ПРЕДПРИЯТИЕ ГОСКОРПОРАЦИИ «РОСАТОМ»

ОА «Государственный научный центр Российской Федерации – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского»

Научно-техническая конференция

## ТЕПЛОФИЗИКА РЕАКТОРОВ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ

### ТЕПЛОФИЗИКА-2016

12–14 октября 2016 года

Сборник докладов

Электронное издание



Обнинск, 2017

#### УДК 536.24:621.039.524.4:621.039.58

**Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика – 2016)** / Сборник докладов на научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика – 2016)», 12–14 октября 2016, г. Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. 2017. – 596 с.

Сборник включает материалы, представленные в виде докладов на научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика – 2016)», в которых освещается состояние и задачи научно-исследовательских и опытно-конструкторских работ, связанных с теплофизическим обоснованием инновационных конструкторских решений и безопасности водохлаждаемых реакторов на тепловых нейтронах и реакторов на быстрых нейтронах с различными жидкометаллическими теплоносителями (натрий, свинец) нового поколения. В пленарных докладах рассмотрены проблемные вопросы развития теплофизических исследований, включая теплогидравлику и массоперенос в реакторах PWR, ВВЭР, ВВЭР-СКД, быстрых реакторах с натриевым и свинцовым теплоносителями, в бланкете термоядерных реакторов. Широкий круг ключевых проблем в области теплогидравлики проточной части и узлов оборудования реакторных установок рассмотрен на секционных заседаниях по гидродинамике и теплообмену в водоохлаждаемых реакторах и реакторах с жидкометаллическими теплоносителями в обоснование повышения эффективности и безопасности их работы. Особое внимание уделено исследованиям развития тяжелой аварии, водородной безопасности, кризиса теплообмена и массообменных процессов в пассивных системах безопасности АЭС с реакторами ВВЭР. В секции по вопросам исследований массопереноса и технологии жидкометаллических теплоносителей представлены результаты исследований физико-химических процессов в системах жидкий металл – конструкционные материалы – инертный газ, разработки методов и средств контроля содержания примесей в теплоносителях, систем очистки натриевого и свинцового теплоносителей от примесей. На заседаниях специализированных секций рассмотрены результаты разработки и верификации теплофизических расчетных кодов, расчетных исследований ЯЭУ с использованием таких кодов как СОКРАТ/В1, ЕВКЛИД/V2, КУПОЛ-МТ, HYDRA-IBRAE/LM, ANSYS, ATHLET, DYN3D, VAPEX, APROS, OpenFOAM, COREMELT, a также исследований в обоснование использования жидкометаллических теплоносителей в инновационных технологиях, не связанных с ядерной энергетикой.

Сборник составлен на основе материалов, поступивших от авторов, без редактирования.

#### Под общей редакцией

А.А. Труфанова, докт. техн. наук А.П. Сорокина

Технический редактор Н.А. Денисова

Издание осуществлено при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований и Правительства Калужской области (Проект № 16-48-401021)

Дата подписания к использованию 13.07.2017.

Подготовлено в ОНТИ АО «ГНЦ РФ-ФЭИ». 239033, г. Обнинск Калужской обл., пл. Бондаренко, 1. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского».

### Содержание

### Пленарные доклады

Экспериментальные и расчетные исследования в обоснование высокотемпературной ядерной энергетической установки с реактором на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем для производства водорода Сорокин А.П., Козлов Ф.А., Труфанов А.А., Алексеев В.В., Богословская Г.П., Иванов А.П.,	7
Коновалов М.А., Морозов А.В., Орлова Е.А., Стогов В.Ю.	
Развитие исследований теплообмена перспективных теплоносителей ядерной энергетики Генин Л.Г., Свиридов В.Г.	20
Актуальные проблемы теплофизики реакторов нового поколения Труфанов А.А., Сорокин А.П., Камаев А.А., Козлов Ф.А., Орлов Ю.И., Алексеев В.В., Левченко Ю.Д., Морозов А.В., Грабежная В.А., Кузина Ю.А., Загорулько Ю.И., Лощинин В.М., Опанасенко А.Н., Черноног В.Л.	24
Обзор выполненных работ по теплофизическим процессам Шмаль И.И., Иванов М.А.	41
Литий или свинец-литий? Верещагина Т.Н., Логинов Н.И.	55
СЕКЦИЯ 1. Исследования массопереноса и технологии жидкометаллических теплоносителей	
Коррозионное поведение сплава V–4Ti–4Cr в расплаве натрий – калий эвтектического состава: сравнение экспериментальных данных с результатами компьютерного моделирования	59
Оценка коэффициентов диффузии легирующих элементов по данным фотометрического анализа структурных изображений Ермишкин В.А., Минина Н.А., Томенко К.А.	70
Оценка теплофизических характеристик сталей по данным фотометрического анализа структурных изображений	76
Определение работы выхода атома при испарении жидкости методом молекулярной динамики	79
О механизме изменения компонентного состава расплавов свинца-висмута Иванов К.Д., Ниязов СА.С., Лаврова О.В.	83
Термодинамический потенциал электрода Na-Cr-NaCrO <sub>2</sub> Блохин В.А., Борисов В.В., Камаев А.А., Левин О.Э., Строев А.А., Труфанов А.А.	90
Генерация водорода при взаимодействии конструкционных материалов на основе алюминия с водой при имитации факторов ЯЭУ Милинчук В.К., Клинипонт Э.Р., Белозеров В.И., Хаврошина И.С., Садиков Э.И., Иванова С.В.	94
Об измерении концентрации кислорода в натрии с помощью пробкового индикатора	97
Влияние кислорода в натрии на проницаемость натрия в сталь Орлова Е.А., Орлов А.В., Соломатин А.Е., Засорин И.И.	101
Взаимодействие материалов сепаратора водорода с натрием и примесями в нем Соломатин А.Е., Орлова Е.А., Сорокин А.П., Засорин И.И., Загребаев С.А., Орлов А.В., Белозеров В.И.	107
Моделирование вскипания капли воды в свинцовом теплоносителе Исхаков А.Ш., Мелихов В.И., Мелихов О.И., Ртищев Н.А.	112
Экспериментальные исследования износа стальных поверхностей под действием посторонних предметов (дебриса) в свинцовом теплоносителеприменительно к условиям контуров ядерных реакторов на быстрых нейтронах	124

Исследование теплоотвода от свинцового теплоносителя охлаждающей средой при атмосферном давлении	133
Влияние активности железа в свинце на коррозионный процесс и формирование оксидного покрытия	142
Моделирование щелевой коррозии в ТЖМТ Варсеев Е.В., Алексеев В.В.	147
О защите поверхностей конструкционных сталей в начальный период эксплуатации жидкометаллических контуров Харчук С.Е., Асхадуллин Р.Ш., Гулевский В.А., Ульянов В.В.	151
Исследование коррозионной стойкости металлургических сталей в расплавах свинца-висмута Ниязов СА.С., Иванов К.Д., Лаврова О.В., Легких А.Ю.	154
Термодинамика процесса окисления стали в среде тяжелого жидкого металла	162
СЕКЦИЯ 2. Исследования гидродинамики и теплообмена в реакторах с жидкометаллическими теплоносителями в обоснование проектных решений и безопасност	и
Научная школа теплофизики ФЭИ на рубеже тысячелетий Верещагина Т.Н.	174
Системы контроля герметичности оболочек твэлов по натрию в быстрых реакторах	185
Экспериментальные исследования для обоснования вибропрочности трубного пучка парогенератора натриевого реактора большой мощности	191
Экспериментальное и численное исследование гидродинамики и теплообмена при подъёмном течении жидкого металла в кольцевом канале с винтовым оребрением Генин Л.Г., Крылов С.Г., Листратов Я.И., Захаров А.Г.	203
Экспериментальные исследования в обоснование парогенераторов нового поколения, обогреваемых жидкометаллическим теплоносителем	211
Дросселирование потока теплоносителя в тепловыделяющих сборках ядерных реакторов типа БН	223
Исследования температурных полей и теплоотдачи в модельных ТВС реактора с тяжелым теплоносителем (однородная геометрия) Кузина Ю.А., Привезенцев В.В., Сорокин А.П., Рымкевич К.С.	232
Оценка динамической устойчивости трубных пучков теплообменных аппаратов в поперечном потоке теплоносителя Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Самолысов А.В.	239
Аналогии в обобщенной проводимости дисперсных сред Федотовский В.С., Кругликов Ю.С., Михайлова Т.А., Лунина С.В., Орлов А.И.	247
Инерционно связанные колебания твэлов и тепловыделяющих сборок Федотовский В.С., Никулина А.Н., Иванова Е.А.	252
Теплогидравлический расчет активной зоны реакторов на быстрых нейтронах с учетом влияния различных факторов Гордеев С.С., Сорокин А.П.	261
Экспериментальные исследования стратификационных процессов в элементах контура циркуляции ЯЭУ различного типа на водяных моделях Опанасенко А.Н., Сорокин А.П., Труфанов А.А., Денисова Н.А., Разуванов Н.Г., Свиридов Е.В., Беляев И.А.	282
Расчетное исследование запроектных аварий в реакторах с натриевым охлаждением	293

Оценка характеристик внутренней самозащищенности быстрого натриевого реактора в аварии с потерей принудительной циркуляции теплоносителя Бочкарев А.С., Корсун А.С., Харитонов В.С., Алексеев П.Н.	303
Определение скоростей теплоносителя в каналах активной зоны реактора в рабочих режимах по температурным измерениям Голуб Е.В., Сорокин А.П.	312
Определение расхода теплоносителя в канале активной зоны и инерционности температурного контроля по запаздыванию температурного сигнала	318
Расчет гидродинамических параметров второго контура ИЯУ МБИР при больших течах воды в натрий в парогенераторе обратного типа	330
Экспериментальное исследование поведения кориума на границе раздела кориума с реакторными конструкциями (износ материалов, формирование гарнисажа, физико-химические параметры граничной зоны) Загорулько Ю.И., Ганичев Н.С., Жмурин В.Г., Кащеев М.В., Воробьёва Т.А., Толмачев Д.В., Санникова З.О., Ильичева Н.С., Красикова Е.А.	337
СЕКЦИЯ 3. Экспериментальные и расчетные теплогидравлические исследования в обоснование повышения эффективности и безопасности водоохлаждаемых реакторов	
Исследования процессов перемешивания потока теплоносителя в активной зоне peaktopa PWR с тепловыделяющими сборками TBC-Квадрат	350
Влияние степени неравномерности распределения тепловыделения по поперечному сечению ТВС PWR и ВВЭР на критическую мощность сборок	357
Опыт разработки и выполнения расчетного обоснования РУТА НВАЭС-2 с использованием РК СОКРАТ Литышев А.В., Пантюшин С.И., Аулова О.В., Гаспаров Д.Л., Букин Н.В., Быков М.А.	371
Анализ чувствительности при моделировании тяжелых аварий с применением РК СОКРАТ/В1 Николаева А.В., Гаспаров Д.Л., Пантюшин С.И., Литышев А.В., Букин Н.В., Быков М.А.	380
Амплитудно-частотные характеристики гидродинамических нагрузок на пучки твэлов в турбулентном потоке теплоносителя в ТВС ВВЭР Перевезенцев В.В.	400
Экспериментальное моделирование процессов контактной конденсации парогазовой смеси в перспективной системе отвода неконденсирующихся газов из парогенератора ВВЭР в аварийном режиме	409
Исследование моделей взаимодействия фаз пароводяной смеси для описания течения в барботажном слое	417
Испытание ТВС и привода СУЗ ШЭМ-3 на сейсмостойкость Егоров Ю.В., Макаров В.В., Афанасьев А.В., Матвиенко И.В., Лисенков Е.А., Селезнев А.В., Малинин А.А., Чесноков Б.В.	424
Анализ динамических нагрузок на строительные конструкции при горении водородосодержащих газовых смесей в защитной оболочке АЭС с ВВЭР Безлепкин В.В., Капица Д.В., Котов В.В., Шурыгина Н.Ю.	435
Проверка режимов работы системы подпитки и борного регулирования ЛАЭС-2 средствами ПТК «ВЭБ» Гаврилов М.В., Третьяков Е.А., Амелюшина А.Г., Литвиненко Л.Д., Образцов Е.П.	445
Экспериментальная установка для моделирования режимов протекания тяжелой аварии на АЭС Богданов С.В., Бережной С.Н., Вашляев Ю.Н.	451
Экспериментальное исследование работы пассивных систем АЭС с ВВЭР-1200 с учетом влияния массообменных процессов между реакторной установкой и защитной оболочкой	456

Влияние капельного уноса борной кислоты на ее накопление в активной зоне при аварийных режимах АЭС с ВВЭР	65
Экспериментальное исследование тепломассобменных процессов, происходящих в модели парогенератора ВВЭР при работе пассивных систем безопасности	72
СЕКЦИЯ 4. Исследования в обоснование инновационных технических решений и технологий	
Технология натриевого теплоносителя в системе охлаждения плавильного агрегата для переработки твердых радиоактивных отходов	82
Опреснение воды при испарении солевых растворов в расплавах тяжелых жидкометаллических теплоносителей Pb, Pb-Bi	91
Энергоэффективная переработка органического сырья в товарные продукты за счёт использования термохимических металло-оксидных циклов «Ме-Ме <sub>х</sub> O <sub>y</sub> »49 Кошелев М.М., Ульянов В.В., Гулевский В.А., Скобеев Д.А.	94
Прямоконтактный жидкометаллический тепломассоперенос в процессах переработки твердых, жидких и газообразных сред	96
Результаты рецептуры иммобилизации золы, полученной от переработки отходов, содержащей радиоактивные ионообменные смолы, в расплаве свинца и его оксида	99
СЕКЦИЯ 5. Расчетные модели, коды и результаты расчетных исследований	
Сравнение результатов экспериментов на установке AP-1 с расчетами по коду COREMELT	06
Модуль SAFR интегрального кода ЕВКЛИД/V2 для расчета задач с плавлением твэл быстрого реактора	22
Расчетные технологии. Экстраполяция измерений векторного поля на конечном временном интервале	31
Модуль OXID второй версии кода HYDRA-IBRAE/LM для расчета окислительно-восстановительных процессов в первом контуре РУ со свинцовым теплоносителем	35
Анализ параметров и процессов распространения водорода в условиях тяжелой аварии в защитной оболочке реакторной установки РИТМ-200 с использованием кода «КУПОЛ-МТ»	43
Результаты доработки и тестирования теплогидравлического кода Ring для расчета активных зон с коаксиальными кольцевыми твэлами	51
Разработка моделей для экспресс-оценки состояния критических функций безопасности АЭС с реакторами ВВЭР-ТОИ в целях оказания научно-технической поддержки информационно-аналитическому центру Ростехнадзора	61
Расчетные исследования режимов нормальной эксплуатации и переходных процессов в реакторе типа БН с использованием связанной версии кодов ATHLET и DYN3D	70
Разработка и валидация модели окисления кориума для кода VAPEX	75
Разработка программы эксперимента на УИИСБ для проверки характеристик ПКРВ с применением CFD-кодов	88

### Экспериментальные и расчетные исследования в обоснование высокотемпературной ядерной энергетической установки с реактором на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем для производства водорода

Сорокин А.П., Козлов Ф.А., Труфанов А.А., Алексеев В.В., Богословская Г.П., Иванов А.П., Коновалов М.А., Морозов А.В., Орлова Е.А., Стогов В.Ю. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

#### Введение

Ядерная энергетика в общей стратегии развития топливно-энергетического комплекса – не альтернатива и конкурент, а потенциал сохранения эффективности топливных ресурсов на длительный период, способный повысить надежность и безопасность энергоснабжения, становясь «источником источника» энергии и других ресурсов. Сегодня обсуждается несколько альтернативных стратегий развития ядерной энергетики [1, 2]. Одним из основных требований, предъявляемых к будущей ядерной энерготехнологии – её крупномасштабность [3], что предполагает более высокий уровень безопасности всех её элементов, начиная с реакторных установок и кончая технологиями закрытого ядерного топливного цикла [4]. Одним из направлений формирования новой технологической платформы ядерной энергетики, работа над которой в настоящее время ведётся в Госкорпорации «Росатом», является разработка инновационных быстрых реакторов с напряженными температурными и дозовыми нагрузками, использующими натрий, свинец и свинец-висмут в качестве теплоносителей [5, 6].

Наиболее важной проблемой, определяющей в будущем развитие экологически чистой энергетики, безусловно, является вовлечение в топливный цикл водорода. Водород является очень привлекательным элементом для замены ископаемых топлив (нефти, газа), хотя сам он и является не источником, а носителем энергии. Как ожидается, потребность в его производстве резко возрастет в ближайшем будущем. В настоящее время основным способом производства водорода является паровая конверсия метана. Однако с точки зрения долгосрочной перспективы крупномасштабного получения водорода данный способ не является жизнеспособным, так как требует потребления невозобновляемых ресурсов и сопровождается выделением парниковых газов в окружающую среду. Поэтому, разрабатываются альтернативные способы производства водорода методами расщепления воды с помощью термохимических или электролизных процессов, требующие высокотемпературного источника тепла [7, 8].

Наиболее освоенными в настоящее время высокотемпературными источниками тепла могут служить ядерные реакторы Поколения IV в силу предполагаемого использования таких теплоносителей как газы, жидкие металлы (натрий, свинец), расплавы солей [9–12]. Температура на выходе из активной зоны в этих реакторах может достигать до 900–950 °C. Они представляют новый класс мощных реакторов, нацеленных как на производство электроэнергии с высоким кпд (50 %), так и обеспечение очень важных технологических процессов при производстве водорода, газификации и ожижении угля, углублённой переработке нефти, преобразовании биомассы в жидкое топливо, в химической промышленности, металлургии и т.д.

В ГНЦ РФ – ФЭИ, являющимся одной из ведущих организаций в области быстрых реакторов с натриевым теплоносителем, выполнены концептуальные исследования по выбору облика энергетического высокотемпературного быстрого натриевого реактора (БН-ВТ) для создания крупномасштабной атомно-водородной энергетики [13], которые показали, что создание такого реактора является реальной технической задачей. На первый план выходит решение вопросов технологического характера, связанных с высоким уровнем температуры в реакторной установке [14]. В настоящей работе большое внимание уделено исследованиям в обоснование создания технологии натриевого теплоносителя при высоких температурах и концентрациях водорода на длительные ресурсы, обсуждению вопросов применения жаропрочных радиационно-стойких высокотемпературных конструкционных материалов, обеспечения их коррозионной стойкости при содержании кислорода в натриевом теплоносителе на уровне 0,1 ППМ. Конкретные оценки выполнены для реактора БН-ВТ 600 МВт (тепл.).

7

#### 1. Состав и основные технические характеристики реакторной установки БН-ВТ

Реакторная установка БН-ВТ. В состав реакторной установки (РУ) БН-ВТ вхолят: ядерный реактор на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем, три петли системы аварийного отвода тепла (САОТ), три комплекта оборудования петель второго контура для передачи высокопотенциального тепла от реактора к химическим установкам, производящим водород, или газотурбинной установке для снабжения химических агрегатов электрической энергией. Принципиальная схема ЯЭУ с РУ БН-ВТ представлена на рис. 1.



Рис. 1. Схема реакторной установки для производства электроэнергии и водорода на основе технологии твердооксидного электролиза воды:

1 - быстрый реактор: 2 - промежуточный теплообменник; 3 - сепаратор водорода: 4 - теплообменник; 5 - твердооксидный электролизер; 6 - электроэнергия на электролизер; 7 - парогенератор;

8 - газотурбинная установка; 9 - теплообменник; 10 - компрессор; 11 - турбина; 12 - электрогенератор

В состав каждой петли входит промежуточный теплообменник, расположенный внутри корпуса реактора под уровнем натрия, центробежный насос и трубопровод для отвода и возвращения натрия в реактор. Конструктивно способ передачи тепла потребителям разрабатывается совместно с создателями технологических установок.

При разработке облика исследуемого реактора учтены современные требования по безопасности и экономике реакторов будущих поколений. В нём развивается инновационная идеология быстрых реакторов на основе достигнутых значительных успехах в технологии БН. За основу конструкции реактора выбран успешно работающий уже более 30 лет реактор типа БН-600. Основные технические характеристики БН-ВТ приведены в таблице 1.

Таблица 1

Наименование технического параметра	Величина параметра
Номинальная тепловая мощность, МВт	600
Количество теплоотводящих петель	3
Температура теплоносителя, °С:	
– на входе в активную зону	800
– на выходе из активной зоны	900
– на входе в ПТО	775
– на выходе из ПТО	875
Расход натрия через один ПТО, кг/с	1379
Абсолютное давление теплоносителя на входе в активную зону, МПа	≤ 1,0
Избыточное давление в газовом объеме реактора, МПа	0,054

Основные технические характеристики БН-ВТ

Предлагается интегральная компоновка основного оборудования первого (радиоактивного) контура в баке реактора с основным и страховочными корпусами, что способствует достижению высокого уровня безопасности и позволяет исключить боксы вспомогательных систем I контура. Основной корпус реактора, предназначенный для размещения внутрикорпусного оборудования, натрия и аргона первого контура и организации циркуляции натрия первого контура, представляет собой вертикальный цилиндрический бак, имеющий конусную крышу и эллиптическое днище с опорным кольцом. Корпус реактора находится в контакте: с внутренней стороны – с натрием, за исключением верхней части (крыши), контактирующей с аргоном газовой подушки реактора, а с наружной стороны – с аргоном, находящимся в страховочной полости, и воздухом шахты реактора вне страховочной полости.

Внутри корпуса располагается активная зона, промежуточные теплообменники, ГЦН первого контура, аварийные теплообменники расхолаживания, электрохимический датчик водорода, электрохимический датчик кислорода и углерода, труба заполнения, трубы газовой компенсации и перелива, система контроля герметичности оболочек. В связи с большими габаритами холодные ловушки (ХЛ) вынесены за пределы корпуса реактора.

Характеристики ядерного реактора. В качестве начального этапа, а также исходя из готовности технологии БН, предлагается максимально сохранить конструкцию реактора, использовать урановое оксидное топливо, изменив только уровень температур. Основная цель на этом этапе – выявить узкие места с точки зрения уже отлаженной конструкции, оставив вопрос об конструкционных материалах пока открытым. Существующая высокая культура проектирования БН и технические решения, проверенные длительной эксплуатацией, должны способствовать реализуемости установки [15]. В дальнейшем в зависимости от полученных результатов можно рассмотреть возможность использования других видов топлива: МОХ топливо, нитридное уран-плутониевое топливо в твэле контейнерного типа, ториевый цикл и другие, потенциально перспективные решения, которые требуют практического обоснования.

Конструкции ТВС, компоновка активной зоны и картограмма загрузки БН-ВТ аналогичны БН-600 [16]. Активная зона БН-ВТ состоит из набора сборок – ТВС, стержней СУЗ, ИН, ССЗ и СБЗ, расположенных в реакторе по треугольной решетке со средним шагом 98,35 мм. Активная зона включает в себя 369 урановых ТВС трех типов обогащения, 27 стержней СУЗ, два источника нейтронов. По радиусу активная зона разбита на три зоны, отличающиеся друг от друга обогащением топлива. ТВС содержат части верхнего и нижнего торцевых экранов из таблеток диоксида обедненного или естественного урана, размещенных в общей оболочке с топливными таблетками. Вокруг активной зоны размещены сборки боковой зоны воспроизводства.

Исходя из соотношения мощностей действующего реактора БН-600 и проекта реактора БН-ВТ можно предположить, что при понижении тепловой мощности с 1470 МВт до 600 МВт (~ 2,5 раза) межперегрузочный интервал можно увеличить с 140 суток до практически годового – 330 суток. Эффективности системы компенсаторов без переделки с запасом должно хватить для компенсации выгорания, а увеличенный температурный эффект реактивности (изотермический разогрев реактора от температуры перегрузки до входной на номинальной мощности) можно компенсировать с учётом этого запаса. Остальные эффекты реактивности не должны сильно изменится. Основные характеристики реакторного блока приведены в таблице 2.

Таблица 2

Характеристика	Величина
Мощность (тепловая), МВт	600
Ядерное топливо	UO2
Размеры активной зоны (D×H) по корпусу, мм	3900×1300
Толщина отражателя, мм	200
Размер «под ключ» и толщина стенки шестигранного чехла ТВС, мм	96×2
Количество твэлов в ТВС	127
Материал чехла ТВС, оболочки твэлов и дистанционирующей проволоки	ЭП-912-ВД
Диаметр и толщина оболочки твэл ( <i>d</i> ×δ), мм	6,9×0,4

Основные характеристики реакторного блока БН-ВТ

Продолжение табл. 2

Характеристика	Величина
Поперечный размер дистанционирующей проволоки, мм – для 91 центрального твэла – для 36 периферийных твэлов	Ø1,05 0 6×1 3
Размеры топливной таблетки (втулки), мм – наружный диаметр – внутренний диаметр	Ø5,9 Ø1,7
Высота активной зоны, мм	1030
Высота торцевых зон воспроизводства, мм – верхней – нижней	300 350
Высота газовой полости, мм	617
Полная длина ТВС, мм	3500
Время между перегрузками, сут.	330
Температура перегрузки, °С	230
Максимальная температура оболочки твэл, °С	1025
Полный температурный эффект реактивности (230 °C $\rightarrow$ T <sub>вх</sub> ) (230 °C $\rightarrow$ 368 °C) /(230 °C $\rightarrow$ 800 °C)	-1,431
Полный мощностной эффект реактивности ( $T_{\text{вх}} \rightarrow N_{\text{ном.}}$ )	-0,452

#### 2. Некоторые конструкционные вопросы и вопросы безопасности

Особенностью работы реактора в составе комплекса по производству водорода является необходимость учета вероятности попадания водорода по тракту теплоносителя в активную зону реактора. Проведенные расчетные исследования показали (см. таблицу 3), что попадание водорода в пределах возможных допусков практически не сказывается на нейтроннофизических характеристиках реактора и не сказывается на параметрах безопасности реактора.

Таблица 3

#### Изменение реактивности реактора в зависимости от наличия водорода в теплоносителе

Содержание	Реактивность,	Относительное изменение потери реактивности
водорода в	вносимая водородом	реактора при работе в течение 1 года на мощности
натрии, млн <sup>-1</sup>	в составе натрия, % ΔК/К	600 MBτ, $[(\%\Delta K/K)h/(\%\Delta K/K)0](t)$ %, $T = 365$ эфф. сут.
0	0,000	0,00
50	0,0081	-2,54
100	0,014	-2,51
150	0,022	-2,49
200	0,027	-2,48
250	0,032	-2,47

В результате проведенных материаловедческих исследований показана возможность использования при повышенных концентрациях водорода в натрии и концентрациях кислорода меньших 2 млн<sup>-1</sup> ряда конструкционных материалов (молибдена, ниобия, сталей ЭИ-847, ЭП-912-ВД, ЭИ-732) при температуре натрия до 750 °С.

Высокий уровень температуры увеличивает возможность закипания натрия. Удаление натрия вызывает незначительный отрицательный натриевый пустотный эффект реактивности, что обусловлено урановым топливом. Таким образом, можно не требовать значительного увеличения давления в первом контуре. Для организации замкнутого топливного цикла имеется возможность рассмотреть уран-ториевый цикл с близкими характеристиками эффектов реактивности.

Стойкость твэла – ключевая проблема для высокотемпературного реактора. В предлагаемой конструкции РУ ситуация смягчена за счёт выбора низкой тепловой нагрузки на твэлы. Дополнительно можно снизить максимальное выгорание.

Самым сложным в конструкционном плане является выбор высокотемпературного материала для реакторных условий. Для оболочек твэлов необходимы сплавы, имеющие высокую жаропрочность и являющиеся коррозионно-стойкими в натриевом теплоносителе при температурах 900–1200 °С, являющиеся радиационно-стойкими до уровня 100 сна. В качестве таких сплавов могут быть рассмотрены молибденовые и ниобиевые сплавы, обладающие технологичностью и высокими жаропрочными свойствами, удовлетворительной коррозионной стойко-стью в натриевом теплоносителе.

Наиболее подходящими конструкционными материалами могут служить сплавы на основе молибдена, однако использование таких материалов приводит к заметному поглощению нейтронов, что требует изменения обогащения топлива. По предварительным оценкам при максимальном содержании молибдена, учитывая значительный запас по реактивности, увеличение обогащения топлива не приведет к нарушению требований по безопасности реактора в процессе работы и при аварийных ситуациях. Можно сделать вывод, что проблема использования конструкционного материала на основе молибдена может быть решена за счет изменения изотопного состава топлива.

В качестве возможного варианта конструкционного материала рассмотрена сталь ЭП-912-ВД. Этот сплав, в стандартных обозначениях X15H35B10Б (разработка ВИАМ и ФЭИ), является одним из перспективных конструкционных материалов для работы в контакте с натриевым, натрий-калиевым теплоносителем и в атмосфере воздуха при температуре 900–950 °C. Высокая кратковременная и длительная прочность сплава сочетается с высокими характеристиками пластичности и вязкости при температурах до 950 °C и температуре горячей деформации, стабильностью структуры и механических свойств, хорошей коррозионной стойкостью в натриевом, натрий-калиевом теплоносителе, а также высокой окалиностойкостью. Аргонно-дуговую сварку листов толщиной до 12 мм рекомендуется выполнять с использованием сварочной проволоки марки XH60BT, 06X15H60M15 и X15И35B12, которые обеспечивают высокую стойкость металла шва против образования горячих трещин.

Важной характеристикой является отсутствие в составе молибдена (см. таблицу 4).

Таблица 4

С	Si	Mn	S	Р	W	Ni	Nb	Fe
0,03	0,32	0,06	0,005	0,005	9,13	35,97	0,93	Ост.

Химический состав высоконикелевой нержавеющей стали ЭП-912-ВД [17]

Альтернативным материалом является сталь жаропрочная хромоникелевая сталь аустенитного класса марки 07X15H30B5M2 (ЧС81), разработанная в ЦНИИКМ «Прометей» (таблица 5). Она рекомендована для работы при температуре 900–950 °С Проведенные в ЦНИИКМ «Прометей» исследования прочностных характеристик, коррозионной стойкости в натриевом, натрий-калиевом теплоносителях, термической стабильности показали, что указанная сталь обладает комплексом физико-механических и технологических свойств, необходимых для работы в условиях высокотемпературных натриевых реакторах. Механические свойства стали после облучения сохраняются на достаточно высоком уровне. Исследования, проведенные в ФЭИ и в ЦНИИКМ «Прометей», показали, что сталь ЧС81 обладает хорошей свариваемостью и позволяет получать сварные соединения как при сварке без присадочного материала, так и при использовании присадочной проволоки XH50MГВ.

Сравнение реактивности, вносимой в реактор конструкционными материалами из этих сталей, показано в следующей таблице 6.

Для сравнения конструкционные материалы активной зоны (сталь ЧС-68 х.д.) в реакторе БН-600 вносят реактивность в реактор, равную  $-2,218 \cdot 10^{-2} (\Delta K/K)$ . Это отличие может быть скомпенсировано органами СУЗ.

Исходя из этого сравнения, предпочтение может быть отдано ЧС-81. Окончательный выбор может быть сделан после всестороннего исследования различных конструкционных материалов, применительно к высокотемпературному реактору.

Таблица 5

С	Si	Mn	S	Р	W	(	Cr	Ni
≤ 0,07	≤ 0,2	0,8–1,2	≤ 0,01	≤ 0,015	4,5–5,5	14,0	-17,0	29,0–31,0
Мо		Ti	A	Al	ДР		Ст	гандарт
1,8–2,	2	≤ 0,06	$\leq 0$	≤ 0,12			ТУ14	-1-3970-85
					$N \le 0.03;$		ТУ14	-1-4244-87
					$Fe \leq oct;$			
					$Y \le 0,05$			

Состав нержавеющей стали ЧС81 [18]

Таблица 6

#### Вклад элементов конструкционных материалов активной зоны в эффективный коэффициент размножения, $K_{3\phi}$

Химический	ЭП-912-ВД		ι	IC-81
элемент	(Δ <i>K</i> / <i>K</i> )	Нуклидный состав	$(\Delta K/K)$	Нуклидный состав
Fe	$-1,08 \cdot 10^{-2}$	25,9 %	$-8,78 \cdot 10^{-3}$	22,6 %
Cr			$-3,35 \cdot 10^{-3}$	8,6 %
Ni	-1,67.10-2	39,9 %	-1,40.10-2	36,0 %
Мо			$-3,12 \cdot 10^{-3}$	8,0 %
W	-1,43.10-2	34,3 %	-8,42·10 <sup>-3</sup>	21,7 %
Mn			-1,16.10-3	3,0 %
Сумма	-4,18.10-2		-3,88.10-2	

#### 3. Технология натрия

**Поведение примесей в контурах БН-ВТ при различных режимах эксплуатации.** Выполнение основной функции теплоносителя неизбежно сопровождается последствиями, обусловленными его взаимодействием с примесями, присутствующими в жидкометаллической системе и негативным воздействием его на конструкционные (технологические) материалы. Направление этих процессов определяется разностью химических потенциалов [19].

Принято, что поток примеси, растворённой в какой-либо среде для одномерного рассмотрения пропорционален градиенту химического потенциала:

$$\mathbf{j} = -\boldsymbol{\alpha} \cdot \operatorname{grad} \boldsymbol{\mu} \,, \tag{1}$$

$$\mathbf{j} = -\alpha \frac{d\mu}{dx} = -D \frac{dC}{dx},\tag{2}$$

где  $D = \frac{\alpha RT}{C}$  для идеальной системы,  $\alpha$  – коэффициент пропорциональности.

Химический потенциал для реальной системы:

$$\mu = \mu_0 \left( T \right) + RT \ln \left( \frac{C}{C_{\text{Hac}}} \right). \tag{3}$$

Тогда для случая неизотермической системы  $dT/dx \neq 0$ 

$$\frac{\partial \mu}{\partial x} = \left[\frac{dT}{dx}\left(\frac{d\mu_0(T)}{dT} + R\ln\left(\frac{C}{C_{\text{Hac}}}\right)\right) \cdot \frac{1}{dC/dx} + RT\frac{C_1}{C_{\text{Hac}}}\left(C_{\text{Hac}} - C\frac{dC_{\text{Hac}}/dx}{dC/dx}\right)\right]\frac{dC}{dx} = B\frac{dC}{dx}, \quad (4)$$

если для реальной системы справедливо:

$$j = -\alpha \frac{d\mu}{dx} = -\alpha B \frac{dC}{dx} \mu = -D \frac{dC}{dx}.$$
(5)

Из выражения (4) и (5) видно, что перенос компонент в неизотермической неподвижной системе помимо коэффициента α, характеризующего диффузионные свойства среды зависит от многих факторов, среди которых растворимость примесей, зависимость химического потенциала от температуры (физико-химические характеристики системы) и градиент температуры, будут играть основную роль. При движении жидкости гидродинамические характеристики также будут вносить свой вклад в процессы массопереноса.

Зависимость констант, характеризующих эти процессы, от температуры (формула Аррениуса) имеет вид:

$$k = k_0 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right),\tag{6}$$

где k – константа, характеризующая процесс;  $k_0$  – постоянный множитель; E – энергия активации; R – универсальная газовая постоянная (R = 8,31 Дж/(моль·К)); T – абсолютная температура, K.

Из (6) видно, что при рассмотрении конкретных процессов жидкометаллической системы, например, диффузия, проницаемость, растворимость, скорость абсорбции, равновесные давления газов, при переходе к высоким температурам их значение будет возрастать. При возрастании температуры с  $T_1$  до  $T_2$ ) оно может быть рассчитано по уравнению:

$$\frac{K(T_2)}{K(T_1)} = \exp\left(\frac{E(T_2 - T_1)}{R \cdot T_2 \cdot T_1}\right).$$
(7)

Следовательно, возрастание константы для конкретного из перечисленных выше процессов определяется его энергией активации и ростом температуры. Но  $T_2/T_1 \le 2$ , а энергия активации изменяется от сотен до десятков тысяч Дж/моль К, а для такой характеристики, как равновесное давление водорода над натрием она практически не зависит от температуры. Наибольшие значения характерны для процессов диффузии, проницаемости в твердых телах и для кинетики скорости процессов абсорбции газов. Для растворимости примесей энергия активации на порядок и более низкая, чем энергии активации для диффузионных процессов. Следует заметить, что для одного и того же процесса энергии активации для различных материалов могут отличаться в несколько раз, в некоторых случаях на порядок.

Отношение констант для  $T_2$  (1048, 1073, 1148, 1173) (максимальные предполагаемые температуры для БН-ВТ и  $T_1 \sim 800$  К на современных АЭС, при различных энергиях активации рассчитанное по уравнению (7) приведены в таблице 7.

С учётом сказанного выше был выполнен качественный анализ поведения примесей в жидкометаллических системах БН-ВТ в различных режимах эксплуатации. Результаты представлены в таблице 8.

Из таблицы 8 видно, что очистка теплоносителя от примесей в режимах 1, 2 и 5 может производиться ХЛ. В режимах 1 и 2 могут быть использованы обычные схемы подключения ХЛ. В режимах 5, если они реализуются после режимов 3 и 4, следует учитывать неизбежное появление радиоактивности в теплоносителе.

Таблица 7

		$T_2$	, К	
<i>L</i> , Дж/моль	1048	1073	1148	1173
104	1,37	1,41	1,51	1,55
5.104	4,81	5,49	7,92	8,86
105	23,09	30,17	62,77	78,48
3.105	1,23·10 <sup>4</sup>	$2,75 \cdot 10^4$	2,47·10 <sup>5</sup>	4,83·10 <sup>5</sup>

#### Влияние возрастания температуры на изменение констант Аррениуса при различных энергиях активации (Дж/К·моль)

В высокотемпературных системах при концентрациях углерода десятки млн<sup>-1</sup>, его термодинамическая активность из-за высокой растворимости в натрии по сравнению с ЯЭУ типа БН-600 возрастает на порядки. Поэтому, во избежание науглероживания конструкционных материалов, может потребоваться очистка от углерода горячей ловушкой перед выходом на номинальные параметры. Очистка в режимах 4 и 5 требовала специального анализа, так как интенсивность источников водорода, трития, продуктов коррозии возрастает на порядки.

#### Таблица 8

№	Режим эксплуатации	Примеси, первый контур/второй контур						
		0	Н	С	N*	ПК	Cs	Т
1	Приём натрия из транс- портных емкостей	+/+	+/+	+/+	_	+/+	_	_
2	ПНР	+/+	+/+	+/+	+/+	+/+	-	-
3	Выход на номинальные параметры		⊠ Ѧ		A			+/+
4	Эксплуатация на номи- нальных параметрах	Ŵ	Ŵ	Ŵ		€	+/	¢4)
5	Стояночные режимы							
5.1	Перегрузка топлива	₹	₹4		€		¥	₩
5.2	Ремонт	[★	★	1	+∕+			
5.3	Аварийное загрязнение	€	(† <del>/</del>		€		Ø	
N – в защитном газе; * – если теплоноситель очищен от углерода в ПНР (пуско-наладочные работы) до выхода на номинальные параметры, то в режимах 3 и 4 термодинамической активности (ТДА)								
углерода в теплоносителе оудет определяться его 1 ДА в конструкционных материалах (КМ); +/+ – присутствуют; $\heartsuit$ – производительность снижается; $\triangle$ – коррозионная активность возрастает; $\boxdot$ – производительность источника возрастает: $\bigotimes$ – максимальная производительность								

#### Примеси в жидкометаллических системах БН-ВТ в различных режимах эксплуатации

Очистка натрия от водорода и трития в высокотемпературной ядерной энергетической установке. Особенность поведения водорода, трития и цезия и очистки от них рассмотрена в [20, 21]. Поэтому остановимся лишь на основных результатах, полученных для БН-ВТ мощностью 600 МВт.

При возрастании потоков водорода из третьего контура во второй на два-три порядка по сравнению с источниками водорода на АЭС с БН-600 создание компактных систем очистки (CO) с необходимой производительностью возможно при концентрациях водорода десятки миллионов в минус первой степени, так как производительность СОР в первом приближении пропорциональна концентрации водорода в натрии. При этом очистку натрия от водорода и трития следует производить не холодной ловушкой (ХЛ), а вакуумированием их через мембраны из ванадия или ниобия. Сочетание этих двух факторов позволит создать компактные высокоэффективные системы очистки натрия от водорода.

Очистка натрия от трития до концентраций, обеспечивающих в производимом водороде его предельно допустимую концентрацию (ПДК) 3,6 БК/л, предъявляет более жёсткие требования к системе очистки от водорода: её производительность (коэффициент проницаемости, а, следовательно, и габариты) необходимо увеличить. При выполнении этих условий для ЯЭУ БН-ВТ основная масса трития, 98 %, будет аккумулироваться в компактных системах очистки (CO) натрия второго контура, 0,6 % (~4·10<sup>4</sup> Бк/с) поступит в окружающую среду, а 1,3 % – в производимый продукт. При выбросе в компактных ОС ~4·10<sup>4</sup> Бк/с требования обеспечения нормальной экологической обстановки, изложенные в [22], могут быть легко удовлетворены использованием методов, широко применяемых сегодня в атомной промышленности.

Поскольку значительная масса трития аккумулируется в компактных СО, при масштабном использовании таких ЯЭУ вопрос о дальнейшей судьбе водорода требует специального рассмотрения.

**Поведение продуктов коррозии в установках с натриевым теплоносителем.** Продукты коррозии при эксплуатации установок постоянно поступают в натрий. Многочисленные исследования коррозии конструкционных материалов в монографиях [23, 24]. Исследования в этой области продолжаются в последние 20 лет, см., например, [25–28].

Очевидно, что интенсивность поступления продуктов коррозии (ПК) в натрий определяется скоростью коррозии конструкционных материалов. При расчёте интенсивности источников ПК для первого и второго контуров БН-ВТ использовали уравнение [29]:

$$J_{\rm BX} = J_0 \ C_0^m \ f \ \exp\left(-\frac{B}{T}\right),\tag{8}$$

где  $J_0$  – предэкспоненциальный множитель, кг/м<sup>2</sup> · с;  $C_0^m$  – концентрация кислорода в теплоно-

сителе, млн<sup>-1</sup>;  $f = \left(\frac{w}{w_k}\right)^{0,33}$  при скорости потока  $w \le w_k$  и f = 1 при  $w > w_k$ ,  $w_k$  – предельная ско-

рость теплоносителя, м/с; T – температура, К; m и B – параметры уравнения, равные m = 1, 2, ..., 2B = 12900 K.

При расчете для стали ЭП-912-ВД принималось  $J_0 = 7,5 \cdot 10^{-4} \text{ кг/м}^2 \cdot \text{с}, C_0 = 1 \text{ млн}^{-1},$  максимальная температура оболочки твэла – 1025°С и учитывалось распределение температур по длине активной зоны промежуточного теплообменника.

Результаты оценки интенсивности источников ПК в контурах БН-ВТ приведены в таблице 9.

Следует заметить, что в неизотермической системе скорость коррозии в высокотемпературной зоне должна зависеть от разности температур в горячей и холодной зонах контура: с её уменьшением в высокотемпературной зоне она должна уменьшаться. В уравнении (8) этот эффект не учитывается. Поэтому можно утверждать, что приведенные в таблице 3 результаты дают завышенную оценку. В результате оценок, проведенных нами, принято, что количество ПК, поступающих в натрий, уменьшается в 6 раз.

Таблица 9

#### Интенсивность поступления ПК в натрий первого и второго контуров БН-ВТ при работе на номинальных параметрах, кг/год

	Первый контур	Второй контур*)			
Гомогенная система	Гетерогенная система		Гомогенная система		
Всё оборудование – ЭП-912-ВД	ТВЭЛ – Молибден (Сплавы)	ПТО – ЭП-912-ВД	ПТО – ЭП-912-ВД	ТРУБОПРОВОД – ЭП-912-ВД	
900	Пренебрежимо мало	464	662	914	
*) на шесть петель второго контура в натрий каждой петли второго контура поступает 263 кг/год					

Обоснование системы очистки натрия от продуктов коррозии. Возможные конструкторские решения системы очистки от продуктов коррозии (СОПК). Известно, что эффективность ХЛ при очистке натрия современных АЭС от ПК низкая. Однако специальными опытами было показано, что на сетчатом фильтре, установленном за теплообменником, в котором температура натрия понижалась с 750°С (при этой температуре натрий омывал источник примесей ПК) до 420°С эффективно удерживаются ПК, см. рис. 2.



Рис. 2. Фильтр после эксперимента: общее количество отложений - 6,2 г, в том числе, на дне фильтра – 5,2 г, на сетке фильтра – 1 г

Причём коэффициент удержания продуктов коррозии по оценкам близок к единице, а доля примесей, осевших на поверхности теплообменной трубки ~ 3 % от количества ПК найденных в фильтре. Учитывая эти результаты, для разработки СОПК был выбран принцип работы ХЛ: натрий охлаждается до необходимой температуры с последующим удержанием взвесей продуктов коррозии на сетчатых фильтрах.

Будем считать, что СОПК, включенная в комбинированную систему очистки БН-ВТ, конструктивно выполняется из рекуперативного теплообменника (ТО), объединенного с сетчатым фильтром. Для исключения кристаллизации продуктов коррозии в низкотемпературной зоне необходимо чтобы очитка СОПК обеспечивала концентрацию ПК в потоке  $C_{\text{пот}} < C_{\text{пк}}^{\text{нас}} (T_{\text{min}} - \nabla T)$ . При дальнейших расчётах без оптимизации принято  $\Delta T = 30$  °C.

Проведем оценку параметров СОПК.

**Температурный режим СОПК.** В принципе в таком устройстве натрий может охлаждаться до 110 °С. При этом переход ПК в кристаллическую фазу максимален, но и снимаемая мощность максимальна. С уменьшением теплосъёма в СОПК температура на выходе будет повышаться, количество кристаллизующихся в СОПК продуктов коррозии уменьшится, а, следовательно, уменьшится и производительность СОПК. Этот эффект можно рассчитать по уравнению:

$$\beta = \frac{C_{\text{nor}} - C_s(T)}{C_{\text{nor}} - C_s(423\,K)}.$$
(9)

При расчётах принято, что растворимость хрома от температуры выражается уравнениями:

$$C_{\rm Cr}^s = 10^{5,8 - \frac{5800}{T}},\tag{10}$$

$$C_{\rm Cr}^s = 10^{9,35 - \frac{9010}{T}},\tag{11}$$

$$r_{\rm Cr}^s = \exp\left(16, 2 - \frac{20746}{T}\right) = 10^{7,04 - \frac{9014}{T}}.$$
 (12)

Результаты расчёта приведены на рис. 3.

Видно, что для Спот при 775 °С (І контур) более 95 % продуктов коррозии ПК должно переходить в кристаллическую фазу при температуре на выходе из СОПК 575 °С. Следовательно, понижение температуры до 100–150 °С не целесообразно, снимаемая мощность увеличится более чем в 3 раза, а эффективность очистки возрастёт максимум на 5 %.

С учётом необходимости включения СОПК в комбинированную СО, эта температура была увеличена до 650 °C.



**Расход натрия через СОПК (** $Q_{CO}$ **).** Если принять, что в СОПК натрий охлаждается до  $T_c^{\min}$ , то при этом поток ПК в нее (ее производительность) равен:

$$\mathbf{J}_{\Pi \kappa} < \mathcal{Q}_{\rm co} \left( C_{\Pi \sigma \tau} \left( T_{\kappa}^{\rm min} - 30 \right) - C_{\rm co}' \left( T_{\rm co}^{\rm min} \right) \right) \boldsymbol{\beta} \,. \tag{13}$$

Откуда расход натрия через СОПК должен быть не менее:

$$Q_{\rm co} > \frac{J}{\left(C_{\rm nor}\left(T_{\rm \kappa}^{\rm min} - 30\right) - C_{\rm co}'\left(T_{\rm co}^{\rm min}\right)\right)\beta}.$$
(14)



В расчётах принято, что интенсивность источников в первом и втором контурах равна: для первого контура 151 и 77 кг/год для гомогенной и гетерогенной системы соответственно, и 44 кг/год на каждую петлю второго контура. Учитывая, что расчёт производился по хрому принимали, что  $J_{пк} = 5J_{Cr}$ . Расчёт выполнен для минимальной температуры СОПК 650 °C и трёх зависимостей растворимости хрома в натрии от температуры (38)–(40). Коэффициент удержания ПК в СОПК принят равным единице. Результаты приведены в таблице 10.

Обращает на себя внимание расхождение результатов, полученных с использованием данных по растворимости [30, 31] на 2 порядка. Следует отметить, что при использовании данных по так называемой «растворимости сталей» [32], расход через СОПК первого контура должен быть равен ~ 104 т/ч. Детальный анализ наших данных, полученных в высокотемпературных опытах, в частности, по коэффициенту удержания ПК на фильтре, говорит о том, что за основу следует принять результаты, полученные с использованием уравнения (10). Проведенные расчёты показывают, что при этом размеры основных компонентов СОПК (рекуперативный теплообменник, сетчатый фильтр) БН-ВТ будут приемлемыми.

Таблица 10

### Необходимый расход через СОПК первого ( $C_{\text{пот}}^{\text{нас}}$ (1043 К))

Растворимость хрома	I контур	II контур		
$C_{Cr}^{s} = 10^{5,8 - \frac{5800}{T}} (10)^{*}$	2,5	1,1		
$C_{Cr}^{s} = 10^{9,35 - \frac{9010}{T}} [13]$	0,7	0,36		
$C_{Cr}^{s} = 10^{7,04 - \frac{9014}{T}} [14]$	150	77		
* формула (10) получена обобщением литературных данных Варсеевым Е.В.				

и второго ( $C_{\text{пот}}^{\text{нас}}$	(1018 К)) контуров
-------------------------------------------	--------------------

#### Заключение

Результаты проведенных нейтронно-физических и теплофизических исследований реакторной установки БН-ВТ 600 МВт (тепл.) показали, что имеется принципиальная возможность, опираясь на существующую конструкцию реактора типа БН-600, обеспечить требуемые параметры высокотемпературного реактора на быстрых нейтронах для производства больших количеств водорода, например, на основе одного из термохимических циклов или высокотемпературного электролиза с высоким коэффициентом теплового использования и с высоким КПД производства электроэнергии, удовлетворяя при этом требованиям безопасности. Относительная малогабаритность, вид теплоносителя, выбор делящегося вещества и конструкционных материалов позволяют создать реактор с внутренними, присущими ему свойствами (исключение разгона реактора на мгновенных нейтронах, пассивное снятие остаточного тепловыделения), обеспечивающими повышенную ядерную и радиационную безопасность, отвечающий требованиям для будущих реакторов IV поколения.

На основе полученных результатов по предложенной методике расчёта массопереноса водорода и трития с учётом в натриевых контурах реакторной установки типа БН-ВТ 600 МВт (тепл.) для производства электроэнергии и водорода на основе технологии твердооксидного электролиза воды с учетом применения принципиально иного метода очистки – удаление водорода и трития из натрия вакуумированием их через специальные мембраны, – показано, что КПД такой системы равно ~ 40 %, а объём производимого водорода равен 2,8·10<sup>4</sup> л/с (при нормальных условиях). Реальная опасность от трития в готовом продукте возникает после сгорания водорода в атмосфере. При этом основная масса трития будет присутствовать в виде соединения НТО. Поэтому при расчетах параметров системы очистки и рабочих концентраций водорода и трития в натрии второго контура было принято, что предельно допустимая концентрация трития в производимом водороде не должна превышать 3,26 Бк/л. Значения ПДК трития в воздухе почти на три порядка выше – 2,44·10<sup>3</sup> Бк/л. Очистка натрия от трития до концентраций, обеспечивающих в производимом водороде ПДК равную 3,26 Бк/л, предъявляет дополнительные требования к системе очистки от водорода: коэффициент проницаемости системы очистки второго контура по тритию должен превышать 140 кг/с.

Полученные данные показывают, что для первого контура БН-ВТ количество продуктов коррозии, образующихся при концентрациях кислорода в натрии равных 1 млн<sup>-1</sup>, превышает 900 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД и 464 кг/год, когда оболочки твэлов изготовлены удержания взвесей ПК на фильтрах (коэффициент удержания близок к единице), установленных в низкотемпературной зоне, предложено при разработке СО от продуктов коррозии использовать принцип работы ХЛ: охлаждать натрий до необходимой температуры с одновременным удержанием ПК на поверхностях массообмена, включая фильтры.

Технология получения необходимого жаропрочного материла и изучение его поведения под облучением требует дальнейших исследований.

Реактор типа БН-ВТ с тепловой мощностью 600 МВт при использовании 30 % мощности для производства водорода с эффективностью 50 % мог бы производить около 0,6·10<sup>6</sup> м<sup>3</sup> водорода в сутки, что достаточно для современного крупного предприятия, перерабатывающего сырую нефть среднего качества и других технологий.

#### Список литературы

- 1. Говердовский А.А., Калякин С.Г., Рачков В.И. Альтернативные стратегии развития ядерной энергетики в XXI веке // Теплоэнергетика. 2014. №5. С. 3–9.
- 2. Говердовский А.А., Калякин С.Г., Рачков В.И. Инновационная ядерная энерготехнология основа крупномасштабной ядерной энергетики // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2014. №1.
- 3. Рачков В.И. Научно-технические проблемы формирования крупномасштабной ядерной энергетики // Энергосбережение и водоподготовка. 2013. №5. С. 2–8.
- 4. Рачков В.И. Разработка технологий закрытого ядерного топливного цикла с быстрыми реакторами для крупномасштабной ядерной энергетики // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2013. – №3. – С. 5–14.
- 5. Рачков В.И., Арнольдов М.Н., Ефанов А.Д., Калякин С.Г., Козлов Ф.А., Логинов Н.И., Орлов Ю.И., Сорокин А.П. Жидкие металлы в ядерной, термоядерной энергетике и других инновационных технологиях // Теплоэнергетика. 2014. №5. С. 20–30.
- 6. Рачков В.И., Калякин С.Г., Кухарчук О.Ф., Орлов Ю.И., Сорокин А.П. От первой АЭС до ЯЭУ IV поколения (к 60-летию Первой АЭС) // Теплоэнергетика. – 2014. – №5. – С. 11–19.
- 7. International Atomic Energy Agency, Hydrogen as an Energy Carrier and its Production by Nuclear Power: IAEA-TECDOC-1085, IAEA, Vienna, 1999.
- Морозов А.В., Сорокин А.П. Способы получения водорода и перспективы использования высокотемпературного быстрого натриевого реактора для его производства // XXI конференция по структурной механике в реакторной технологии (SMIRT-21), 2011. Доклад на семинаре по высокотемпературным проектам, 14-15 ноября 2011, Калпаккам, Индия.
- 9. Innovation in Nuclear Energy Technology. NEA, N. 6103, OECD Nuclear Energy Agency, 2007.
- 10. Альбицкая Е.С. Развитие ядерно-энергетических систем // Атомная техника за рубежом. 2013. №11. С. 3–6.
- 11. Дегтярев А.М., Коляскин О.Е., Мясников А.А. и др. Жидкосолевой подкритический реактор-сжигатель трансплутоновых актиноидов // Атомная энергия. 2013. Т. 114. Вып. 4. С. 183–188.
- 12. Говердовский А.А., Овчаренко М.К., Белинский В.С. и др. Электроядерный подкритический бланкет на модульном принципе построения активной зоны с жидкометаллическими расплавами делящихся фторидов урана (UF4) и плутония (PUF3) во фторидном растворе FLINAK / Сборник тезисов докладов конференции «Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах (Теплофизика-2013)», г. Обнинск, 30 октября – 1 ноября 2013 г. – Обнинск: ФГУП «ГНЦ РФ – ФЭИ», ISBN 978-5-906512-27-7, 2013. – С. 10–13.

- Поплавский В.М., Забудько А.Н., Петров Э.Е. и др. Физические характеристики и проблемы создания натриевого быстрого реактора как источника высокопотенциальной тепловой энергии для производства водорода и других высокотемпературных технологий // Атомная энергия. – 2009. – Т. 106. – №3. – С. 129–134.
- Калякин С.Г., Козлов Ф.А., Сорокин А.П. Состояние и задачи исследований по технологии высокотемпературного натриевого теплоносителя // XXI конференция по структурной механике в реакторной технологии (SMIRT-21), 2011. Доклад на семинаре по высокотемпературным проектам, 14–15 ноября 2011, Калпаккам, Индия.
- 15. Матвеев В.И., Хомяков Ю.С. Техническая физика быстрых реакторов с натриевым теплоносителем / Учебное пособие для ВУЗов. Под редакцией чл.-корр. РАН В.И. Рачкова. – Москва: Издательский дом МЭИ, 2012. – С. 38–42.
- 16. Казанский Ю.А., Троянов М.Ф., Матвеев В.И. и др. Исследование физических характеристик реактора БН-600 // Атомная энергия. – 1983. – Т. 55. – Вып. 1. – С. 9–14.
- 17. Кольцов А.Г., Рощупкин В.В., Ляховицкий М.М., Соболь Н.Л., Покрасин М.А. Экспериментальное исследование физико-механических свойств конструкционной стали ЭП-912. – Москва, Россия. http://archive.nbuv.gov.ua/portal/soc\_gum/vsunu/2011\_12\_1/ Kolcov.pdf.
- Металлы и сплавы: марки и химический состав. Составитель И.В. Беккерев, редактор В. Беккерев, корректор Д.С. Терехов. Ульяновск: УлГТУ, 2007. – ISBN 978-59795-0042-3. Дополненное издание http://www.bibliotekar.ru/spravochnik-73/index.htm
- 19. Левич В.Г. Физико-химическая гидродинамика. М.: Физматгиз, 1959.
- 20. Kozlov F.A., Sorokin A.P., Alekseev V.V. et al The High\_Temperature Sodium Coolant Technology in Nuclear Power Installations for Hydrogen Power Engineering // Thermal Engineering. 2014. Vol. 61. N 5. P. 348–356.
- 21. Козлов Ф.А., Коновалов М.А., Сорокин А.П., Алексеев В.В. Особенности массопереноса трития в высокотемпературной ЯЭУ с натриевым теплоносителем для производства водорода // Сборник тезисов докладов конференции «Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах (Теплофизика-2013)», г. Обнинск, 30 октября 1 ноября 2013 г. Обнинск: ФГУП «ГНЦ РФ ФЭИ», ISBN 978-5-906512-27-7, 2013. С. 197–198.
- 22. Беловодский Л.Ф., Гаевой В.К., Гришмановский В.И. Тритий. М.: Энергоатомиздат, 1985.
- 23. Невзоров Б.А., Зотов В.В., Иванов В.А. и др. Коррозия конструкционных материалов в жидких щелочных металлах. М.: Атомиздат, 1977.
- 24. Бескоровайный Н.М., Иолтуховский А.Г. Конструкционные материалы и жидкометаллические теплоносители. – М.: Энергоатомиздат, 1983.
- 25. Краев Н.Д. и др. Коррозия и массоперенос конструкционных материалов в натриевом и натрий-калиевом теплоносителях // Известия вузов. Ядерная энергетика. 1999. №3. С. 40–48.
- 26. Zhang J., Marcille T.F., and Kapernick R. Theoretical Analysis of Corrosion by Liquid Sodium and Sodium-Potassium Alloys // Corrosion. 2008. V. 64. N 7. P. 563–573.
- Алексеев В.В., Козлов Ф.А., Загорулько Ю.И. и др. Исследование массопереноса никеля и хрома в неизотермическом участке циркуляционного натриевого контура: Препринт ФЭИ-2666. – Обнинск: ФЭИ, 1997.
- Thorley A.W. et. al. Mass Transfer Behavior of SS in Flowing Sodium Envoronment at Different Oxygen Levels // 4-th Int. Conf. on liquid metal engineering and technology. – Avignon, France, 1988.
- 29. Краев Н.Д., Умняшкин Е.Б., Старков О.В. и др. Влияние физико-химических параметров на скорость массопереноса в жидких щелочных металлах. Обзорная информация. ОБ-122. Обнинск: ФЭИ, 1981.
- 30. Singer R.M., Fleitman A.H., Weeks J.A., Issaacs H.S. Corrosion by Liquid Metals. Eds. J.E. Draley, J.R. Weeks. New-York: Plemun Press, 1970.
- Алексеев В.В. Массоперенос трития и продуктов коррозии конструкционных материалов в контурах с натриевым теплоносителем: Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2002.
- Schad M. Zur Korrosion von Austenitischen Stählen in Natrium-Kreisläufen. KfK 2582 Als Dissertation genehmigt von der Fakultät für Maschinenbau. – Karlsruhe: KFK GMBH. – 1978. – P. 118. URL: http://bibliothek.fzk.de/zb/kfk-berichte/KFK2582.pdf.

# Развитие исследований теплообмена перспективных теплоносителей ядерной энергетики

#### Генин Л.Г.<sup>1</sup>, Свиридов В.Г.<sup>2</sup>

1 – Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва 2 – Объединенный институт высоких температур РАН, Москва

В докладе представлены текущие результаты и планы развития работ объединенной научной группы теплофизиков МЭИ – ОИВТ РАН в области экспериментальных исследований теплообмена жидких металлов. При планировании работ мы стараемся учесть формируемую концепцию развития ядерной энергетики России [1]. Эта концепция предусматривает, наряду с тиражированием водо-водяных тепловых реакторов ВВЭР и быстрых реакторов типа БН с натриевым теплоносителем, создание быстрых реакторов нового поколения БРЕСТ, а также термоядерных энергетических реакторов и термоядерных источников нейтронов (ТИН). В качестве основных теплоносителей в этих ядерных энергоустановках (ЯЭУ) рассматриваются тяжелые жидкие металлы – соответственно, свинец и сплав свинца и лития [1–3].

Команда МЭИ – ОИВТ РАН много лет посвятила изучению особенностей теплообмена тяжелых жидких металлов в условиях реактора-токамака, поскольку эти условия являются наиболее сложными по сравнению с другими ЯЭУ [4–5]. Действительно, течение и теплообмен жидкого металла в токамаке осуществляется под воздействием сильных магнитных полей и больших тепловых нагрузок в бланкете и диверторе. Иными словами, конвективный МГД-теплообмен в токамаке происходит в условиях существенного совместного влияния массовых сил различной природы – электромагнитной силы и силы плавучести, связанной с термогравитационной конвекцией (ТГК).

Последнее утверждение о важной роли ТГК, прежде всего, относится к тяжелым жидкометаллическим теплоносителям, поскольку, из-за особенностей теплофизических свойств, в этих средах ТГК развивается сильнее, чем, скажем, в жидком натрии. По нашим оценкам, влияние ТГК на теплообмен свинца и его сплавов существенно *во всех* крупномасштабных ЯЭУ, в частности, в БРЕСТ и токамаках. Это может привести к нештатным и даже аварийным ситуациям при работе теплообменных систем [5].

Крайне опасные режимы теплообмена были выявлены в МГД-конфигурациях, встречающихся в различных проектах бланкетов токамаков, а именно, при опускном течении жидкого металла в трубе в поперечном магнитном поле, или при опускном течении в прямоугольном канале в компланарном магнитном поле (вектор магнитной индукции параллелен длиной стороне канала). Последняя конфигурация, например, соответствует индийско-российскому проекту модуля бланкета термоядерного реактора ITER [3]. Обнаружено, что при значениях параметра МГД-взаимодействия, соответствующих полному подавлению турбулентности магнитным полем, в потоке жидкого металла развиваются низкочастотные пульсации температуры очень высокой амплитуды. Проникая в стенку теплообменного канала, благодаря теплопроводности эти пульсации вызывают циклические термические напряжения и усталостные разрушения материала стенки. Рассмотрим рис. 1 [6], имеющий отношение к вышеупомянутому случаю теплообмена в прямоугольном канале в компланарном магнитном поле. Исследовался случай одностороннего обогрева, что близко к реальной ситуации в зоне бланкета у первой стенки. Как видно, измеренные микротермопарами пульсации температуры наблюдаются и на внутренней, и на наружной стороне «горячей» и «холодной» стенок канала. То есть циклическая тепловая волна пробивает стенку теплообменного канала насквозь! При этом размах пульсаций близок к перепаду температур между стенкой и жидкостью, что, нашим оценкам, в реальных условиях токамака может достигать 100-150 градусов [5]. Ситуация явно аварийная, поскольку ни один материал стенки теплообменного канала не может работать в подобных условиях сколь-либо продолжительное время. Эти низкочастотные почти периодические пульсации температуры не связаны с турбулентными пульсациями скорости, поскольку турбулентность подавлена сильным магнитным полем. Причина их возникновения – развитие в потоке тяжелого жидкого металла вторичных течений термогравитационной природы. Эти течения имеют вид упорядоченных, крупных вихрей, занимающих практически всё поперечное сечение теплообменного канала. (По-видимому, подобные вторичные течения могут возникать в крупномасштабных жидкометаллических системах и при отсутствии магнитного поля, например, в активной зоне и паро-



генераторе БРЕСТ). Магнитное поле токамака отнюдь не подавляет, а напротив, стабилизирует вторичные вихри, делает связанную с ними термокачку ещё более сильной и опасной.

Рис. 1. Конфигурация исследуемого течения (а) и осциллограмма интенсивности температурных пульсаций в поперечном сечении канала (б)

Вывод: проектирование систем теплообмена новых ядерных энергоустановок требует детального теплофизического обоснования. В частности, необходимо предотвратить возможность развития описанных выше аварийных режимов. К счастью, аварийные режимы МГДтеплообмена возникают не всегда, а только при определенных соотношениях режимных критериев Рейнольдса (Re), Грасгофа (Gr) и Гартмана (Ha). Поэтому под «теплофизическим обоснованием» в данном случае мы понимаем выявление «запрещённых диапазонов» или, точнее, «запрещённых соотношений» критериев Re, Gr, Ha, недопустимых при эксплуатации теплообменных систем токамака.

Однако поставленная задача не может быть в настоящее время решена полностью, поскольку команда МЭИ – ОИВТ РАН не располагает экспериментальными стендами и оборудованием, позволяющим исследовать МГД-теплообмен при всех, в том числе достаточно высоких значениях режимных параметров, которые, в принципе, могли бы быть реализованы в гибридных токамаках и ТИН. (В «чистых» энергетических токамаках эти параметры ещё выше). Если модернизацией существующих стендов можно расширить диапазоны чисел Re и Gr до нужных значений, то с магнитным полем ситуация иная. Имеющиеся в нашем распоряжении электромагниты могут создавать магнитные поля нужной конфигурации, но с индукцией не более 1 Тесла, чему соответствует число На около 1000. Это втрое меньше минимально необходимого значения для адекватного лабораторного моделирования МГД-теплообмена в условиях ТИН. Научно обоснованная экстраполяция на опытных данных на существенно более высокие значения числа На по ряду физических причин невозможна. Других жидкометаллических МГДстендов с требуемыми параметрами в России и за рубежом в настоящее время не существует.

В этих условиях руководство ОИВТ РАН приняло решение о выделении в распоряжение объединенной научной группы МЭИ – ОИВТ РАН отдельного лабораторного корпуса для создания новой экспериментальной лаборатории с жидкометаллическим (ртутным) МГД-стендом нового поколения, предназначенным для исследования особенностей гидродинамики и теплообмена в условиях перспективных ЯЭУ. Основу нового стенда (рис. 2) составляет уникальный электромагнит, произведенный по нашему техническому заданию специалистами Института ядерной физики (г. Новосибирск). Магнит с охлаждаемыми медными обмотками создает на длине около 1 м однородное, поперечное по отношению к помещенному в его зазор теплообменному каналу магнитное поле индукцией до 2,7 Т. Дальнейшему увеличению магнитного поля препятствует насыщение магнитопровода. В настоящее время в мире существует несколько электромагнитов с «тёплыми» обмотками, имеющим похожие технические характеристики. Уникальность нашего магнита заключается в специально спроектированной конструкции его опор. Магнит массой пять тонн подвешен на опорах на горизонтальной оси с поворотным механизмом, позволяющим плавно поворачивать его на любой угол, придавая ему вертикальное, горизонтальное или наклонное положение. Это делает МГД-стенд универсальным, позволяя на одном стенде исследовать различные конфигурации теплообмена при подъемных, опускных и горизонтальных течениях жидкого металла в вертикальных, горизонтальных и наклонных трубах и каналах различной формы, в широких диапазонах чисел Re, Gr, Ha. Разумеется, запланированы эксперименты и при нулевом значении числа Гартмана, представляющие интерес для быстрых реакторов.



Рис. 2. Стенд РК-З (HELMEF [9])

Существуют ещё несколько причин считать создаваемую в ОИВТ РАН при участии МЭИ лабораторную базу уникальной.

Во-первых, насколько известно авторам, команда МЭИ – ОИВТ РАН осталась единственной, использующей ртуть в экспериментах по МГД-теплообмену. Разумеется, ртуть не используется как теплоноситель в ядерной энергетике, однако именно ртуть является весьма удобной рабочей жидкостью для лабораторного моделирования течения и теплообмена реальных жидкометаллических теплоносителей. При этом можно добиться высокой точности измерений, недостижимой на других жидких металлах.

Во-вторых, используются авторские автоматизированные системы и методы локальных измерений в потоке, основанные на применении зондов различных конструкций и миниатюрных датчиков скорости и температуры. Датчики собственного производства: микротермопары, кондукционные и корреляционные датчики скорости, волоконно-оптические преобразователи скорости и давления, многоэлектродные датчики пульсаций скорости и температуры

В-третьих, широк спектр исследований – коэффициенты теплоотдачи и гидравлического сопротивления, трехмерные поля осредненной температуры, поля скорости, пульсаций температуры и различных компонент пульсаций скорости, корреляции между ними. Надёжные опытные данные могут использоваться как для проектирования систем теплообмена, так и для валидации компьютерных кодов численного моделирования.

И наконец, параллельно с экспериментами авторы проводят исследования тех же конфигураций МГД-теплообмена численными методами. Это расширяет возможности и повышает достоверность исследований. Используются методы, основанные на системе осредненных уравнений конвективного теплообмена (RANS) и собственных моделей МГД-турбулентности, а также методы прямого численного моделирования (DNS).

Авторы являются сторонниками применения жидких металлов в теплообменных системах токамака, однако признают необходимость поиска альтернативных теплоносителей [5]. В качестве такой альтернативы рассматриваются расплавленные соли – фториды лития и бериллия («флайб») и фториды щелочных металлов («флинак») с добавками фторида урана. Считается, что использование расплавов солей в качестве теплоносителей и рабочих сред позволяет создать наиболее экологически чистый термоядерный реактор [7]. Однако, необходимо выяснить, возможно ли при использовании расплавов солей появление аварийных режимов, аналогичных описанным выше. Предварительный анализ показывает, что такую возможность исключить нельзя [8]. Поэтому команда МЭИ – ОИВТ РАН наряду с созданием ртутного МГДстенда разрабатывает стенд для моделирования теплообмена расплавов солей в условиях токамака.

Работа выполнена при поддержке гранта № 14-50-00124 РНФ-11.

#### Список литературы

- Рачков В.И. НИОКР состояние реализации и ключевые развилки Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика 2015), 6 9 октября 2015, г. Обнинск. Сборник тезисы докладов. Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2015. С. 13–14.
- Драгунов Ю.Г., Лемехов В.В., Моисеев А.В., Смирнов В.С. Реактор на быстрых нейтронах со свинцовым теплоносителем (БРЕСТ). / Сборник тезисов докладов. Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах (Теплофизика – 2014), 14 – 17 октября 2014, г. Обнинск. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2014. – С. 16–19.
- 3. Kumar E. et all. Preliminary design of Indian Test Blanket Module for ITER // Fusion Engineering and Design. – 2008. – N 83. – P. 1169–1172.
- 4. Belyaev I.A., Genin L.G., at all. Specific features of liquid metal heat transfer in a TOKAMAK reactor // Magnetohydrodynamics. 2013. V. 49. N 1 2. P. 177–190.
- Генин Л.Г., Свиридов В.Г. Аварийные режимы теплообмена в термоядерном реакторе / Сборник тезисов докладов. Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика – 2015), 6–9 октября 2015, г. Обнинск. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2015. – С. 87–89.
- 6. Поддубный И.И., Разуванов Н.Г. Исследование гидродинамики и теплообмена при опускном течении жидкого металла в канале прямоугольного сечения в компланарном магнитном поле. // Теплоэнергетика. 2016. №2. С. 13–21.
- 7. Азизов Э., Алексеев П., Велихов Е., Гуревич М., Субботин С., Шимкевич А. Зеленая ядерная энергетика. // В мире науки. – 2012. №9. – С. 14–21 / www.sciam.ru.
- 8. Беляев И.А., Захарова О.Д., Краснощекова Т.Е., Свиридов В.Г., Сукомел Л.А. Лабораторное моделирование теплообмена жидкостей с числами Pr > 1. Теплоотдача. // Теплоэнергетика. 2016. №2. С. 5–12.
- 9. Батенин В.М. и др. Развитие экспериментальной базы исследований МГД-теплообмена перспективных ядерных энергоустановок // Теплофизика высоких температур. 2015. Т. 53. №.6. С. 934–937.

#### Актуальные проблемы теплофизики реакторов нового поколения

Труфанов А.А., Сорокин А.П., Камаев А.А., Козлов Ф.А., Орлов Ю.И., Алексеев В.В., Левченко Ю.Д., Морозов А.В., Грабежная В.А., Кузина Ю.А., Загорулько Ю.И., Лощинин В.М., Опанасенко А.Н., Черноног В.Л. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

#### Введение

Знания и приобретенный опыт эксплуатации ЯЭУ позволяют утверждать, что будущая ядерная энергетика будет базироваться на двух типах реакторов: быстрых и тепловых [1, 2]. Соотношение между ними, по-видимому, будет меняться в пользу первого. Одним из основных требований, предъявляемых к будущей ядерной энерготехнологии – её крупномасштабность [3], что предполагает более высокий уровень безопасности всех её элементов, начиная с реакторных установок и кончая технологиями закрытого ядерного топливного цикла [4].

Задачи теплофизических исследований в области атомной энергетики определяются повышением безопасности, экономичности, экологичности и надежности действующих и проектируемых АЭС с водоохлаждаемыми реакторами нового поколения, а также развитием стратегического направления Госкорпорации «Росатом» – разработки перспективных реакторов на быстрых нейтронах с жидкометаллическими теплоносителями с замыканием топливного цикла, созданием задела по инновационным проектам реакторов нового поколения с водой сверхкритических параметров, высокотемпературным реакторам с натриевым теплоносителем, решением научно-технических и технологических проблем термоядерных установок.

### 1. Теплофизические исследования в обоснование технических решений и безопасности водоохлаждаемых реакторов

К числу первоочередных актуальных теплофизических задач для водоохлаждаемых реакторов относятся: обоснование повышения технико-экономических характеристик ядерного топлива для действующих, строящихся и перспективных атомных электростанций (АЭС-2006, ВВЭР-1200, ВВЭР-ТОИ), проектных решений пассивной безопасности, устойчивости работы воздушных теплообменников СПОТ при экстремальных метеорологических условиях РУ ВВЭР и т.д.

## 1.1. Исследования теплогидравлических характеристик, кризиса теплообмена в активной зоне водоохлаждаемых реакторов



Рис. 1. Внешний вид экспериментальной модели для исследований теплогидравлических характеристик и кризиса теплообмена на стенде СВД-2

Исследования теплогидравлических характеристик и кризиса теплообмена в ГНЦ РФ – ФЭИ проводятся на моделях ТВС ВВЭР с усовершенствованными решетками-интенсификаторами теплообмена с целью повышения критической мощности и, как следствие, выработки электроэнергии реакторных установках типа ВВЭР (АЭС 2006, ВВЭР-1000, ВВЭР-1200) [5].

Эксперименты на стенде СВД-2 (рис. 1) по влиянию расположения дистанционирующих и перемешивающих решёток по длине сборок на критическую мощность показали:

 величина критической мощности сборки зависит как от количества дополнительных решеток, их местоположения в сборке, так и от места возникновения кризиса теплоотдачи;

 наличие 4–5 дополнительных решеток, расположенных равномерно от выхода к центру сборки приводит к увеличению критической мощности в среднем на 7–8 %;  исходя из геометрии решеток типа «Вихрь» можно отметить, что ее воздействие носит достаточно локальный характер – фактически это местная закрутка потока в ячейках без выхода за их пределы;

– хотя решетки «Прогонка» лучше перемешивают теплоноситель в сборке, чем решетки «Вихрь», наибольшее приращение критической мощности получено при установке 4–5 решеток «Вихрь».

В ГНЦ РФ – ФЭИ при поддержке АО «ТВЭЛ» разработана эмпирическая методика учета влияния различных типов дистанционирующих и интенсифицирующих решеток на величину критического теплового потока при произвольном их расположении. Методика базируется на следующих положениях:

– возможности определения локальных параметров потока в сборках ТВС с учетом особенностей ДР и РИ (ячейковый код ВЯЗ-М, либо аналогичный);

– предположении, что наличие ДР, РИ вызывает возмущение потока теплоносителя, которое зависит от типа ДР и РИ и затухает по определенному закону (экспонента), оказывая влияние на величину КТП;

– возможности определять КТП без влияния ДР либо с погрешностью 6–8 % в необходимом диапазоне режимных параметров.

В нестационарных режимах при снижении расхода теплоносителя за счет отключения главного циркуляционного насоса (ГЦН) критические тепловые потоки на 4 % выше, чем в стационарных режимах при тех же параметрах (расходе, давлении, температуре на входе) – рис. 2, 3. Таким образом, корреляция для стационарных режимов является консервативной при расчёте запасов до кризиса при отключении ГЦН [6].



Рис. 2. Темп снижения расхода: вертикальные линии 1 и 2 соответствуют 4 и 10 секундам после отключения ГЦН



Рис. 3. Изменение режимных параметров при близком к реальному темпу снижения расхода: черная линия – изменение расхода, зеленые – изменение давления, красная – изменение расхода, многочисленные плавные линии – изменение температуры стенок

Представляется, что для принятой на сегодняшний день конфигурации TBC-2M возможно осуществить обоснование повышения мощности за счет использования дополнительных РИ только до 107 %. Для разработки топлива реакторов нового поколения (BBЭP-1200, BBЭP-TOИ) необходим новый подход к разработке конструкции ДР и РИ. По-видимому, такой подход должен быть комплексным, то есть включать в себя совместное решение вопросов обоснования теплогидравлики и термомеханики TBC.

## 1.2. Экспериментальные исследования на интегральных стендах совместной работ пассивных систем безопасности АЭС

Реакторы ВВЭР нового поколения – АЭС-2006 и ВВЭР-ТОИ, разработанные организациями ГК «Росатом», характеризуются более высоким уровнем безопасности по сравнению с действующими реакторными установками. Повышение безопасности новых проектов АЭС с ВВЭР осуществляется за счет применения принципа технологического разнообразия, заключающегося в сочетании активных и пассивных систем безопасности. К числу новых пассивных систем охлаждения активной зоны, предусмотренных в проекте «АЭС-2006» с реактором ВВЭР-1200 (6-й блок Нововоронежской АЭС), относятся система пассивного залива активной зоны из гидроёмкостей второй ступени (СПЗАЗ ГЕ-2) и система пассивного отвода тепла (СПОТ) от парогенераторов (ПГ). В соответствии с требованиями проекта, данные системы должны обеспечить отвод остаточных тепловыделений от активной зоны в течение не менее 24 часов. Включение новых систем безопасности в проект реакторной установки требует обязательного проведения экспериментальных работ по обоснованию их работоспособности [7].

В связи с этим, в 2015 г. в Отделении безопасности ЯЭУ АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» было завершено сооружение крупномасштабного теплогидравлического стенда с моделями реакторной установки (РУ) и защитной оболочки (ЗО), предназначенного для исследования совместной работы пассивных систем безопасности новых проектов АЭС с ВВЭР. Принципиальная схема стенда представлена на рис. 4.

В состав стенда входят: рабочий участок – модель реактора ВВЭР-1200 с паровым обогревом, имеющая натурные высотные отметки и объемно мощностной масштаб 1:144; металлическая модель защитной оболочки объемом 79 м<sup>3</sup> с установленными теплообменникамиконденсаторами; модель парогенератора, разработанная на основе существующего проекта РУ В-392М (масштаб модели 1:48); бак объемом 16 м<sup>3</sup>, в который происходит слив конденсата из модели ПГ и модели 3О; модель теплообменника СПОТ, охлаждаемая технической водой; вспомогательное оборудование, соединительные трубопроводы, арматура, КИП.

Модель защитной оболочки стенда ГЕ-2М с размещенным в ней рабочим участком – моделью реактора представлена на рис. 5.

В 2015 году на стенде были выполнены суточные интегральные эксперименты для определения влияния неконденсирующихся газов, генерируемых в первом контуре, и газов, поступающих за счет массообменных процессов из защитной оболочки через сечение разгерметизации, на эффективность теплоотвода от реактора через парогенератор и систему пассивного отвода тепла при запроектных авариях. Эксперименты проводились с целью дополнения ПООБ второй очереди Нововоронежской АЭС апробацией технических решений, касающихся совместной работы пассивных систем безопасности ГЕ-2 и СПОТ.

В экспериментах было проведено моделирование аварий «Разрыв ГЦТ полным сечением» в условиях потери всех источников переменного тока с разрывом ГЦТ на входе и выходе из реактора.

Эксперименты на стенде ГЕ-2М проводились при начальном давлении 0,35–0,39 МПа, соответствующем давлению в реакторной установке и защитной оболочке в моделируемых авариях. Паропроизводительность рабочего участка стенда моделировала снижение мощности остаточных тепловыделений активной зоны в течение аварии. Мощностная характеристика модели теплообменника СПОТ стенда соответствовала зависимости мощности воздухоохлаждаемого СПОТ от давления пара во втором контуре.

Основной задачей экспериментов являлось исследование работы ПГ в режиме конденсации пара с учетом возможного поступления неконденсирующихся газов из объема защитной оболочки. На рис. 6 изображено изменение конденсационной мощности модели парогенератора стенда ГЕ-2М в опыте с моделированием гипотетической аварии с гильотинным разрывом ГЦТ на входе в реактор.

В результате анализа полученных экспериментальных данных было установлено, что снижение конденсационной мощности парогенератора составляет ~30 % относительно мощности на начало возникновения конденсационного режима в ПГ при обоих сценариях аварии. Однако оставшийся уровень мощности достаточен для обеспечения надежного охлаждения активной зоны реактора ВВЭР-1200 в течение не менее 24 часов при совместной работе систем ГЕ-2 и СПОТ.

Результаты экспериментов, проведенных в ОБЯЭУ АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» позволили ответить на замечания экспертов ФБУ «НТЦ ЯРБ» к ПООБ блока № 6 Нововоронежской АЭС. Снятие замечаний экспертов позволило начать процедуру получения лицензии для физического пуска шестого энергоблока Нововоронежской АЭС.



Рис. 4. Принципиальная схема стенда ГЕ-2М с моделями парогенератора, реактора и защитной оболочки: 1 – модель защитной оболочки; 2 – модель реактора (рабочий участок); 3 – конденсатор в модели 30; 4 – мерные баки; 5 – бак БЗ; 6 – теплообменник-конденсатор пара; 7 – система отвода ПГС; 8 – модель парогенератора; 9 – модель теплообменника СПОТ



Рис. 5. Модель защитной оболочки стенда ГЕ-2M с размещенным рабочим участком



Рис. 6. Изменение конденсационной мощности модели ПГ стенда ГЕ-2М в эксперименте

### 1.3. Исследования внешней аэродинамики главного здания НВАЭС-2 по обеспечению независимости работы СПОТ от ветра

Проведенные на стенде «СГДИ» экспериментальные исследования внешней аэродинамики главного здания Нововоронежской АЭС-2 по обеспечению независимости работы СПОТ от ветра показали (рис. 7, 8):

– в связи с конфигурацией главного здания АЭС Нововоронежской АЭС-2 сферическая оболочка реактора, воздухозаборы ТО СПОТ, верхние части воздуховодов ТО СПОТ находятся в зоне разряжений практически при всех направлениях ветра;



Рис. 7. Экспериментальная модель главного здания НВАЭС-2 в масштабе М 1:200 на поворотном круге аэродинамической трубы

 в некотором диапазоне углов обтекания потоком воздуха величины разряжений при скоростях ветра, больших 18 м/с, сопоставимы с проектным тяговым напором естественной конвекции в воздуховодах ТО СПОТ;

 дефлектор, установленный в верхней точке защитной оболочки, не создает заметного запаса по перепаду давления на длине воздуховодов теплообменников СПОТ.

В результате были экспериментально обоснованы технические решения по системе коллектора воздухозаборов СПОТ – вытяжного дефлектора, при которых уменьшения тепловой мощности ТО СПОТ ВВЭР НВАЭС-2 не происходит при всех направлениях ветра.



Рис. 8. Избыточное давление в т. 3 сферической оболочки модели реакторного здания при различных направлениях ветра

Таким образом, экстремальные метеорологические условия (сильные, включая ураганные, ветры, пылевые бури) могут проявиться в снижении мощности части воздушных теплообменников СПОТ. Обоснование устойчивости работы воздушных теплообменников СПОТ при воздействии этого внешнего фактора является одним из необходимых условий достаточности 72 часов для аварийного расхолаживания ВВЭР-ТОИ.

### 2. Исследования в обоснование технических решений и безопасности реакторов на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем

Одним из направлений формирования новой технологической платформы ядерной энергетики, работа над которой в настоящее время ведётся в Государственной корпорации «Росатом», является разработка инновационных быстрых реакторов с напряженными температурными и дозовыми нагрузками, использующими жидкометаллические теплоносители [8, 9]. Значительный комплекс перспективных задач ОБ ЯЭУ ГНЦ РФ – ФЭИ определяется необходимостью повышения безопасности, экономичности, экологичности и надежности действующих и создаваемых ядерных энергетических установок по одному из приоритетных направлений деятельности – реакторам на быстрых нейтронах.

### 2.1. Исследования полей температуры и скорости на интегральной водяной модели реактора на быстрых нейтронах в различных режимах работы

Контур циркуляции теплоносителя быстрого реактора представляет собой сложное сочетание последовательно и параллельно соединенных элементов с различной ориентацией в поле тяжести, геометрические характеристики проходных сечений которых резко меняются по ходу движения. Погрешности моделирования теплогидравлики в ядерных энергоустановках (ЯЭУ) на фрагментарных секторных моделях с изотермическим потоком связаны с неучетом пространственных трехмерных эффектов и температурной неоднородности потока. Теплоноситель в ЯЭУ неизотермичен всегда из-за неравномерностей энерговыделения, теплосъема, переходных и аварийных режимов работы, перепада температуры между узлами контура циркуляции.

Результаты экспериментальных исследований на интегральной водяной модели быстрого реактора показали, что термогравитационные силы приводят к температурному расслоению с возникновением застойных и рециркуляционных образований, перестройке характера течения и температурного режима. На стратифицированных границах раздела возникают внутренние волны, которые вызывают пульсации температуры на стенках реакторного оборудования (рис. 9, 10) [10–12]. Это приводит к воздействию на конструкционные материалы, термической усталости и снижению сроков эксплуатации реакторного оборудования, что подтверждается результатами работы [13].

Поле осредненной температуры по высоте верхней камеры, полученное при перемещении подвижных термозондов ПЗ-1 и ПЗ-2 в установившемся режиме расхолаживания естественной конвекцией представлено на рис. 11. Установившийся режим естественной циркуляции характеризуется значительно меньшими градиентами температуры в вертикальном направ-





Рис. 9. Поле осредненной температуры по высоте верхней камер, полученное при перемещении подвижных термозондов ПЗ-1 и ПЗ-2 в номинальном режиме

Рис. 10. Интенсивности пульсаций температуры по высоте верхней камер, полученные при перемещении подвижных термозондов ПЗ-1 и ПЗ-2 в номинальном режиме

лении над боковыми экранами. Нижняя холодная зона существенно уменьшается по сравнению с принудительной циркуляцией. Над холодной зоной основной объем верхней камеры занимает обширный почти изотермичный макровихрь.



Рис. 11. Поле осредненной температуры по высоте верхней камеры в установившемся режиме расхолаживания естественной конвекцией

Данные, полученные в результате измерений для большого числа режимов и условий экспериментов с помощью специально разработанной и внедренной на стенде системы измерений, обеспечивающей высокую точность измерений и высокую скорость их регистрации, могут быть использованы для верификации теплогидравлических кодов, предназначенных для обоснования проектных характеристик и безопасности реактора на быстрых нейтронах большой мощности. В частности, это проектные коды DINROS и GRIF и коды нового поколения ЛОГОС, HYDRA, COKPAT-БН. Важно также, что верификация кодов в данном случае будет производиться в геометрических условия, приближенных к условиям реактора. Коды, прошедшие верификацию с использованием полученных данных, могут быть использованы в дальнейшем для уточненного анализа и обоснования теплогидравлических характеристик перспективного реактора на быстрых нейтронах в стационарных, переходных и аварийных режимах, включая аварийное расхолаживание.

## 2.2. Теплогидравлические исследования однотрубной модели парогенератора в пусковых, частичных и переходных режимах работы



Рис 12. Однотрубная модель парогенератора на стенде «СПРУТ»

Получены данные по теплогидравлике на однотрубной модели на стенде «СПРУТ» (рис. 12) в обоснование проектных параметров новой конструкции крупномодульного парогенератора быстрого реактора большой мощности, в которой в одном корпусе совмещены процессы испарения и перегрева пара. Особое внимание было обращено на кризис теплообмена и связанные с ним пульсации температуры теплопередающей стенки. К настоящему времени отсутствуют экспериментальные данные о критических паросодержаниях и соответствующих им тепловых потоках, полученные при давлении 17–18 МПа и массовой скорости 1100–1400 кг/(м<sup>2</sup>·с).

Переносить данные о пульсациях температуры теплопередающей стенки, полученные на электрообогреваемых трубах на случай с жидкометаллическим обогревом в корне неверно в силу ряда причин. Во-первых, при электрообогреве кризис всегда находится на выходе пароводяного потока из трубы для исключения пережога модели. Поэтому невозможно определить протяженность зоны пульсаций. Во-вторых, при электрообогреве температура стенки в зоне кризиса спонтанно растет и может достигать высоких значений, вплоть до пережога, а при обогреве жидким металлом она ограничена температурой жидкого металла. А именно истинное знание протяженности зоны пульсаций, двойной амплитуды и частоты пульсаций необходимо для оценки долговечности парогенерирующей трубы.

Полученные экспериментальные данные по критическому тепловому потоку удовлетворительно совпадают с данными скелетных таблиц по расчету критического теплового потока в трубах. Отмечается сильное влияние давления воды как на критическое (граничное) паросодержание, так и на величину плотности теплового потока. С ростом давления отмечается увеличение плотности теплового потока и снижение величины критического (граничного) паросодержания. Во всех режимах имел место нестационарный кризис, характеризующийся смещением зоны кризиса. Располагая записями пульсаций температуры стенки, были определены максимальные двойные амплитуды пульсаций температуры в зависимости от расхода питательной воды (рис. 13).



Рис. 13. Зависимость максимальной двойной амплитуды пульсаций температуры стенки от расхода питательной воды

Проведенные исследования указывают на необходимость проведения исследований на многотрубной модели парогенератора для подтверждения надежной работы натурного ПГ в нормальных и переходных режимах эксплуатации.

## 2.3. Экспериментальные исследования деградации модельных топливных сборок при авариях с неконтролируемой потерей расхода натрия

Проведены исследования конечного состояния 19-стержневой модельной сборки на стенде «Плутон» в условиях, моделирующих аварию с неконтролируемой потерей расхода натрия [14]. Энерговыделение в эксперименте обеспечивалось термитной реакцией смеси Al + Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> стехиометрического состава ( $Q_p = 1,6$  МДж/кг). По экспериментальным оценкам кинетики распространения фронта термитной реакции в каналах аналогичной геометрии время перехода всей массы исходной термитной смеси в расплав Fe + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (T = 3100 K) не превышает 1 с.

Основные цели эксперимента заключались в идентификации основных механизмов деградации оболочек имитаторов твэлов, оценке распределения материалов по высоте сборки в ее конечном состоянии, явлений блокировки проходных сечений модельной сборки, выброса материалов за пределы объема сборки.

Введение в состав термитной смеси материалов маркеров (Cu, Mo, Mg), в исходном состоянии локализованных в строго определенной позиции по высоте индивидуальных имитаторов твэлов, позволило на основании данных об их конечном распределении оценить характер перемещения расплава внутри модельной сборки.

В условиях, моделирующих неконтролируемую потерю расхода натрия, область глобальной деградации оболочек имитаторов твэлов составила ~ 65 % по ее высоте и была преимущественно локализована в части стержневого пучка с повышенной плотностью термитного заряда.

В соответствии с проведенными экспериментальными исследованиями идентифицированы три основных механизма деградации оболочек: температурные напряжения в материале оболочек, плавление материалов оболочек, динамические эффекты, обусловленные быстрым превращением термической энергии расплава имитатора кориума в механическую работу при термическом взаимодействии расплава с натрием. Расчетное значение коэффициента конверсии составило 1,15·10<sup>-1</sup> % при мощности энерговыделения 4,85 кВт. При анализе распределения материалов по высоте сборки были обнаружены материалы в следующих состояниях: фрагменты оболочек имитаторов твэлов, домены отвердевших расплавов стали и железа, конгломераты продуктов термитной реакции, порошкообразные материалы продуктов термического взаимодействия расплава имитатора кориума с натрием, затвердевшие наплывы стали (рис. 14).



Рис. 14. Начало зоны глобальной деградации стержневого пучка 19-стержневой модельной сборки (на переднем плане сместившийся концевик имитатора второго слоя) (а), признаки плавления материала оболочек имитаторов твэлов (б), вид проплавленной в нижней части чехла модельной сборки (в)

Обнаружение заметных концентраций материалов маркеров (Си и Мо) в пробах материалов по всей высоте сборки свидетельствуют об интенсивном перемешивании расплава внутри имитаторов твэлов до разрушения их оболочки. Порошкообразные материалы распределены однородно по высоте сборки с некоторым превышением концентрации молибдена в нижней ее части и меди – в верхней части. Общее количество продуктов термитной реакции, выброшенных за пределы объема сборки, составило 75–80 % от исходной массы термитной смеси. Практически полная блокировка проходного сечения модельной сборки обнаружена в ее нижней части.

Таким образом, в результате проведенных экспериментальных исследований локализации перемещенных материалов по высоте ТВС и блокировок проходных сечений в условиях потери расхода натрия и поведения кориума на границе раздела с реакторными конструкциями идентифицированы возможные механизмы разрушения оболочек твэлов ТВС реактора на быстрых нейтронах при аварии с потерей расхода теплоносителя (процесс проплавления, температурные напряжения, термическое взаимодействие кориума с натрием), разработаны расчетные модели и впервые показано, что время до проплавления оболочки составляет 10 с. Полученные результаты позволяют провести верификацию расчетных кодов в обоснование сценариев аварий типа ULOF.

#### 2.4. Исследования физической химии и технологии натриевого теплоносителя

В задачи натриевой технологии входят очистка натрия от примесей и контроль за их содержанием, безопасная эксплуатация реакторной установки в рабочих режимах и при проведении ремонтных работ. Эти задачи успешно решались при создании отечественных установок БР-5, БОР-60, БН-350, БН-600 [15–17]. На основе накопленного опыта реализован проект АЭС с реактором БН-800, разрабатывается инновационный проект реактора на быстрых реакторах большой мощности, предназначенный для серийного строительства [18]. Ниже представлен перечень основных проблем, решение которых не должно откладываться на последующий период, ввиду необходимости дальнейшего повышения безопасности и экономичности действующих и проектируемых перспективных ЯЭУ.

Исследования в области физической химии натриевого теплоносителя. При освоении натрия-теплоносителя пройден длинный путь от решения инженерных проблем до изучения физико-химических характеристик системы теплоноситель – конструкционные (технологические) материалы – защитный газ. Получены константы по растворимости и диффузии примесей в жидких металлах, по их состоянию в теплоносителе и защитном газе, структуре расплавов, по кинетике их взаимодействия с газами, водой, маслами, графитом. Исследованы тепло-гидравлические и массообменные закономерности поведения этой системы [19, 20].

На этой основе разрабатываются модели процессов массопереноса в жидкометаллических системах, необходимые для создания кодов, позволяющих прогнозировать поведение системы во всех режимах эксплуатации РУ.

Наиболее существенными примесями в натриевом теплоносителе являются кислород, водород, углерод и их соединения, включая продукты реакции натрия с воздухом и водой, с углеводородами (машинным маслом), продукты коррозии конструкционных материалов при длительной эксплуатации реакторов, радионуклиды (включая тритий) [17]. Изучены источники примесей, их интенсивность, возможные негативные последствия, обусловленные примесями, при эксплуатации АЭС.

На основании проведенных исследований было обосновано допустимое содержание примесей в теплоносителе и защитном газе и разработан стандарт отрасли (ОСТ 95 10582-2003) на натрий при поставке и в период эксплуатации РУ.

Определены растворимости кислорода, водорода, углерода, серы и кремния в натрии. С учетом анализа литературных данных рекомендованы аналитические зависимости по растворимости более 20 индивидуальных веществ в натрии [21]. Следует отметить, что данные различных авторов по растворимости различных элементов отличаются на порядки.

**Очистка натрия от примесей.** Необходимое качество натриевого теплоносителя поддерживается посредством специальных средств очистки с использованием различных физических принципов: отстаивание, дистилляция, фильтрация, очистка холодными и горячими ловушками. Основными для ЯЭУ и экспериментальных стендов были выбраны два последних метода. Для их обоснования выполнен значительный объём как экспериментальных, так и расчётно-теоретических работ. Практическая апробация их подтвердила оптимальность принятых решений [22].

Результаты исследований определили отечественный подход к конструированию ХЛ, которая имеет три последовательно расположенных зоны: охлаждаемый отстойник, зону окончательного охлаждения и изотермический фильтр. Испытания ХЛ показали, что они эффективно очищают натрий от кислорода и водорода (при времени пребывания натрия в ловушке более 15 мин коэффициент удержания примесей близок к единице). Очистка натрия от продуктов коррозии и, особенно от углерода, менее эффективна. С использованием результатов исследований были оптимизированы конструкции ХЛ для БОР-60, БН-350, БН-600. Их многолетняя (более чем 90 лет) эксплуатация подтвердила проектные характеристики.

Для увеличения ёмкости ХЛ необходимо, чтобы распределение отложений в ловушке было наиболее равномерным. Это в настоящее время является главным критерием, по которому проводится расчетное моделирование накопления примесей внутри ловушки.

Учитывая необходимость повышения безопасности, экономичности и экологичности оборудования быстрых реакторов, принято решение о размещении всех систем с радиоактивным натрием в баке реактора. Поэтому габариты системы очистки первого контура, а, следовательно, и их производительность и ёмкость по примесям ограничены.

Размещение ХЛ в баке реактора БН-1200 в целях исключения истечения радиоактивного натрия в атмосферу приводит к появлению опасности, связанной с накоплением водорода в ХЛ, использованием для охлаждения ХЛ аргона под давлением 15 атм, возможностью разогрева ХЛ от натрия в баке реактора. Для устранения этих недостатков предложено за счет реализации режимов работы ХЛ для первого и второго контуров при температурах на выходе из них 150 и 120 °C, соответственно, исключить накопление водорода в ХЛ первого контура. Расчеты подтвердили возможность реализации таких режимов.

Исследования показывают принципиальную возможность создания XЛ с емкостью по примесям в несколько раз превышающей заложенную в проекты БОР-60, БН-350, БН-600. В настоящее время для реализации этой возможности тепло-гидравлические и массообменные характеристики XЛ, закладываемой в проект, оптимизируются с использованием кодов TURBOFLOW и MASKA-LM, а также программного модуля на основе открытого пакета программ OpenFOAM.

Использование встроенной в бак реактора XЛ с натриевой системой охлаждения позволяет увеличить емкость XЛ по примесям, скорость очистки и безопасность по сравнению с вариантом с газовым охлаждением. Но учитывая, возникающие при этом сложности с реализацией системы охлаждающего натрия, обусловленные принятыми проектными решениями, в качестве основного проекта сегодня рассматривается XЛ, охлаждаемая аргоном.

Уровень температуры теплоносителя в современных установках позволяет использовать для очистки натрия от примесей геттеры. Геттерная очистка натрия первого контура от примесей в некоторых случаях может конкурировать с холодной очисткой. В работе [22] показано, что ГЛ, содержащая цирконий в виде фольги толщиной 0,15 мм, при ее массе 400 кг, обеспечивает необходимую концентрацию кислорода в натрии при работе на номинальных параметрах.

Эти результаты говорят о целесообразности проработки варианта комбинированной системы очистки, где ХЛ является обязательным элементом системы очистки, встроенной в бак реактора, а ГЛ могут обеспечить очистку от кислорода при работе АЭС на номинальном режиме.

*Контроль содержания примесей в натрии.* Требования к методам контроля по оперативности, диапазону концентрации, чувствительности учитывают не только создание условий для длительной безаварийной работы промышленных установок и их прототипов, поддержание радиационной обстановки и минимизации дозовых нагрузок, но и необходимость обеспечения экспериментальных работ [23].

Пробоотборные устройства должны обеспечивать представительный пробоотбор, необходимую чувствительность и точность анализа. Из большого количества разработанных пробоотборников нашли применение три типа устройств: трубчатый пробоотборник, пробоотборникдистиллятор и пробоотборник радиоактивного натрия.

Среди оперативных методов контроля примесей в натрии основное внимание уделяется пробковым индикаторам (ПИ), датчикам с диффузионными мембранами и электрохимическим методам. Экспериментально были определены значения параметров, гарантирующих достоверность показаний ПИ. Проведена градуировка ПИ по кислороду, водороду и продуктам взаимодействия натрия с водой. В настоящее время перед нашими разработчиками стоит задача создания встроенного в бак реактора пробкового индикатора, аналогичного уже созданному французскими специалистами индикатору с азотным охлаждением [24].

Для своевременного обнаружения течей воды в натрий используются индикаторы водорода в натрии с водородопроницаемой мембраной. Для АЭС БОР-60, БН-350 и БН-600 на основе промышленного магниторазрядного насоса НМД-0,0063 был разработан индикатор водорода в натрии ИВА-1У. Новая разработка малогабаритного прибора ИВА-М для контроля водорода в натрии выполнена по схеме, аналогичной индикатору водорода ИВА-1У (рис. 2), и обеспечивает все функции последнего, включая возможность оперативной проверки чувствительности с помощью дозировки водорода [25].

В настоящее время на АЭС внедряется электрохимический датчик контроля водорода (ЭХДВ) с никелевой мембраной на основе стабилизированного диоксида циркония [26]. Этот электролит хорошо изучен, имеется большой опыт использования его в гальванических концентрационных элементах, налажено промышленное производство электролита.

*Массоперенос примесей в натриевых контурах.* Предложены модели гомогенного и гетерогенного массопереноса примесей в натриевых контурах. На их основе разработаны компьютерные коды для расчета интегрального массопереноса водорода и трития, а также продуктов коррозии конструкционных материалов.

Модель массопереноса трития в трехконтурной ЯЭУ с натриевым теплоносителем основана на рассмотрении баланса трития и водорода в натрии первого и второго контуров. Расчёты для стационарного состояния системы, а также с учетом нестационарности процесса показали, что основное количество трития, образующегося в быстром реакторе, поступает в ХЛ первого и второго контуров. При этом, например, в ХЛ первого контура установки типа БН-600 его накапливается примерно в полтора раза больше. В третий контур через парогенераторы трития выносится примерно на два порядка меньше, чем накапливается в ХЛ [27].

#### Основные задачи в рамках дальнейшего развития технологии натрия включают:

 получение фундаментальных данных о физико-химических процессах для тройных и более сложных систем в натрии, необходимых для обоснования моделей, закладываемых в коды, и проведение опытов для получения данных по верификации кодов;

– разработка верифицированного комплекса кодов, учитывающих взаимосвязь ядернофизических, теплогидравлических, физико-химических, термомеханических, массообменных и технологических процессов для обоснования ресурса ЯЭУ с учетом всей совокупности процессов и режимов её эксплуатации;

- усовершенствование приборов контроля содержания примесей в натрии;

 разработка комбинированной системы очистки натрия от примесей, включая радионуклиды и взвеси, встроенной в бак реактора;

 исследование процессов массопереноса и накопления трития в контурах ЯЭУ, разработка методов улавливания и надежной локализации трития, выделяющегося при проведении различных технологических операций;

– усовершенствование технологий отмывки оборудования натриевых контуров, в том числе ХЛ, уничтожения и переработки отходов натрия;

– решение других, в том числе, локальных, задач, связанных с продлением ресурса установок, разработкой и созданием перспективных АЭС с реакторами на быстрых нейтронах с повышенными параметрами теплоносителя.

#### 3. Теплогидравлические исследования в обоснование энергоблока нового поколения с быстрым реактором со свинцовым теплоносителем

Основными направлениями теплофизических исследований по проекту РУ БРЕСТ-ОД-300 явились разработка материалов в технический проект РУ и энергоблока, обоснование безопасности, нейтронно-физических и теплогидравлических характеристик РУ, технического проекта ПГ.

На теплогидравлическом жидкометаллическом стенде «6Б» (рис. 15) проведены исследования в обоснование теплофизических характеристик активной зоны РУ БРЕСТ теплоотдачи и температурных полей в модельной ТВС с дистанционирующими решетками периферийной подзоны АЗ. Показано, что при 200 < Pe < 1200 влияние дистанционирующих решеток на теплоотдачу невелико (рис. 16), в результате чего полученные экспериментальные числа Nu приблизительно равны числам Nu для решеток твэлов с шагом s/d = 1,28 без дистанционаторов. Отличие составило ~13% при Pe  $\cong$  1190 и ~23% при Pe  $\cong$  200. Однако, для более точных расчетов предложено новое соотношение для расчета теплоотдачи твэлов, дистанционируемых поперечными решетками с s/d = 1,28.







В распределении температуры для центрального измерительного имитатора твэла внутри дистанционирующей решетки видны три локальных максимума, которые приходятся на места касания стержня и дистанционирующей решетки (рис. 17). Величины подъемов температуры обработаны в безразмерном виде, получены формулы для их расчетов. Показано, что значения периодических неравномерностей находятся в допустимых пределах для реактора.



Рис. 17. Температурное поле по периметру измерительного имитатора твэла внутри дистанционирующей решетки

На стенде «СПРУТ» проведены экспериментальные исследования на фрагментной теплогидравлической модели парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300 (рис. 18), состоящей из 18 витых парогенерирующих трубок, в обоснование теплогидравлических характеристик ПГ РУ БРЕСТ на различных стационарных уровнях мощности. Установлено, что выходные параметры по температуре пара в обоих коллекторах совпадают. Совпадают и температуры свинца на выходе их опускного участка и по основному тракту свинца. В опытах не обнаружено пульсаций расхода питательной воды, давления в контурах, что говорит об устойчивых режимах при работе на частичных параметрах.

Ранее проведенные на этой модели эксперименты по определению коэффициентов теплообмена со стороны свинца охватывали диапазон скоростей, характерный для пусковых режимов (рис. 19). Ограничения скорости свинца были обусловлены параметрами насоса.



4. Основные направления инновационных исследований и разработок

свинца с висмутом

Важное значение имеет инициация инновационных разработок, а также организация работы по внедрению уже выполненных разработок и технологий в различных областях техники и промышленности по таким направлениям как испарительно-конденсационные системы передачи тепла (тепловые трубы), теплообменники для высоких и сверхвысоких тепловых потоков, устройства для энергетики и объектов нефтегазового комплекса на основе лиофобных капиллярно-пористых систем, датчики и приборы для контроля технологических параметров, технология жидкометаллических теплоносителей, разработка технологического оборудования.
#### 4.1. Проект реактора с водой сверхкритических параметров (ВВЭР-СКД)

Работа над проектом ВВЭР-СКД обусловлена огромным опытом разработки и эксплуатации установок с водой сверхкритических параметров в традиционной энергетике [28]. Совместно с ОКБ «Гидропресс» выполнен комплекс расчетных исследований в обоснование проекта энергетической ЯЭУ с электрической мощностью 1700 МВт (рис. 20) и экспериментального реактора ВВЭР-СКД-30 с тепловой мощностью 30 МВт. Определена тепловая схема экспериментальной РУ на сверхкритических параметрах воды мощностью 30 МВт тепл. Проведены расчеты теплогидравлических параметров, сделаны оценки теплообменного оборудования, имеющегося в ГНЦ РФ – ФЭИ.



Рис. 20. Схематическое изображение компоновки оборудования для варианта с двухзаходной схемой движения теплоносителя в активной зоне реактора ВВЭР-СКД

В результате обработки экспериментальных данных, полученных на воде, впервые предложена эмпирическая зависимость для расчета протяженности зоны с локальным ухудшением теплообмена [29]. Обнаружена зависимость протяженности зоны ухудшения теплообмена от массовой скорости и плотности теплового потока.

Первоочередными НИОКР в области теплогидравлики реактора ВВЭР-СКД являются: экспериментальные исследования на пучке стержней, верификация программы МИФ-СКД, исследование массопереноса и водно-химического режима в ТВС ВВЭР-СКД и процессов радиолиза. Важная проблема – выбор и обоснование конструкционных материалов.

#### 4.2. Высокотемпературная ядерная энерготехнология с реактором на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем для производства водорода и других инновационных применений

В результате проведенных нейтронно-физических и теплофизических исследований реакторной установки с реактором на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем (БН-ВТ) с тепловой мощностью 600 МВт показано, что имеется принципиальная возможность обеспечить требуемые параметры высокотемпературного быстрого реактора для производства большого количества водорода, например, на основе одного из термохимических циклов или высокотемпературного электролиза с высоким коэффициентом теплового использования электроэнергии. Требования безопасности при этом будут соблюдены. Относительная малогабаритность, вид теплоносителя, выбор делящегося вещества и конструкционных материалов позволяют создать реактор с внутренними присущими ему свойствами (исключение разгона реактора на мгновенных нейтронах, пассивное снятие остаточного тепловыделения), обеспечивающими повышенную ядерную и радиационную безопасность [30]. Расчеты массопереноса водорода и трития для БН-ВТ для производства электроэнергии и водорода на основе твердооксидного электролиза (рис. 21) показали, что к.п.д. такой системы ~40 %, объем производимого водорода 2,8104 л/с (при нормальных условиях). Опасность от трития в готовом продукте возникает после сгорания водорода в атмосфере. Поэтому при расчете параметров второго контура было принято, что предельно допустимая концентрация трития в производимом водороде не должна превышать 3,26 Бк/л. Предельно допустимая концентрация трития в воздухе почти в 1000 раз выше – 2,44 ·103 Бк/л. Очистка натрия от трития до концентрации, обеспечивающей в производимом водороде предельно допустимую концентрацию, равную 3,26 Бк/л, предъявляет дополнительные требования к системе очистки от водорода на основе принципиально нового метода – вакуумированием через специальные мембраны: коэффициент проницаемости системы очистки второго контура от трития должен превышать 140 кг/с.



Рис. 21. Схема реакторной установки для производства электроэнергии и водорода на основе технологии твердооксидного электролиза воды

Для первого контура БН-ВТ количество продуктов коррозии, образующихся при концентрации кислорода в натрии 1 млн<sup>-1</sup>, превышает 900 кг/год, если оболочки твэлов изготовлены из стали ЭП-912-ВД, и 464 кг/год с оболочкой из молибденового сплава. Для второго контура это 263 кг/год на каждую петлю. С учетом высокотемпературных опытов, в которых показана высокая эффективность удержания взвесей продуктов коррозии на фильтрах, установленных в низкотемпературной зоне, предложено использовать принцип работы холодной ловушки: охлаждать натрий до необходимой температуры с одновременным удержанием продуктов коррозии на поверхностях массообмена, включая фильтры. Дальнейших исследований требует разработка необходимого жаропрочного материала и изучение его поведения под облучением.

#### Список литературы

- 1. Говердовский А.А., Калякин С.Г., Рачков В.И. Альтернативные стратегии развития ядерной энергетики в XXI в. // Теплоэнергетика. 2014. №5. С. 3–9.
- 2. Рачков В.И., Калякин С.Г. Инновационная ядерная энерготехнология основа крупномасштабной ядерной энергетики // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2014. – №1. – С. 5–15.
- 3. Рачков В.И. Научно-технические проблемы формирования крупномасштабной ядерной энергетики // Энергосбережение и водоподготовка. 2013. №5. С. 2–8.
- 4. Рачков В.И. Разработка технологий закрытого ядерного топливного цикла с быстрыми реакторами для крупномасштабной ядерной энергетики // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2013. – №3. – С. 5–14.
- Лощинин В.М., Пометько Р.С., Селиванов Ю.Ф., Смирнов А.М. Теплогидравлические исследования в обоснование проекта ВВЭР-1200 / Сборник докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика-2015)», 06–09 октября 2015 г. Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2015. – С. 95–106.

- Пометько Р.С., Смирнов А.М., Васильченко И.Н., Вьялицин В.В., Галкин И.Ю., Волков С.Е. Экспериментальные исследования кризиса теплообмена на модели ТВС ВВЭР с перемешивающими решетками при отключении ГЦН / Научно-технический сборник «Итоги научно-технической деятельности Института ядерных реакторов и теплофизики за 2014 год». Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2015. С. 264–270.
- Морозов А.В., Калякин Д.С., Рагулин С.В., Сахипгареев А.Р., Сошкина А.С., Шлепкин А.С. Экспериментальное исследование теплогидравлических процессов в обоснование работоспособности пассивных систем безопасности в новых проектах АЭС с ВВЭР / Сборник докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика-2015)», 06 09 октября 2015 г. Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2015. С. 169–178.
- 8. Рачков В.И., Арнольдов М.Н., Ефанов А.Д., Калякин С.Г., Козлов Ф.А., Логинов Н.И., Орлов Ю.И., Сорокин А.П. Жидкие металлы в ядерной, термоядерной энергетике и других инновационных технологиях // Теплоэнергетика. 2014. №5. С. 20–30.
- 9. Рачков В.И., Калякин С.Г., Кухарчук О.Ф., Орлов Ю.И., Сорокин А.П. От первой АЭС до ЯЭУ IV поколения (к 60-летию Первой АЭС) // Теплоэнергетика. – 2014. – №5. – С. 11–19.
- 10. Опанасенко А.Н., Сорокин А.П., Зарюгин Д.Г., Рачков В.И. Стратификация теплоносителя в ядерных энергетических установках // Атомная энергия. – 2011. – Т. 111. – Вып. 3. – С. 131–136.
- 11. Зарюгин Д.Г., Калякин С.Г., Опанасенко А.Н., Сорокин А.П. Исследования стратификации теплоносителя и пульсаций температуры в ядерных энергетических установках // Тепло-энергетика. 2013. №3. С. 1–10.
- 12. Опанасенко А.Н., Сорокин А.П., Труфанов А.А., Денисова Н.А. (ГНЦ РФ ФЭИ), Свиридов Е.В., Разуванов Н.Г., Загорский В.Г. (МЭИ), Беляев И.А. (ОИВТ РАН) Экспериментальные исследования полей температуры и скорости на интегральной водяной модели быстрого реактора в различных режимах работы // Атомная энергия. – 2016 (в печати).
- 13. Shulz H. Experience with thermal fatigue in LWR piping caused by mixing and stratification // In: Specialists Meeting Proceedings. Paris, 1998. P. 13–18.
- Загорулько Ю.И., Ганичев Н.С., Жмурин В.Г., Кащеев М.В. Экспериментальные исследования деградации модельных топливных сборок при авариях с неконтролируемой потерей расхода натрия / Сборник докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика-2015)», 06–09 октября 2015 г. Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2015. С. 297–309.
- Козлов Ф.А., Волчков Л.Г., Кузнецов Э.К., Матюхин В.В. Жидкометаллические теплоносители ЯЭУ. Очистка от примесей и их контроль / Под ред. Ф.А. Козлова. – М.: Энергоатомиздат, 1983.
- Алексеев В.В., Ефанов А.Д., Козлов Ф.А., Сорокин А.П. Теплогидравлика, физическая химия и технология в АЭС с реакторами на быстрых нейтронах // Теплоэнергетика. – 2007. – №12. – С. 2–9.
- Kozlov F.A., Alexeev V.V., Zagorulko Yu.I. et al. The Summery of the Sodium Coolant Technology Development in Application to LMFBRs // Working Material «TM on the Coordinated Project (CRP) «Analysis of the Lessons Learned from the Operational Experience with Fast Reactor Equipment and Systems». Obninsk, February 14–18, 2005 / TM-27172 and TM-26984, TWG-FR/123. IAEA, Vienna, 2005. P. 237–259.
- 18. Рачков В.И., Поплавский В.М., Цибуля А.М. и др. Концепция перспективного энергоблока с быстрым реактором БН-1200 // Атомная энергия. 2010. Т. 108. Вып. 4. С. 201–205.
- 19. Субботин В.И., Ивановский М.Н., Арнольдов М.Н. Физико-химические основы применения жидкометаллических теплоносителей. М.: Атомиздат, 1970.
- 20. Субботин В.И. Арнольдов М.Н., Козлов Ф.А., Шимкевич А.Л. Жидкометаллические теплоносители для ядерной энергетики // Атомная энергия. 2002. Т. 92. Вып. 1. С. 31–42.
- Poplavsky V.M., Kozlov F.A., Orlov Yu.I., Sorokin A.P., Korolkov A.S., Shtynda Yu.Ye. Liquid metal coolants technology for fast reactors // International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles: Challenges and Opportunities, FR-09, 7 – 11 December 2009, Kyoto, Japan. – IAEA-CN-176/FR09P1105.
- 22. Алексеев В.В., Ковалев Ю.П., Калякин С.Г. и др. Системы очистки натриевого теплоносителя АЭС с реактором БН-1200 // Теплоэнергетика. – 2013. – №5. – С. 9–20.

- 23. Козлов Ф.А., Иваненко В.Н. Натрий теплоноситель АЭС с быстрыми реакторами // Атомная энергия. 1996. Т. 80. Вып. 5. С. 337–345.
- Latge C. Sodium Quality Control: French Developments from Rapsodie to EFR // International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles: Challenges and Opportunities, FR09, 7–11 December 2009, Kyoto, Japan. – IAEA-CN-176/02-08P. – P. 104–105.
- Алексеев В.В., Сергеев Г.П., Козуб П.С. и др. Опытный образец прибора ИВА-М для контроля водорода в натриевом теплоносителе // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2011. – №3. – С. 47–55.
- Блохин В.А., Шимкевич А.Л. Мониторинг водорода в различных средах твердоэлектролитным сенсором / Сборник статей к 80-летию В.И. Субботина «Теплофизические исследования». – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. – 1990. – С. 250–255.
- 27. Козлов Ф.А., Алексеев В.В. Влияние технологических параметров на перенос трития в АЭС с реакторами на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем // Атомная энергия. 1990. Т. 68. Вып. 2. С. 94–98.
- 28. Мохов В.А., Беркович В.Я., Никитенко М.П., Махин В.М., Чуркин А.Н., Лапин А.В., Кириллов П.Л., Баранаев Ю.Д., Глебов А.П. Концептуальные предложения по стендупрототипу реактора ВВЭР-СКД // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Обеспечение безопасности АЭС. – 2014. – № 34. – С. 84–92.
- 29. Кириллов П.Л. К расчету теплоотдачи от пучков стержней к водяному пару сверхкритического давления // Атомная энергия. – 2014. – Т. 117. – Вып. 6.
- Калякин С.Г., Козлов Ф.А., Сорокин А.П., Алексеев В.В., Богословская Г.П., Иванов А.П., Коновалов М.А., Морозов А.В., Орлова Е.А., Стогов В.Ю. Высокотемпературная ядерная энерготехнология на основе быстрых реакторов с натриевым теплоносителем для производства водорода // Атомная энергия. – 2014. – Т. 116. – Вып. 4. – С. 194–204.

## Обзор выполненных работ по теплофизическим процессам

Шмаль И.И., Иванов М.А.

АСЭ\ АО «Атомэнергопроект», Москва

В ходе работы в «Атомэнергопроекте» авторским коллективом решен ряд задач в области теплофизики. Основная сфера их применения – описание процессов в пассивных системах безопасности и задачи, возникающие при их функционировании. Строгую границу между выполненными задачами провести очень сложно; тем не менее, изложение работ по теплофизическим процессам следует построить в виде взаимосвязанной последовательности.

Основное внимание в процессе работы уделялось следующим системам – система пассивного залива активной зоны (СПЗАЗ или гидроемкости второй ступени – ГЕ–2), гидроемкости третьей ступени (ГЕ–3), системе пассивного отвода тепла (СПОТ), устройство локализации расплава (УЛР). Все перечисленные системы функционируют, как правило, в запроектных авариях (ЗПА), включая разогрев, плавление топлива и твэлов, плавление элементов конструкции активной зоны, образование расплава внутри корпуса реактора, разрушение корпуса реактора и выход расплава в УЛР. Целый ряд процессов происходит параллельно, может быть описан современными расчетными кодами. Но для понимания и анализа происходящего, по-прежнему, полезными оказываются простые, часто полуаналитические, модели. В них из огромного потока информации можно выделить главное и сосредоточить внимание на значащих явлениях, связях основных параметров в них. Это тем более важно, когда простые модели помогают оценить правдоподобность расчетных результатов, полученных с помощью многомерного кода, при отсутствии экспериментальных данных.

Начнем изложение с задач, посвященных функционированию СПОТ. Система пассивного отвода тепла прошла экспериментальную проверку на ряде стендов. Были исследованы мощностные характеристики при различных граничных условиях. Резкое падение отводимой мощности при низких давлениях во втором контуре породило опасения о расходах в паровом и паро-конденсатном трактах – возможность «запирания» расхода из-за возникновения околоили сверхзвуковых течений [1]. Расчеты для CATHARE были выполнены для разомкнутого контура – истечение в атмосферу. Получено классическое «запирание» при высоких перепадах давления на входе/выходе из стенда – при истечении в атмосферу...

В анализе сущности происходящих процессов в паропроводах и конденсатном трактах отправная точка – положение, что для возникновения сверхзвуковых течений в замкнутом контуре с естественной циркуляцией необходимы какие-то дополнительные воздействия. А так в контуре имелся парогенератор (ПГ), далее – трубопровод, затем – теплообменник с отводом тепла и конденсатный тракт – для транспорта конденсата в ПГ, – то объектом анализа стало только перечисленное [2, 3]. По результатам экспериментов на моделях (рисунок 1) и соответствующим результатам для атомной электрической станции (АЭС) был произведен расчет скорости течения пара на входе в паропровод; результаты представлены на рис. 2.



Рис. 1. Схема пароводяного и воздушного контура циркуляции СПОТ



Рис. 2. Мощность СПОТ и скорости движения пара в паропроводе для АЭС



уравнения Бернулли

Далее было произведено изучение самого замкнутого контура циркуляции, варьируемый параметр - весовой уровень конденсата в линии от теплообменника к ПГ. Сравнение с результатами расчетов по коду ГАМБИТ [2], аттестованному на экспериментальных результатах, представлено на рис. 3. Следует заметить, что очень приближенно в нашей оценке был задан коэффициент потерь паро-конденсатном тракте; его значение варьировалось. Скорости в паровом тракте, вызывавшие наибольшие опасения, согласно выполненным оценкам, достигаются при высотах весового водяного столба в магистрали кон-

денсата, значительно отличающихся от предельно возможных. Это означает, что мощность СПОТ ограничена значением тепла, воспринимаемым воздушным трактом СПОТ.

Из проведенной работы следует: 1) из оценок для процессов в паро-конденсатном тракте СПОТ стало ясным, что система справляется со своими задачами и возникновение запирания в паро-конденсатном контуре с естественной циркуляции не существует; 2) разность весовых уровней в пароконденсатном тракте далека от максимальной, а ограничения в мощности СПОТ уместно искать в воздушном тракте СПОТ.

Из выше сказанного – следующая задача: воздушный контур СПОТ [4]. Эта система тепло из второго контура передает через теплообменник циркулирующему воздушному потоку, в атмосферу. Инструмент остался прежний: уравнение Бернулли и разность весовых столбов – «горячего» и «холодного» воздуха (см. рисунок 1 – стандартный СПОТ). Схема воздушного СПОТ с подачей воды на поверхность теплообмена представлена на рисунке 4. В случае рассмотрения «стандартной» схемы СПОТ, без подачи жидкости на поверхность теплообмена, игнорируется представленный на рисунке 4 подвод воды.



Рис. 4. Схема СПОТ с подачей воды на поверхность теплообмена: 1 – воздушный затвор; 2 – форсунки впрыска воды на ТО; 3 – ТО; 4 – регулятор; 5 – воздушный затвор; 6 – воздуховод СПОТ

#### Описание процессов в воздушной магистрали СПОТ

Движущий напор, возникающий из-за разности плотностей окружающего воздуха и газа в воздушном тракте:

$$\Delta P_{\rm AB} = \sum_{i=1}^{N} g \cdot (h_{\rm Bbix}^{i} - h_{\rm Bx}^{i}) \cdot (\rho_{\rm BHeiiiH} - \rho_{\rm BHyrp}^{i}), \tag{1}$$

где *g* – ускорение свободного падения, м/с<sup>2</sup>;  $h^i_{\text{вх}}$  ( $h^i_{\text{вых}}$ ) – высотные отметки входа (выхода) *i*-го участка воздушного тракта, м;  $\rho_{\text{внешн}}$  ( $\rho^i_{\text{внутр}}$ ) – плотность атмосферного воздуха (воздуха или паровоздушной смеси для *i*-го участка воздушного тракта), кг/м<sup>3</sup>;  $\rho^i_{\text{внутр}} = \rho(P, T, d)$  – плотность паровоздушной смеси с учетом влагосодержания ( $d=m_{\text{пара}}/m_{\text{сух возд}}$ ), кг/м<sup>3</sup>; P – давление, Па; T – температура, К.

Падение давления, вызванное трением в воздушном тракте, определяется зависимостью:

$$\Delta P_{\rm Tp} = \sum_{i=1}^{N} \zeta_{\rm cym}^{i} \cdot \frac{\rho_{\rm BHyTp}^{i} \cdot w_{\rm BHyTp}^{i} \cdot w_{\rm BHyTp}^{i}}{2} = \zeta_{\rm cym} \cdot G_{\rm BO3d}^{2} / (2 \cdot \rho_{\rm BO3d} \cdot F_{\rm BO3d}^{2}), \qquad (2)$$

где  $\zeta_{cym}^{i}$  – суммарный коэффициент гидравлического сопротивления *i*-го участка, 1;  $w_{BHyTp}^{i}$  – скорость потока воздуха или паровоздушной смеси для *i*-го участка воздуховода, м/с.

Равенство движущего напора и падения давления в результате трения и местных сопротивлений позволяет определить искомый расход воздуха в воздушной шахте:

$$G_{\rm BO3J}^2 = \Delta P_{\rm AB} \cdot 2 \cdot \rho_{\rm BO3J} \cdot F_{\rm BO3J}^2 / \zeta_{\rm cym} \,. \tag{3}$$

Мощность, подведенная к потоку воздуха, составляет:

$$N_{\text{возд}} = G_{\text{возд}} \cdot (t_{\text{вых}} - t_{\text{нар}}) \cdot c_p, \tag{4}$$

где  $G_{\text{возд}} = \rho_{\text{возд}} \cdot w_{\text{возд}} \cdot F$  – расход воздуха или паровоздушной смеси, кг/с;  $t_{\text{вых}}$  ( $t_{\text{нар}}$ ) – температура воздуха на выходе из воздушной шахты(наружного), °С;  $c_p$  – удельная массовая теплоемкость воздуха при постоянном давлении, Дж/(кг·°С); F – площадь поперечного сечения воздушной шахты, м<sup>2</sup>.

Мощность, затраченная на изменение температур и фазового состояния впрыскиваемой воды, составляет:

$$N_{\rm воды} = G_{\rm воды} \cdot (i_{\rm кон} - i_{\rm Hay}), \tag{5}$$

где  $N_{\text{воды}}$  – мощность, отводимая от теплообменника при впрыске недогретой до температуры насыщения водой, Вт;  $G_{\text{воды}}$  – расход жидкости, распыляемой вблизи поверхности теплообменника, кг/с;  $i_{\text{нач}}$  – энтальпия впрыскиваемой воды, Дж/кг;  $i_{\text{кон}}$  – энтальпия перегретого пара, соответствующая температуре воздушного потока при соответствующем давлении водяных паров в паровоздушной среде, Дж/кг.

Удельная теплоемкость воздуха ниже соответствующей величины для водяного пара; кроме того, вода подается «холодной», недогретой до температуры насыщения, а покидает теплообменник – в виде перегретого пара. При расчете баланса тепла для воды учитывается [4]:

- прогрев до температуры насыщения;

- теплота фазового перехода;

– прогрев от температуры насыщения до соответствующей температуры воздушного потока, параметров перегретого пара.

При наличии впрыска воды в воздушный тракт, мощность, расходуемая на конденсацию пара в теплообменнике, состоит из двух слагаемых – мощности, затраченной на разогрев воздушного потока, и мощности, расходуемой на фазовые превращения и изменения температуры впрыскиваемой воды и пара:

$$N_{\rm TO} = G_{\rm BO3J} \cdot (t_{\rm BMX} - t_{\rm Hap}) \cdot c_p + N_{\rm BOJM} \,. \tag{6}$$

Итог: алгоритм расчета течения сухого и влажного воздуха в воздушной тяговой шахте выполнен с помощью аналитической модели. Для расчета течения воздуха в тяговой шахте СПОТ с подачей жидкости на поверхность теплообмена использовался численный метод – итераций, варьируемый параметр есть расход воздуха из атмосферы, а невязка определялась через разницу давлений движущего напора и падения давления, вызванного трением в паровоздушном тракте.



Результаты расчета для расхода подаваемой воды 10 кг/с, температура жидкости равна температуре окружающего воздуха, представлены на рисунках 5, 6.

160

120

80

40

0

×

мощность, МВ

Рис. 6. Мощность различных конструкций СПОТ при температуре окружающего воздуха +45 °С

4

6

давление, МПа

8

10

Мощность СПОТ

ВВЭР-ТОИ, влажность 0%

ВВЭР-ТОИ, влажность 60% ВВЭР-ТОИ, влажность 60%

и подача воды

Сплошные линии – СПОТ без учета влажности атмосферного воздуха, прерывистые – СПОТ с подачей воды

воздуха и с подачей воды на поверхность теплообмена.

Выводы по данной задаче:

– упрощенные модели работоспособны и позволяют качественно воспроизводить основные характеристики системы;

 подача жидкости из внешних источников на поверхность ТО повышает мощность СПОТ. Повышение мощности СПОТ актуально для ЗПА в режимах расхолаживания парогенераторов на начальных стадиях аварий с течами первого контура и полным обесточиванием энергоблока;

 подача жидкости на поверхность теплообмена воздушного контура циркуляции СПОТ требует минимальных изменений/доработок оборудования и компоновочных решений АЭС;

– модернизация СПОТ позволяет повысить эффективность системы для АЭС, расположенных в районах с жарким климатом, без изменений основных проектных решений.

Большое количество работ, связанных с пассивными системами безопасности, не вошли в список [5–12]. Пример – разгона жидкости в баке СПЗАЗ при запуске системы (сравнение результатов расчета и последующего эксперимента; совпадение удовлетворительное) и т.п.

Отдельной строкой в большом наборе проблем – динамика концентрации раствора борной кислоты в РУ и в УЛР, модели для их описания, методики расчета, численные алгоритмы. Основой была и остается точечная модель с сосредоточенными параметрами [13].

Было получено соотношение[5] для определения объемного содержания твердой фазы после того, как расчетная концентрация в растворе соли превысила предельное значение:

$$\alpha = (\rho_{mixt} - \rho_{lig}(c')) / (\rho_{crv} - \rho_{lig}(c')), \qquad (7)$$

где α – объемного содержания твердой фазы для смеси, 1,

 $\rho_{mixt} = M / V$  – средняя плотность смеси в объеме – жидкая и твердая фаза, кг/м<sup>3</sup>,

 $\rho_{liq}(c')$  – плотность раствора при предельной концентрации, кг/м<sup>3</sup>,

ρ<sub>сгу</sub> – плотность твердой фазы, кристаллов, кг/м<sup>3</sup>.

Объект исследования для задач динамики концентрации раствора соли: 1) концентрация раствора борной кислоты в сосуде реактора при ЗПА с полным обесточиванием и функционированием исключительно пассивных систем; 2) концентрация раствора борной кислоты, охлаждающей УЛР. Расчетные объекты представлены на рисунках 7, 8.



Рис.7. Схема расчетной области с привязкой к элементам конструкции реактора



Рис. 8. Схема расположения УЛР в подреакторном помещении бетонной шахты

При постановке задачи, в большей части работ, принималась схема выпарного аппарата [5, 6] с разбиением на два участка – опускной и подъемный.

Основные положения для этого типа задач:

- использование точечной модели с сосредоточенными параметрами;

- учет зависимости предельной растворимости борной кислоты от температуры;

- учет зависимости теплофизических свойств воды и пара от температуры и давления;

– использование зависимости плотности раствора борной кислоты от плотности растворителя и концентрации раствора;

 использование, в случае необходимости, соотношений для двухфазной смеси, состоящей из раствора предельной концентрации и твердой фазы. При этом постулируется, что возникновение кристаллов не препятствует циркуляции раствора;

 – учет положения физического уровня в сообщающихся сосудах из равенства весовых столбов;

– пренебрежение уносом борной кислоты в паровой фазе, т.е. концентрация борной кислоты в образующемся паре равна нулю.

- давление в защитной оболочке, как правило, полагается неизменным.



Рис. 9. Расчетная схема для процессов в выпарном аппарате – сообщающиеся сосуды с подводом тепла подъемном участке

Данная модель использовалась для расчета динамики концентрации раствора борной кислоты в сосуде реактора, а также для определения параметров охлаждающей среды в УЛР.

Пример результатов расчетов для «стандартных» начальных концентраций раствора борной кислоты приведен на рисунках 10, 11, а для повышенных начальных концентраций раствора борной кислоты, отличающихся от проектных (исключительно для демонстрации возможностей программного средства), – рисунки 12–14.

Результаты для УЛР аналогичные: с поправкой на отличие в начальных данных, граничных условиях и т. п.

Вывод: разработано средство для первичного анализа процессов в сосуде реактора и в УЛР в процессе ЗПА. Доработкой стало расширение сферы использования на открытые системы [12].

Работа с растворами солей была расширена на системы с распределенными параметрами [11], в частности, – изменение температуры раствора по высоте. Было выбрано заведомо устойчивое решение – линейное распределение температуры по высоте, убывание по высотной отметке. Посылкой была точечная модель с сосредоточенными параметрами, столб жидкости по высоте разбивался на слои. Начальное состояние – раствор с концентрацией соли, не превышающей предельную, постоянной по высоте; начальное поле температур – постоянное, не зависит от высотной отметки. Далее производилось линейное изменение температуры по высоте: в верхней точке температура неизменная, а в нижней – наименьшее значение. Пока концентрации раствора не превышали предельное значение – неожиданностей не возникало: вверху находилась жидкость с наименьшей плотностью, а с падением высотной отметки плотность увеличивалась.



Рис. 10. Изменение концентрации раствора борной кислоты



Рис. 11. Масса среды в «подъемном» участке



Рис. 12. Изменение концентрации раствора борной кислоты в «подъемном» участке



Рис. 13. Масса среды в «подъемном» участке



Рис. 14. Содержание твердой фазы в «подъемном» участке

Предельная концентрация борной кислоты сильно зависит от температуры: падение температуры приводит к резкому снижению предельной концентрации. Наступил момент, когда в нижних слоях начальная концентрация превысила соответствующее предельное значение, т.е. произошло образование твердой фазы. Все это представлено на рисунках 15-18. Возник неожиданный казус: падение плотности в двухфазной области находится жидкий раствор и кристаллы. Итог – тяжелая жидкость расположена над слоем легкой, состояние неустойчивое. На изменение плотности раствора при достижении предельных концентраций оказало большее влияние снижение концентрации раствора, чем увеличение плотности воды из-за снижения температуры. Данное решение неустойчивое, вызывает перемешивание. Физический результат: в объеме, в котором находится кипящий раствор борной кислоты (т. е. происходит интенсивное перемешивание раствора, концентрация примерно одинакова), в случае подачи «холодной» среды в нижнюю часть объема с последующим образованием твердой фазы, обязательно возникает неустойчивое состояние (внизу – жидкость малой плотности, вверху – жидкость большей плотности). Это неустойчивое состояние приводит: 1) к перемешиванию раствора; 2) препятствует образованию кристаллической фазы исключительно в нижней части объёма, она образуется во всем объеме.



Рис. 15. Поле температур в задаче



Рис. 16. Изменение объемного содержания твердой фазы по высотной отметки в «конечном» состоянии



Рис. 17. Изменение концентрации раствора по высоте



Экспериментальных работ, посвященных исследованию раствора борной кислоты, мало, но в работе С.М. Балашов и Б.И. Нигматулина [14] было найдено подтверждение изложенному выше (других объяснений в литературе не обнаружено). Во всех экспериментах в рабочем участке стенда сосуществовал раствор борной кислоты и взвесь твердой фазы, кристаллов.

Конечно, для работы [14] производился и анализ применимости точечной модели с сосредоточенными параметрами. Результаты простейшей модели оказались не самыми абсурдными, несмотря на некоторые шероховатости эксперимента: уровень в рабочем участке измерялся по опускному без учета различий в плотностях раствора.

Длительность процессов в защитной оболочке с выпариванием раствора борной кислоты, как правило, лежит в диапазоне 1–3 суток. «Стандартное» граничное условие для давления – 0,3 МПа, неизменно. Данную величину принимаем без сомнений, если существует не только остаточное тепловыделение, но и равный по величине отвод тепла. Для сосуда реактора – через ПГ тепло может отводиться к атмосфере с помощью СПОТ. Для УЛР – сложнее: СПОТ не функционирует (по окончании работы ГЕ-2 трубчатка ПГ в первом контуре заполняется неконденсирующимися газами). Возникла задача: оценка параметров среды в защитной оболочке при выпаривании раствора в УЛР, т.к. привлечение, например, кода АНГАР оправдано только для сложных задач – требуется большое время подготовки исходных данных [15, 16].

Задача 1. Начальные условия формулировались из следующих посылок. До начала ЗПА в ЗО давление *P*=0,1 МПа, температура воздуха *t*=60 °C. Конечное давление в ЗО – *P*=0,3 МПа, температура среды соответствует температуре насыщения водяного пара. Описание воздуха – модель идеального газа. Результат – начальное состояние для следующей задачи.



Рис. 19. Давление в атмосфере 30 в случае адиабатического процесса (без учета теплообмена с конструкциями)

Задача 2. Рассматривается функционирование УЛР с остаточным тепловыделением в расплаве. Для случая адиабатического поведения паровоздушной среды в ЗО (пренебрежение нагревом металлических конструкций, бетона) давление представлено на рисунке 19.

Результаты показали полную непригодность данной модели для продолжительного процесса – около 1–3 суток, т. е. превышающей или равной характерному времени процесса теплообмена с конструкциями в ЗО (разнообразные металлические конструкции, железобетонные и т. п.). Все перечисленные дефекты исправлены в переработанной методике. С помощью методики, учитывающей наличие конструкционных материалов в 30 (см. таблицу 1), проведен ряд расчетов. Количество и распределение материалов в 30 было назначено из общих соображений из-за отсутствия подробной информации. Результаты представлены на рисунках 20, 21.

Произведем краткий анализ полученных результатов через критерий Фурье [17]:

Fo=
$$\mathbf{a}\cdot \tau/L_0^2 = \lambda \cdot \tau/(\rho \cdot c \cdot L_0^2)$$
. (8)

Данная безразмерная величина выражает соотношение между скоростью изменения условий в окружающей среде и скоростью изменения поля температур внутри твердого тела. Приравнивая Fo=1, мы можем получить характерное время процесса т. Результаты – в таблице 2.

Характерные теплофизические данные для расчета теплообмена для конструкций внутри ЗО (расчет)

Таблица 1

Наименование	Наименование материала				
параметра	Бетон	Сталь			
<i>V</i> , м <sup>3</sup>	$1,15 \cdot 10^4$	$4,92 \cdot 10^{3}$			
ρ, кг/м <sup>3</sup>	2000	7900			
<i>L</i> , м	0,4	0,2			
$M = V \cdot \rho$ , кг	2,3·10 <sup>7</sup>	3,89·10 <sup>7</sup>			
$\Delta t$ , °C	25	25			
$c_p$ , Дж/(кг·°С)	840	502			
$Q=M\cdot c_p\cdot\Delta t$ , МДж	4,84·10 <sup>5</sup>	4,89·10 <sup>5</sup>			
$N=Q/\tau$ , MBT	5,6	5,66			
$N_{\text{конст}} = N_{\tilde{0}} + N_{\text{M}}, \text{MBT}$	11,26				



Рис. 20. Давление в атмосфере 30 с учетом теплообмена с конструкциями. Продолжительность процесса – 1 сутки



Рис. 21. Масса атмосферы и ее компонентов с учетом теплообмена с конструкциями. Продолжительность процесса – 1 сутки

Таблица 2

Наименование параметра	Бетон	Сталь
Fo, 1	1	1
<i>L</i> <sub>0</sub> , м (таблица 1)	0,4	0,25
λ, Вт/(м·К)	0,97[16]	25
т/3600, ч	77	2,8

Характерные времена для бетона и металла

Результат вполне приемлемый: если время задачи составляет трое суток, то характерное время соизмеримо с указанной величиной.

В задачах, когда темп перестройки поля температур в некоторых конструкциях отстает от скорости изменения параметров атмосферы, следует подробно описывать процессы нестационарной теплопроводности в указанных конструкциях. Теплообмен для остальных элементов конструкций даже в этом случае можно рассчитывать приведенным выше способом – упрощенной методикой.

Для временного промежутка в 72 часа соответствующие результаты представлены на рисунках 22, 23.



Рис. 22. Давление в атмосфере 30 с учетом теплообмена с конструкциями. Продолжительность процесса – 3 суток



Рис. 23. Масса атмосферы и ее компонентов с учетом теплообмена с конструкциями. Продолжительность процесса – 3 суток

Заключение по последней задаче:

 – разработана точечная модель с сосредоточенными параметрами для описания динамических теплофизических процессов в замкнутом объеме, атмосфера которого состоит из воздуха и насыщенного водяного пара;

– масса воздуха остается неизменной, масса пара, находящегося при параметрах насыщения, есть переменная величина. Суммарное значение подведенной мощности задано в граничных условиях. Указанное тепло расходуется как на изменение теплофизических параметров атмосферы, так и на прогрев конструкций в расчетном объеме. Соотношение между этими величинами определяется итеративно;

– произведен учет тепла, расходуемого на прогрев элементов конструкций, находящихся в расчетном объеме. Упомянутый процесс, в случае больших характерных времен расчета, оказывает существенное влияние на динамику параметров атмосферы в расчетном объеме, а поэтому должен подлежать оценке.

#### Выводы по работе

В АСЭ\АО «Атомэнергопроект» поиск, выбор и обоснование конструкторских решений производится на основе большого объема расчетных работ. Для этого используются как приобретаемые у сторонних организаций расчетные средства, так и разрабатываемые собственными силами модели, методики, программные средства. Данная политика направлена на поиск верных, оптимальных решений, а также на обязательное выполнение задач, поставленных перед проектируемым изделием.

Подтверждение-демонстрация части решенных задач в области теплофизики в ACЭ\AO «Атомэнергопроект». Работа с теплофизическими задачами продолжается, попрежнему разрабатываются модели процессов и соответствующие расчетные средства для их реализации.

#### Список литературы

- 1. Аксенов Л.В., Воронцов В.В., Таранов Г.С., Пересадько В.Г., Шмаль И.И. Особенности гидродинамики паропровода СПОТ при низких давлениях пара в парогенераторе реакторной установки. 7-я Международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 17–20 мая 2011 г., г. Подольск.
- Плаксеев А.А., Григорьев М.М., Подпорина Н.А. Мощностные характеристики системы пассивного отвода тепла АЭС с ВВЭР-1000 в зависимости от параметров среды в парогенераторе. Труды 6-го Международного семинара по горизонтальным парогенераторам, г. Подольск, 22–24 марта 2004 г.
- 3. Шмаль И.И., Иванов М.А. Особенности процессов в магистралях СПОТ. 14-я ежегодная Конференция молодых специалистов по ядерным энергетическим установкам, 21–22 марта 2012 г., г. Подольск.
- 4. Иванов М.А., Шмаль И.И. Характеристики паровоздушного теплообменника с подачей воды в воздушный тракт. 10-я Международная научно-техническая конференция «Безопасность, эффективность и экономика атомной энергетики», МНТК-2016 Росэнергоатом. (печатное версия готовится к изданию).
- 5. Шмаль И.И., Иванов М.А. Процессы массопереноса борной кислоты в аварийных режимах АЭС с ВВЭР. 9-я Международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 19–22 мая 2015 г., г. Подольск.
- 6. Шмаль И.И. Изменение концентрации раствора борной кислоты в процессе функционирования УЛР. 9-я Международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 19–22 мая 2015 г., г. Подольск.
- 7. Шмаль И.И. Аналитические оценки для процесса кристаллизации // Молодой ученый. 2013. №7 (54). С. 30–31.
- 8. Шмаль И.И. Метод расчета нестационарных изменений концентрации в выпарных установках // Молодой ученый. 2013. №8 (55). С. 42–44.
- 9. Шмаль И.И. Проблемы моделирования кристаллизации // Молодой ученый. 2013. №8 (55). С. 44–47.

- Шмаль И.И., Иванов М.А. Расчет динамики накопления и кристаллизации соли в выпарном аппарате с переменными параметрами в спускной циркуляционной трубе // Молодой ученый. – 2014. – №10 (69). – С. 54–61.
- 11. Шмаль И.И., Иванов М.А. Модель с распределенными параметрами для описания динамики процессов в растворах // Молодой ученый. – 2014. – №11 (91). – С. 502–513.
- 12. Шмаль И.И. Динамика концентрации растворов в сообщающихся сосудах для открытых систем // Национальная ассоциация ученых. 2016, №1 (17). С. 71–73.
- Касаткин А.Г. Основные процессы и аппараты химической технологии. М.: Химия, 1971, 784 с.
- Балашов С.М., Виденеев Е.Н., Нигматулин Б.И. Влияние борной кислоты на теплогидравлические характеристики частично осушенной активной зоны. // Теплоэнергетика. – 1992. – № 9. – С. 43–47.
- 15. Козлов Д.И., Константинов С.А., Мальцев М.Б., Пересадько В.Г., Киселев А.Е., Кобелев Г.В., Фокин А.Л., Проклов В.Б., Стрижов В.Ф., Томащик Д.Ю. Моделирование протекания аварий на АЭС с ВВЭР с использованием системы кодов АНГАР и РАТЕГ/СВЕЧА/ГЕФЕСТ // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных реакторов. Выпуск 3: Динамика и безопасность ЯЭУ. Москва, 2003 г. С. 20–28.
- 16. Козлов Д.И., Константинов С.А., Мальцев М.Б. Использование расчетного комплекса СОКРТ/АНГАР для обоснования проектных решений по повышению автономности АЭС при ЗПА с «большими» течами. / Сборник трудов ОАО «Атомэнергопроект». Вып. 11. – М.: ОАО «Атомэнергопроект», 2011. – С. 16–26.
- 17. Миснар А. Теплопроводность твердых тел, жидкостей, газов и их композиций. М.: Мир, 1967. 464 с.

### Литий или свинец-литий?

Верещагина Т.Н., Логинов Н.И.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

#### Введение

В работе [1] описана концепция и конструкция российского самоохлаждаемого литиевого испытательного модуля бланкета международного термоядерного реактора (ITER), разработанного в НИИЭФА им. Д.В. Ефремова. Одним из главных привлекательных качеств этой концепции является то, что литий – вещество, которое необходимо в бланкете для наработки трития, является одним из лучших жидкометаллических теплоносителей и, следовательно, может выполнять одновременно две функции: генерировать тритий и отводить тепло термоядерной реакции, передавая его во второй контур для преобразования в электричество.

Однако у этой концепции есть и одно из главных отрицательных качеств. В бланкете ITER существует сильное постоянное магнитное поле, поэтому прокачка электропроводной среды через бланкет связана с дополнительным гидравлическим сопротивлением, и затраты энергии на прокачку лития становятся чрезвычайно большими.

Сила тока в жидкости, при одной и той же скорости движения и эдс, пропорциональна её электропроводности. Следовательно, для уменьшения магнитогидродинамического сопротивления, нужно выбрать теплоноситель с наименьшей электропроводностью, т. е. с наибольшим удельным электрическим сопротивлением. При этом необходимо, чтобы в теплоносителе присутствовал литий – генератор трития. Этим требованиям удовлетворяет эвтектический сплав свинец-литий, содержащий 15,7 или 17,5 %, (атомных) лития.

В европейских странах в качестве теплоносителя и материала для наработки трития для испытательных модулей бланкета термоядерного реактора ITER принят сплав Pb-15, 7Li, а в качестве конструкционного материала сталь типа EUROFER-97. Исследованию возможности его применения в ITER в последнее десятилетие посвящено довольно много публикаций, например [2].

В ГНЦ РФ – ФЭИ в 2011–2013 годах проводились коррозионные испытания образцов стали EUROFER-97 в сплаве Pb-15, 7Li. Результаты экспериментальных исследований, выполненных в ГНЦ РФ – ФЭИ, и анализ литературных данных и свидетельствуют о том, что проблема совместимости предполагаемых конструкционных материалов со сплавом свинец-литий не снята и остаётся весьма острой. Высокая скорость коррозии требует дальнейших исследований, как в области технологии этого теплоносителя, так и в области защиты конструкционных материалов от коррозии. Защитные покрытия на основе оксида алюминия не обеспечивают надёжной защиты, а лишь увеличивают срок службы материалов на 2–3 тысячи часов [3].

Кроме того, для снижения коэффициента гидравлического сопротивления и скорости коррозии рассматриваются варианты нанесения электроизолирующих защитных покрытий на проточные части бланкета, контактирующие со сплавом.

В связи с этим возникает вопрос о целесообразности замены лития, коррозионное взаимодействие которого с конструкционными материалами незначительно, сплавом свинец-литий, обладающим высокой коррозионной активностью.

В настоящем докладе рассмотрено одно из преимуществ сплава – высокое электрическое сопротивление. Проведено сравнение гидравлических потерь, возникающих в литии и в сплаве при течении в магнитном поле.

#### Гидравлические потери в литии и в сплаве свинец-литий

Каковы же реальные выгоды по магнитогидродинамическому сопротивлению от замены лития на сплав свинец-литий? Проведём сравнение этих теплоносителей при условии отвода одной и той же тепловой мощности *Q*:

$$Q = \gamma_1 V_1 C_{p1} \Delta t_1 = \gamma_2 V_2 C_{p2} \Delta t_2.$$
<sup>(1)</sup>

Здесь  $\gamma$  – плотность, V – объёмный расход,  $C_p$  – теплоёмкость,  $\Delta t$  – разность температур (подогрев теплоносителя). Индекс 1 относится к литию, 2 – к сплаву свинец-литий.

Будем считать подогрев обоих теплоносителей одинаковым. Тогда

$$\gamma_1 V_1 C_{p1} = \gamma_2 V_2 C_{p2} \,. \tag{2}$$

Коэффициент гидравлического сопротивления λ при течении электропроводной жидкости в магнитном поле, согласно [4], выражается формулой

$$\lambda = N \frac{2c}{1+c},\tag{3}$$

где *N* – число Стюарта (параметр магнитогидродинамического взаимодействия), определяемый формулой:

$$N = \frac{\mathrm{Ha}^2}{\mathrm{Re}},\tag{4}$$

а с – определяется формулой:

$$c = \frac{\rho t_{\rm cT}}{\rho_{\rm cT} d}.$$
(5)

В формуле (4) На – число Гартмана, Re – число Рейнольдса. В формуле (5)  $t_{cr}$  – толщина электропроводной стенки канала (трубы),  $\rho_{cr}$  – её удельное электрическое сопротивление, d – гидравлический диаметр канала, или внутренний диаметр трубы,  $\rho$  – удельное электрическое сопротивление жидкости. Считается, что магнитное поле не влияет на течение электропроводной жидкости, если N<<1, т. е. не более 0,1.

Число Гартмана определяется выражением:

$$Ha = \frac{Bd}{\sqrt{\rho\gamma\nu}},$$
 (6)

где *В* – магнитная индукция, v – кинематическая вязкость жидкости.

Число Рейнольдса Re = Wd/v, где W – средняя скорость жидкости,  $W = 4V/\pi d^2$ . Таким образом, получим для числа Стюарта

$$N = \frac{B^2}{\rho \gamma V} \frac{\pi d^3}{4}.$$
 (7)

Наша цель найти отношение магнитогидродинамических сопротивлений для лития и сплава свинец-литий

$$\frac{\lambda_1}{\lambda_2} = \frac{N_1}{N_2} \frac{c_1}{c_2} \frac{1+c_2}{1+c_1}.$$
(8)

Если принять гидравлические диаметры бланкета для лития и для сплава одинаковыми, то после несложных преобразований, с учетом (2)–(6), получим

$$\frac{\lambda_1}{\lambda_2} = \frac{C_{p1}}{C_{p2}} \frac{1+c_2}{1+c_1}.$$
(9)

Величины с1, с2, согласно (5), определяются отношением электрического сопротивления

материала трубопровода и теплоносителя  $\left(\frac{\rho_1}{\rho_2} = 0, 32, \frac{\rho_2}{\rho_1} = 1, 33\right)$  и отношением толщины

стенки к гидравлическому диаметру канала (обычно  $\frac{t_{\rm cr}}{d}$  <<1). Поэтому дробь  $\frac{1+c_1}{1+c_2}$  имеет по-

рядок 1. То есть, отношение коэффициентов магнитогидродинамических сопротивлений при течении теплоносителей, отводящих одинаковое количество тепла при одинаковом подогреве в одинаковых каналах, определяется, в основном, отношением их теплоемкостей.

Проведём расчёт для конкретного случая. Выберем одинаковую рабочую температуру теплоносителей – 450 °С. Свойства теплоносителей при этой температуре, взятые из [5], приведены в таблице.

	Удельное сопротивление р,	Плотность ү,	Теплоемкость $C_p$ ,
	Ом·м	$\kappa\Gamma/M^3$	Дж/(кг·К)
Литий	32,5.10-8	491	4205
Сплав свинец-литий	133,1.10-8	9316	181,7
Сталь (Eurofer)	100.10-8		

Исходные данные для расчетов

Примем, для примера, d = 16 мм,  $t_{cr} = 2$  мм. В этом случае получим  $\frac{1+c_2}{1+c_1} = 1,1$ , а

 $\frac{\lambda_1}{\lambda_2} = 25,7$ , т.е. коэффициент гидравлического сопротивления при течении лития в магнитном

поле в 26 раз больше, чем при течении сплава литий-свинец. Вероятно, это и послужило основанием для замены лития в бланкете ITER эвтектическим сплавом свинец-литий. Является ли это преимущество решающим?

Для практики важен не коэффициент сопротивления, а потери напора,

$$\Delta P = \lambda \frac{l}{d} \frac{\gamma W^2}{2},\tag{10}$$

определяющие мощность, затрачиваемую на прокачку теплоносителя. Сравним потери напора в бланкете за счёт магнитогидродинамического сопротивления рассматриваемых теплоносителей при одинаковых размерах канала (*l* и *d*). С учетом (2) получим

$$\left(\frac{\Delta P_1}{\Delta P_2}\right) = \frac{\lambda_1 \gamma_1 V_1^2}{\lambda_2 \gamma_2 V_2^2} = \frac{\lambda_1 \gamma_2 C_{p2}^2}{\lambda_2 \gamma_1 C_{p1}^2}.$$
(11)

Для рассмотренного примера  $\left(\frac{\Delta P_1}{\Delta P_2}\right)_6 = 0,91$ . Таким образом, мы получили, что при

одинаковой температуре, в заданном магнитном поле для отвода одинакового количества тепла потери давления в бланкете при прокачке лития даже немного меньше, чем при прокачке сплава свинец-литий, несмотря на гораздо более высокий коэффициент гидравлического сопротивления.

Это относится только к потерям в бланкете. Гидравлические потери давления в остальной части циркуляционного контура (за пределами магнитного поля), из-за высокой плотности сплава будут в 20 раз выше, чем потери при прокачке лития даже при одинаковых скоростях.

Таким образом, с точки зрения затрат энергии на прокачку в магнитном поле бланкета и в контуре за его пределами литий в качестве теплоносителя ITER более выгоден, чем сплав свинец-литий.

В работе [6] представлено конструкторское решение, для российского испытательного модуля бланкета, в котором схема циркуляции сплава разбита на две зоны (подъемного и опускного течения) в системе параллельных каналов. Суммарные МГД-потери давления при такой схеме течения сплава по неизолированному тракту испытательного модуля бланкета, согласно [6], составляют около 152 кПа, что признано приемлемым с точки зрения имеющихся МГД-насосов. Такое решение связано со сложностями нанесения электроизолирующего покрытия, особенно в местах сварных швов.

Следовательно, и для литиевого теплоносителя, в котором МГД-потери давления в бланкете даже немного меньше, чем в сплаве свинец-литий, можно обойтись без электроизолирующих покрытий. В то же время, отсутствие защитных покрытий приведет к высокой скорости коррозии конструкционных материалов в сплаве Pb-15,7Li, которая, например, для стали EUROFER-97 по данным [2, 3] составляет от 300 до 600 мкм/год в зависимости от скорости течения и температуры.

Таким образом, литий не уступает сплаву свинец-литий с точки зрения потерь давления на прокачку в магнитном поле, а с точки зрения технологии имеет явные преимущества за счет низкой скорости коррозии контактирующих с ним конструкционных материалов.

#### Заключение

Уменьшение коэффициента гидродинамического сопротивления в 26 раз при замене лития сплавом свинец-литий (при условии отвода одного и того же количества тепла и при одинаковых геометрических параметрах бланкета) не приводит к снижению потерь давления на прокачку в магнитном поле бланкета. При этом существенно (в 20 раз) возрастают потери давления на прокачку в остальной части контура за пределами магнитного поля. К преимуществам лития перед сплавом свинец-литий следует отнести тот факт, что коррозионное взаимодействие лития с конструкционными материалами незначительно, а коррозия этих материалов в сплаве свинец-литий весьма высока.

По-видимому, основными преимуществами сплава свинец-литий остаются его пожаровзрывобезопасность и способность размножать нейтроны за счёт присутствия свинца в бланкете.

#### Список литературы

- 1. Kirilov I.R. RF DEMO team. Lithium cooled blanket of RF DEMO reactor // Fusion Eng. Des. 2000. Vol. 49 50. P. 457–465.
- Krauss W., Konys J., Steiner Y., Novotny J., Voss Z., Wedemeyer O. Development of Modeling Tools to Describe the Corrosion Behavior of Uncoated EUROFER in Flowing Pb-17Li and their Validation by Performing of Corrosion Test at T up to 500°C. – Forschungzentrum Karlsruhe, nst. Fur Material for schung, FZKA 7295. – 2007.
- Засорин И.И., Логинов Н.И., Михеев А.С., Морозов В.А., Соломатин А.Е., Некоторые результаты экспериментов со сплавами свинца и лития. / Четвертая конференция «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях» (ТЖМТ-2013). Сб. трудов конференции. – Обнинск, 2013. – Т.2. – С.604–611.
- 4. Михайлов В.Н., Евтихин В.А., Люблинский И.Е. и др. Литий в термоядерной и космической энергетике XXI века. – М.: Энергоатомиздат, 1999. – 528 с.
- Kirilov I.R., Pertsev D.A. Investigation of alternative configurations of the LLCB TBM to increase neutronic and thermohydraulics performances // Fusion Eng. Des. – 2010. – Vol. 85. – P. 1054–1058.
- Лешуков А.Ю., Данилов И.В., Капышев В.К., Карташев И.А., Коваленко В.Г., Макаров С.А., Размеров А.В., Свириденко М.Н., Стребков Ю.С. Результаты расчётно-конструкторских работ по испытательному модулю бланкета с керамическим бридером и литий-свинцовой эвтектикой // ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез. – 2013. – Т. 36. – Вып. 3. – С. 3–25.

## Коррозионное поведение сплава V-4Ti-4Cr в расплаве натрий-калий эвтектического состава: сравнение экспериментальных данных с результатами компьютерного моделирования

#### Красин В.П., Люблинский И.Е., Союстова С.И.

Московский государственный машиностроительный университет, Москва

#### Введение

Известно, что сплавы на основе ванадия хорошо совместимы с жидкометаллическими теплоносителями высокой чистоты (Li, Na, K). Однако чистый ванадий в натрии и в расплаве Na-K не обладает достаточной стойкостью к коррозии в том случае, когда не обеспечивается высокая степень чистоты жидкого металла (обеспечение которой возможно, как показал опыт, только при использовании горячей ловушки). Результаты различных исследований сплавов ванадия показывают, что коррозионная совместимость сильно зависит от концентрации кислорода в натрии и эвтектике натрий-калий. Было установлено, что повышение концентрации кислорода в целочных металлах приводит к изменению химического состава приповерхностных слоев конструкционного материала и способствует проникновению щелочного металла в твердый сплав путем реакционной диффузии [1, 2].

Ванадиевые сплавы, и в частности хорошо изученный сплав V-4Ti-4Cr, являются привлекательными для использования в космических ядерных энергетических установках. Данные сплавы обладают высокой жаропрочностью, пониженным уровнем наведенной радиоактивности («малоактивируемость»), довольно низкой удельной плотностью и потенциально высокой коррозионной стойкостью в жидкометаллических теплоносителях (в случае выполнения требований по чистоте жидкого металла).

Как было отмечено в работе [3], в отличие от натриевого теплоносителя, систематический анализ влияния кислорода на коррозионные процессы в расплавах Na-K эвтектического состава не проводился. Это подтверждается значительным разбросом данных по растворимости кислорода в сплавах Na-K, которые приводятся различными авторами.

В работах [4, 5] приводятся результаты материаловедческих исследований образцов ванадиевого сплава V-4Ti-4Cr после испытаний в статических изотермических условиях и в конвекционном потоке эвтектики Na-K. Одним из важных параметров коррозионных процессов для сплавов ванадия является глубина зоны материала, в которой произошло существенное повышение (по сравнению с исходным) содержания кислорода. При близких условиях коррозионных испытаний (температура теплоносителя и продолжительность выдержки) в жидком натрии [6] и в Na-K эвтектического состава [5] сравнение экспериментальных данных показывает, что слабо отличающиеся по составу сплавы ванадия с титаном и хромом (которые исследовались в вышеупомянутых работах) значительно различаются по глубине зоны, обогащенной кислородом. Поскольку термодинамические параметры кислорода в системах Na-O и Na-K-O различаются, данный факт должен оказывать влияние на характеристики коррозионных процессов в двух различных теплоносителях.

Целью настоящей работы является изучение особенностей коррозионных процессов сплавов на основе ванадия в расплаве  $Na_{0,32}K_{0,68}$  в присутствии кислородной примеси. Также задачей исследования являлось проведение сравнительной оценки коррозионной активности к ванадию и сплавам на его основе двух теплоносителей: натрия и расплава Na-K. Решение этой задачи позволит более обоснованно прогнозировать коррозионное поведение конструкционных материалов в жидком Na-K сплаве и при этом использовать уже накопленный материал по жидкометаллической коррозии в более изученном теплоносителе, каким является жидкий натрий. В отличие от ранних исследований [4, 5], в которых основное внимание уделялось процессам, происходящим в тонких приповерхностных слоях ванадиевого сплава, в настоящей работе основное внимание уделено влиянию термодинамических характеристик расплава на коррозионные процессы в рассматриваемых системах.

## Термодинамические свойства кислорода в разбавленных жидких растворах системы Na-K-O

Известно, что в случае, когда твердый металл (например, ванадий) контактирует с бинарным расплавом Na-K, содержащим примесь кислорода, термодинамика и кинетика коррозионных процессов существенно зависит от термодинамических параметров четырехкомпонентного металлического расплава Na-K-V-O. Среди этих параметров определяющим является коэффициент термодинамической активности кислорода в расплаве.

Как будет показано далее, полезные с практической точки зрения прогнозные оценки уже могут быть получены в случае, если мы обладаем надежной информацией о коэффициенте термодинамической активности кислорода в разбавленных (по кислороду) растворах тройной системы Na-K-O (т.е. даже в отсутствии информации по четырехкомпонентной системе).

Большинство исследователей при проведении расчетов коэффициента активности кислорода в тройной системе Na-K-O основываются на предположении о том, что равновесной с расплавом твердой фазой является только оксид натрия Na<sub>2</sub>O [3, 7]. Среди всех оксидов в рассматриваемой системе Na<sub>2</sub>O характеризуется наименьшей энергией Гиббса и является наиболее стабильным. Тогда интересующий нас коэффициент активности определяется на основе данных по растворимости кислорода в Na-K с помощью следующей формулы

$$\ln \gamma_{O(Na-K)} = \Delta G_{f}^{\circ}(Na_{2}O)/RT - \ln x_{O, sat}, \qquad (1)$$

где  $\gamma_{O(Na-K)}$  – коэффициент активности кислорода в расплаве Na-K;  $x_{O, sat}$  – растворимость кислорода в расплаве Na-K в мольных долях;  $\Delta G_{f}^{\circ}(Na_{2}O)$  – энергия Гиббса образования Na<sub>2</sub>O; *R* – универсальная газовая постоянная; *T* – абсолютная температура.

В работе [7] была определена растворимость кислорода в жидком сплаве Na-K, как функция температуры и состава сплава. Кроме того, на основе уравнений координационнокластерной модели [8], авторы работы [7] рассчитали коэффициент термодинамической активности кислорода во всем диапазоне состава при 473 К. Как показано на рис. 1 использование только одного подстраиваемого параметра, позволяет достигнуть удовлетворительного согласия между расчетными и экспериментальными данными. Как будет ясно из дальнейшего рассмотрения, важным для понимания механизмов коррозионных процессов в расплавах Na-K яв-



Рис. 1. Зависимость коэффициента активности кислорода от содержания калия в двойной системе Na-K при 473 K (  $x_{\rm K}\,$  – мольная доля калия):  $\circ$  – эксперимент [7]; сплошная линия – расчет по уравнению KKM

ляется тот факт, что в области концентраций от 0 до 0,9 мольных долей калия коэффициент активности кислорода принимает значения более низкие, чем те, которые получены для раствора кислорода в чистом натрии (и тем более в жидком калии). Как будет показано далее, данная особенность поведения кислорода имеет важное значение для понимания механизмов коррозионных процессов в сплаве Na-K.

Заслуживает внимания тот факт, что если бы график изменения  $\ln \gamma_{O(Na-K)}$  от состава (рис. 1) имел вид прямой линии, соединяющей две крайние точки  $\ln \gamma_{O(Na)}$  и  $\ln \gamma_{O(K)}$ , то это свидетельствовало бы о близости растворов рассматриваемой системы к идеальному<sup>1</sup> раствору. Имеющие место в системе Na-K-O отрицательные отклонения от идеальности, как следует из графика, свидетельствуют о существовании более сильной связи кислорода с металлическими компонентами в тройном расплаве Na-K-O, по сравнению с той, что существует в каждом из бинарных Na-O и K-O расплавах.

Такое поведение кислорода в системе в значительной степени определяет особенности

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> В соответствии с классификацией, принятой в химической термодинамике [9].

процессов коррозии в теплоносителе Na-K по сравнению с аналогичными процессами в натриевом теплоносителе. Для системы Na-K-V-O указанные различия можно проследить, вопервых, на примере процесса образования тройного оксида ванадия на поверхности твердого металла. Кроме того, отрицательные отклонения от идеальности для системы Na-K-O являются одной из причин, объясняющих количественные различия двух теплоносителей, в том случае, когда необходимо оценить влияние кислорода на растворимость ванадия в жидком натрии и в расплаве Na-K.

#### Влияние кислорода на растворимость ванадия в сплавах Na-K

Предварительная оценка влияния содержания кислорода на растворимость ванадия в расплаве Na-K эвтектического состава может быть проведена с использованием термодинамической модели субрегулярного раствора и математического аппарата координационно-кластерной модели (KKM) [5, 8].

Поскольку в настоящей работе динамические свойства расплавов не рассматриваются, подход, основанный на использовании ККМ, применим для расчета коэффициента термодинамической активности кислорода в жидкометаллическом расплаве. Следует отметить, что ККМ показала свою эффективность при прогнозировании термодинамических свойств в системах (расплавы на основе Na, K, Li, Pb и Bi), перспективных с точки зрения их использования в современных ядерно-энергетических установках [7, 10, 11].

Предполагается, что атомы кислорода в расплаве трех металлов Na, K и V занимают «квазимеждоузлия» с координационным числом z. Каждый атом кислорода в расплаве в качестве ближайших соседей имеет *j* атомов Na, *k* атомов K и *l* атомов V(l = z - j - k).

Расплав содержит (z+1)(z+2)/2 видов таких конфигураций, которые называются кластерами<sup>2</sup> и обозначаются O[(Na)<sub>*i*</sub>(K)<sub>*k*</sub>(V)<sub>*i*</sub>]. Будем полагать, что в расплаве системы Na-K-V-O каждый атом кислорода в качестве ближайших соседей имеет *z* атомов металла (Na, K и V). По данным работ [11, 12], наилучшее совпадение результатов расчета по уравнениям ККМ с экспериментальными данными для растворов кислорода в металлических расплавах наблюдалось при значении *z*=6. Именно это значение использовалось в настоящей работе.

Коэффициент активности V в жидком растворе был получен путем интегрирования уравнения Гиббса-Дюгема. Интегрирование уравнения Гиббса-Дюгема [9] проводилось вдоль определенного пути на концентрационном треугольнике рассматриваемой системы (рис. 2)

$$\ln \gamma_{\mathrm{V(Na-K-V-O)}} = \ln \gamma_{\mathrm{V(Na-K-V)}} + \left[ \int_{0}^{y_{\mathrm{V}}^{*}} \frac{\partial \ln \gamma_{\mathrm{V}}}{\partial y_{\mathrm{V}}} \mathrm{d}y_{\mathrm{V}} \right]_{y_{\mathrm{O}}=0} + \left[ \int_{0}^{y_{\mathrm{O}}^{*}} \frac{\partial \ln \gamma_{\mathrm{V}}}{\partial y_{\mathrm{O}}} \mathrm{d}y_{\mathrm{O}} \right]_{y_{\mathrm{V}}=y_{\mathrm{V}}^{*}}, \qquad (2)$$

где  $\gamma_{V(Na-K-V)}$  и  $\gamma_{V(Na-K-V-O)}$  – коэффициенты термодинамической активности V в разбавленном тройном растворе Na-K-V и четырехкомпонентной системе Na-K-V-O соответственно;  $y_V$  и  $y_O$  – концентрации ванадия и кислорода в жидком расплаве Na-K при абсолютной температуре *T*;  $y_V^*$  – предельное значение растворимости ванадия в жидком сплаве при данной температуре и содержании кислорода;  $y_O^*$  – содержание кислорода в сплаве Na-K. Далее величины коэффициента термодинамической активности ванадия использовались для вычисления значений растворимости V в жидком расплаве Na-K с различным содержанием кислорода. Подробное описание расчетной процедуры приведено в работе [4]. Исходные данные для расчета приведены в табл. 1.





<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> При этом необходимо учитывать, что в расплаве атомы находятся в непрерывном движении, поэтому имеет смысл говорить об усредненной в течение некоторого времени т конфигурации атомов. Для кластеров разумная оценка времени усреднения лежит в диапазоне  $\tau_0 < \tau < \tau_D$  ( $\tau_0$  – период колебаний атома в положении равновесия;  $\tau_D$  – время «оседлой жизни» атома [13]). По данным [13] использовали следующие оценки времени  $\tau_0 \approx 10^{-13}$  с и  $\tau_D \approx 10^{-11}$  с.

#### Таблица 1

Элемент	Система	A	<i>B</i> , K	Источник
V	Na-V	-9,29	28300	[14]
V	K-V	2,15	10350	[15]
Na	Na-K	-0,065	209	[3]
K	Na-K	-0,015	48,4	[3]
0	Na-O	14,85	-44072	[16]
0	K-O	17,29	-41750	[16]
0	Na-K-O	16,57	-44531	[3]

#### Параметры температурной зависимости γ=exp(A+B/T) коэффициентов активности элементов в расплавах

Как следует из результатов расчета (рис. 3) растворимость ванадия в расплаве  $Na_{0,32}K_{0,68}$ , содержащем 0,25 ат. % кислорода, примерно в 200 раз выше, чем растворимость ванадия в том же расплаве при содержании кислорода менее  $1 \cdot 10^{-4}$  ат. % при 600 °C. Влияние кислорода на растворимость ванадия в большей степени проявляется в области более низких температур, что представляется логичным с точки зрения общих для большинства расплавов термодинамических закономерностей. Как известно, с учетом роли энтропийного фактора, в большинстве термодинамических систем с повышением температуры тенденция к упорядочению ослабевает. Таким образом, любой раствор с повышением температуры приближается по своим свойствам к идеальному.

Так как экспериментальное определение растворимости как ванадия, так и большинства переходных металлов в  $Na_{0,32}K_{0,68}$  является очень сложной технической задачей, то для проверки результатов расчетов, выполненных с помощью ККМ, были проведены статические изотермические испытания в гетерогенных условиях в системе V-Ni-Na\_{0,32}K\_{0,68}-O, когда существуют условия для развития процесса изотермического переноса массы. Обоснование методики оценки растворимости металлов в расплавах щелочных металлов с использованием данных массо-переноса в гетерогенных системах приведено в [17, 18].

В настоящей работе для испытаний использовались два металла, различным образом реагирующих на присутствие примеси кислорода в жидкометаллической среде, одним из которых являлся ванадий. В качестве второго металла необходимо было выбрать металл, для которого примесь кислорода в щелочном металле (или двухкомпонентном расплаве) не оказывала бы существенного влияния на его растворимость в расплаве. В качестве такого элемента был выбран металлический никель, так как известно, что в области концентраций кислорода от нуля до 0,5 % кислорода в диапазоне температур 300–800 °C растворимость никеля в жидком натрии и Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub> практически не зависит от содержания кислорода в жидком металле [19, 20]. Поэтому в качестве второго компонента системы был выбран никель.



Рис. 3. Результаты расчета температурной зависимости растворимости ванадия в расплаве натрий - калий с различным содержанием кислорода: 1 – менее 1·10<sup>-4</sup> ат.% кислорода; 2 – 5·10<sup>-3</sup> ат.%; 3 – 5·10<sup>-2</sup> ат.%; 4 – 2,5·10<sup>-1</sup> ат.%

Статические испытания проводились при 750 °С при трех различных содержание кислорода в сплаве Na-K:  $\leq 1 \cdot 10^{-3}$ , 0,5 и 1,0 ат.%. Продолжительность испытания составляла 90 часов. Методика проведения испытаний ни чем не отличалась о той, что описана в работе [4]. Для изучения коррозионных процессов в системе, образцы никеля и сплавов ванадия подвергались выдержке в расплаве Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub> в капсулах, изготовленных из сплава V-4Ti-4Cr (BTX-8). Капсулы были заполнены в среде аргона при давлении 1 атм и запаяны в наружный контейнер из нержавеющей стали для защиты во время испытания. Химический состав материалов приведен в табл. 2 и 3.

Таблица 2

Матариал				Содержа	ние элем	ентов, %			
Материал	Ti	Cr	A1	Fe	Si	Nb	0	C	N
BTX-8 (Ø16×1)	4,67	4,10	0,09	0,33	0,23	2,64	≤0,02	≤0,02	≤0,02
BTX-8 (Ø50×3)	4,50	4,21	0,005	0,008	0,02	0,1	≤0,02	≤0,02	≤0,02

#### Химический состав сплава ВТХ-8

#### Таблица 3

#### Химический состав никеля марки Н-0 по ГОСТ 849-2008

Химический состав, %										
Ni и Со в сум-	В том числе		Примеси, не более							
ме, не менее	Со не более	С	Mg	Al	Si	Р	Mn	Fe	Cu	S
99,99	0,005	0,005	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001	0,002	0,001	0,001

После коррозионных испытаний образцы извлекались из жидкого металла, остатки расплава Na-K удалялись промывкой в этиловом спирте. Химический состав поверхности образцов никеля и ванадия был исследован методом локального микрорентгеноспектрального анализа. Результаты этого анализа представлены в табл. 4 и в каждой ячейке этой таблицы приведено значение химического состава в локальном объеме вблизи поверхности образца никеля, усредненное по поверхности диаметром ~5 мкм и по глубине ~2–3 мкм. Результаты анализа являются средними по замерам в пяти различных точках.

Более существенные изменения произошли на поверхности образцов никеля после испытаний в расплаве Na-K с высоким содержанием кислорода (табл. 4).

Таблица 4

в эвіскійке	в контейнеј	исходны ре из спл	м содерж ава V-47	Гі–4Cr	римеси в	ислород	a		
Содержание кис- лорода в расплаве Na <sub>0,32</sub> K <sub>0,68</sub> , %	Результаты	Концентрация элемента, %							
	анализа	$O^4$	Si	Ti	V	Cr	Ni		
$\leq 1 \cdot 10^{-3}$	Среднее значение по пяти спектрам	0,0	0,19	0,00	0,07	0,00	99,74		
	Дисперсия сред- него значения, σ	0,0	0,04	0,00	0,06	0,00	0,06		
1,0	Среднее значение по пяти спектрам	0,00	0,26	0,35	4,30	0,03	95,06		
	Дисперсия сред- него значения, о	0,00	0,05	0,05	2,08	0,06	2,11		

#### Химический состав поверхности<sup>3</sup> образцов никеля после испытания в эвтектике Na–K с различным исходным содержанием примеси кислорода в контейнере из сплава V–4Ti–4Cr

 $<sup>^3</sup>$ Каждое число представляет собой значение концентрации, усредненное по поверхности диаметром  ${\sim}5$  мкм и по глубине  ${\sim}2{-}3$  мкм.

<sup>&</sup>lt;sup>4</sup> Минимальная определяемая концентрация кислорода в никеле составляет ~0,05 %.

Из результатов химического анализа поверхности образцов никеля и ванадиевого сплава следует, что:

– в расплаве Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub> с низким содержанием примеси кислорода ( $x_0 \le 10^{-3}$ %) в условиях проведенных испытаний процесс переноса массы практически не имел развития - на поверхности образцов никеля найдены следы ванадия и на поверхности образцов ванадия полностью отсутствует никель; это является следствием низкой растворимости металлов в эвтектике Na-K, очищенной от примеси кислорода;

– в расплаве Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub> с высоким содержанием примеси кислорода в условиях проведенных испытаний наблюдается существенный перенос массы ванадия (в среднем 4,3 % ванадия на поверхности образца никеля в слое глубиной ~2-3 мкм.) и полностью отсутствует перенос никеля на поверхность ванадиевого образца;

– химический состав поверхности образцов Ni после испытания в расплаве  $Na_{0,32}K_{0,68}$  с высоким содержанием примеси кислорода ( $x_0 = 1,0$  ат.%) неоднороден по содержанию ванадия (поверхность образца никеля); также рельефе поверхности образцов произошли существенные изменения (рис. 4).

Поверхность образца никеля после испытания в эвтектике Na-K с содержанием кислорода 1,0 % (рис. 4 г) отличается от поверхности такого же образца, но испытанного в расплаве Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub> с более низким содержанием кислорода ( $\leq 1 \cdot 10^{-3}$ %), наличием на ней объектов, имеющих характерную «огранку» с характерным размером ~2 мкм.

Таким образом, результаты исследований массопереноса свидетельствуют о низком уровне растворимости ванадия при 750 °C в Na-K сплаве, очищенном от примесей кислорода. Тем самым подтверждены результаты расчетной оценки влияния примеси кислорода на совместимость ванадия с расплавом Na-K, выполненной с использованием ККМ многокомпонентных жидкометаллических расплавов.





Рис. 4. Растровое электронно-микроскопическое изображение поверхности образцов нелегированного никеля Н-О после совместных испытаний со сплавом V-4Ti-4Cr в эвтектике Na-K с исходным содержанием примеси кислорода ≤1·10<sup>-3</sup> % (а, б) и 1,0 % (в, г)

Влияние кислорода на растворимость ванадия в  $Na_{0,32}K_{0,68}$  связано с изменением состава первой координационной сферы вокруг атома кислорода в жидкометаллическом растворе. Информация о составе первой координационной сферы вокруг атома кислорода может быть получена, изучая распределение атомов этого неметаллического компонента по кластерам различного состава. Действительно, с помощью уравнений ККМ можно проанализировать влияние температуры на характер межатомных взаимодействий в расплавах. Модель позволяет оценивать долю атомов кислорода  $C_i$ , находящихся в кластерах определенного состава  $O[(Na)_{z-i}(V)_i]$ для системы Na-V-O и в кластерах  $O[(Na)_i(K)_k(V)_i]$  для системы Na-K-V-O.

Как видно из рис. 5, наличие  $5 \cdot 10^{-3}$  ат. % кислорода оказывает большее влияние на растворимость ванадия в сплаве Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub> по сравнению с тем, что мы наблюдаем в жидком Na.

Как следует из результатов расчета, растворимость ванадия в сплаве  $Na_{0,32}K_{0,68}$ , содержащем  $5 \cdot 10^{-3}$  ат. % кислорода примерно в 1,7 раза больше, чем растворимость ванадия в сплаве, содержащем менее  $1 \cdot 10^{-4}$  ат. % кислорода. Для сравнения, увеличение содержания кислорода в жидком натрии до  $5 \cdot 10^{-3}$  ат. % приводит к увеличению растворимости ванадия в 119 раз по сравнению с величиной того же параметра в чистом натрии. Это различие в поведении кислорода в двух теплоносителях можно рассматривать как результат различного распределения атомов кислорода по кластерам разного типа в жидком натрии и натрий-калиевом расплаве.

С помощью уравнений координационно-кластерной модели можно проанализировать влияние температуры на характер межатомных взаимодействий в жидком металлическом растворе. Для количественного описания преимущественного распределения атомов в разбавленных металлических растворах было предложено использовать в качестве параметра величину  $C_1$ . Этот параметр позволяет оценивать долю атомов кислорода, содержащих только один атом ванадия в своей первой координационной сфере. В соответствии с ККМ, параметр  $C_1$  в растворе Na-K-V-O определяется уравнением

$$C_1 = \sum_{k=0}^{z-1} C_{(z-k-1),k,1}, \qquad (3)$$

где  $C_{(z-k-1),k,1}$  – доля атомов кислорода в кластерах  $O\left[\left(Na\right)_{(z-k-1)}\left(K\right)_{k}\left(V\right)_{1}\right]$ .

Если мы определяем  $C_{i,k,l}$  как долю атомов кислорода в кластерах  $O[(Na)_j(K)_k(V)_l]$ , тогда

$$\sum_{j=0}^{z} \sum_{k=0}^{z-j} C_{j,k,(z-j-k)} = 1.$$
(4)

Левая часть уравнения (4) содержит в качестве слагаемых N различных комбинаций, где N = (z+1)(z+2)/2 – количество различных кластеров вида  $O[(Na)_{j}(K)_{k}(V)_{l}]$ .



Рис. 5. Результаты расчета растворимости ванадия в жидком натрии (1), (2) и расплаве Na–K эвтектического состава (3), (4) с различным содержанием кислорода: 1 и 3 – менее 1.10<sup>-4</sup> ат. % кислорода; 2 и 4 – 5.10<sup>-3</sup> ат. % кислорода

Аналогичные уравнения могут быть записаны для кластеров типа  $O[(Na)_{z-i}(V)_i]$  в тройной системе Na-V-O. Как следует из результатов расчетов, выполненных для жидких растворов Na-V-O и Na-K-V-O, доля кластеров, содержащихся один атом V в первой координационной сфере атома кислорода увеличивается с понижением температуры (рис. 6). Сравнение данных, представленных на рис. 5 и рис. 6, показывает, что в жидкометаллическом расплаве, в котором параметр  $C_1$  принимает более высокие значения, можно наблюдать более сильную зависимость растворимости ванадия в жидкой фазе от содержания кислорода.

По-видимому, можно сделать еще одно предположение более общего характера. В тех случаях, когда в качестве теплоносителей рассматриваются жидкий натрий и расплав эвтектического состава  $Na_{0,32}K_{0,68}$ , с большой долей вероятности можно ожидать проявления отмеченной выше тенденции для таких металлов как железо и ниобий. Выбор последних двух металлов объясняется тем, что поведение их в натрии с повышенным содержанием кислорода характеризуется наличием общих черт, присущих также ванадию и сплавам на его основе [21].



Рис. 6. Изменение относительной доли кластеров, содержащих один атом ванадия в первой координационной сфере вокруг атома кислорода с температурой, при одном и том же содержании ванадия в жидкой фазе x<sub>V</sub>=7,5·10<sup>-8</sup> мольной доли: 1 – в жидком натрии; 2 – в расплаве Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub>

#### Образование тройных оксидов NaVO2 в расплаве Na-К эвтектического состава

Перед тем, как приступить к выводу уравнений, необходимых для нахождения условий образования тройных соединений на поверхности твердого ванадия в Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub>, необходимо отметить, что наше дальнейшее рассмотрение базируется на следующем предположении. Вслед за авторами обзора [3] в дальнейшем будем полагать, что из всех возможных сложных оксидов ванадия и щелочного металла (Na или K) на поверхности твердого металла в первую очередь (т.е. при самой низкой пороговой концентрации) образуется тройной оксид NaVO<sub>2</sub>.

Движущей силой процесса перехода кислорода из расплава Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub> в твердый ванадий (или его сплав) является различие в химических потенциалах кислорода на границе раздела твердой и жидкой фаз

$$\mu_{O_2} = RT \ln p_{O_2} \,, \tag{5}$$

где  $p_{\rm O_2}$  – парциальное давление кислорода над расплавом Na-K.

Химический потенциал насыщенного раствора кислорода в натриево-калиевых сплавах можно выразить из условия равновесия на границе  $Na_{0,32}K_{0,68}$  – оксид натрия. Соответствующее уравнение может быть записано как

$$\mu_{O_2}(Na_{0.32}K_{0.68}, Na_2O) = 2 \cdot \Delta G_f^0(Na_2O).$$
(6)

Полагая, что для раствора кислорода в Na-K выполняется закон Генри, химический потенциал кислорода в ненасыщенном растворе кислорода в Na-K эвтектического состава  $\mu_{O_2} [O]_{Na_{0.22}K_{0.68}}$  может быть рассчитан по уравнению

$$\mu_{O_2} \left[ O \right]_{Na_{0,32}K_{0,68}} = 2 \cdot \Delta G_f^o(Na_2O) + 2RT(\ln x_O - \ln x_{O, \text{ sat}}),$$
(7)

где  $x_{O}$  – концентрация кислорода в жидком сплаве Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub>.

Уравнение для расчета пороговой концентрации кислорода в Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub>, необходимой для образования тройного оксида на поверхности твердого ванадия, может быть получено, если химический потенциал кислорода  $\mu_{O_2}(Na_{0,32}K_{0,68} - V - NaVO_2)$ , соответствующий равновесию в системе Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub> – V – NaVO<sub>2</sub> приравнять химическому потенциалу кислорода в ненасыщенном растворе кислорода в Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub>.

$$\mu_{O_2}(Na_{0,32}K_{0,68}-V-NaVO_2) = \Delta G_f^{\circ}(NaVO_2) - RT \cdot \ln a_{Na}^{(Na_{0,32}K_{0,68})} = = 2 \cdot \Delta G_f^{\circ}(Na_2O) + 2RT \cdot (\ln x_{O,tr} - \ln x_{O,sat}),$$
(8)

где  $x_{O,tr}$  – пороговая концентрация кислорода, необходимая для образования NaVO<sub>2</sub> на поверхности твердого ванадия;  $\Delta G_f^{\circ}(\text{NaVO}_2) = 827,1\cdot10^3 + 190,5\cdot T$  (Дж/моль) – энергия Гиббса образования NaVO<sub>2</sub> [22];  $a_{\text{Na}}^{(\text{Na}_{0,32}\text{K}_{0,68})}$  – термодинамическая активность натрия в сплаве Na<sub>0,32</sub>K<sub>0.68</sub>. Активность чистого ванадия принимается равной единице.

Уравнение (8) можно переписать в следующем виде

$$\ln x_{\rm O,tr} = \frac{1}{RT} \left[ \frac{1}{2} \Delta G_{\rm f}^{\rm o}({\rm NaVO}_2) - \Delta G_{\rm f}^{\rm o}({\rm Na}_2{\rm O}) \right] + \ln x_{\rm O, \, sat} - \frac{1}{2} \ln a_{\rm Na}^{({\rm Na}_{0,32}{\rm K}_{0,68})}.$$
 (9)

На рис. 7 представлены результаты расчета пороговой концентрации кислорода, необходимой для образования NaVO<sub>2</sub> на поверхности твердого ванадия в двух различных теплоносителях: в натрии и расплаве Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub>. Исходя из того, что график температурной зависимости  $x_{O,tr}$  расположен ниже линии растворимости кислорода в расплаве, можно сделать вывод, что образование данного коррозионного продукта в Na-K теплоносителе возможно.



Рис. 7. Пороговая концентрация кислорода в жидкой фазе, необходимая для образования NaVO<sub>2</sub> на поверхности твердого ванадия: 1 – пороговая концентрация кислорода в натрии (расчет); 2 – пороговая концентрация кислорода в Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub> (расчет); 3 – растворимость кислорода в натрии [16]; 4 – растворимость кислорода в Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub> [7]

На основе результатов расчета (рис. 7), можно ожидать, что соединение  $NaVO_2$  должно образовываться на поверхности ванадия в сплаве  $Na_{0,32}K_{0,68}$  при более высокой концентрации кислорода, чем та, которая требуется для протекания этого процесса в жидком натрии. Данное обстоятельство связано с особенностями системы Na-K-O, а именно с тем фактом, что для растворов кислорода в бинарном растворителе Na-K характерны отрицательные отклонения от идеальности (рис. 1).

#### Заключение

Используя математический аппарат координационно-кластерной модели, были получены уравнения для расчета температурной зависимости растворимости ванадия в жидком сплаве Na<sub>0.32</sub>K<sub>0.68</sub> с различным содержанием кислорода.

Статические изотермические испытания по исследованию массопереноса в системе V-Ni-Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub>-О качественно подтвердили результаты проведенных расчетов растворимости ванадия в расплавах Na-K, отличающихся содержанием кислорода в жидком металле.

Проведены расчеты пороговой концентрации образования сложного оксида натрия и ванадия  $NaVO_2$  в расплаве  $Na_{0,32}K_{0,68}$ . Показано, что более высокая пороговая концентрация образования  $NaVO_2$  на поверхности твердого ванадия в  $Na_{0,32}K_{0,68}$  по сравнению той, которая необходима для протекания этого процесса в жидком Na, является следствием существования более сильной связи между кислородом и металлическими атомами расплава Na-K.

Коррозионный механизм, связанный с образованием зоны повышенной микротвердости на поверхности ванадиевого сплава (зоны внутреннего окисления) следует рассматривать в качестве основного деструктивного механизма коррозии в Na-K теплоносителе в присутствии примеси кислорода. Однако развитие моделей для описания коррозионного поведения ванадия и его сплавов в Na<sub>0,32</sub>K<sub>0,68</sub> невозможно без учета особенностей образования тройных оксидов натрия и ванадия, а также влияния примеси кислорода на растворимость ванадия в этом жидкометаллическом теплоносителе.

Материал подготовлен в рамках выполнения базовой части государственного задания ФГБОУ ВО «Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ)» (проект № 3094).

#### Список литературы

- 1. Никулин С.А., Вотинов С.Н., Рожнов А.Б. Ванадиевые сплавы для ядерной энергетики. М.: МИСиС. 2014. 205 с.
- 2. Елисеева О.И. Взаимодействие ванадиевых сплавов с жидким натрием в статических условиях // ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез. 2011. № 2. С. 3–20.
- Zhang J., Kapernick R. Oxygen chemistry in liquid sodium-potassium systems // Progress in Nuclear Energy. 2009. v. 51. p. 614–623.
- 4. Семенов В.В., Люблинский И.Е., Красин В.П., Вертков А.В., Союстова С.И., Потапова А.Е., Жарков М.Ю. Совместимость ванадия и сплава V-4Ti-4Cr с расплавом натрийкалий эвтектического состава // Перспективные материалы. – 2014. – № 7. – С. 21–29.
- 5. Семенов В.В., Люблинский И.Е., Красин В.П., Вертков А.В., Союстова С.И., Потапова А.Е., Жарков М.Ю. Коррозионная стойкость сплава V–4Ti–4Cr в конвекционном потоке эвтектического сплава Na–K // Перспективные материалы. 2014. № 11. С. 15–21.
- Borgstedt H.U., Frees G. Oxidation of metals and alloys for cladding of fast reactor fuel elements by oxygen-containing liquid sodium. / Proceedings of the Fourth International Congress on Metallic Corrosion. Houston. Texas. National Association of Corrosion Engineers. – 1972. – p. 325–330.
- Krishnamurthy D., Varamban S.V., Thiruvengadasami A., Mathews C.K. Solubility of Oxygen in Sodium-Potassium Alloys // J. Less-Common Metals. – 1989. – v. 153 – p. 363–372.
- Saboungi M.-L., Caveny D., Bloom I., Blander M. The coordination cluster theory: Extension to multicomponent systems // Metallurgical Transactions A. – 1987. – v. 18A. – p. 1779–1783.
- 9. Люпис К. Химическая термодинамика материалов. Пер. с англ. М.: Металлургия. 1989. 503 с.
- 10. Chan Y.C., Veleckis E. A. Thermodynamic investigation of dilute solutions of hydrogen in liquid Li-Pb alloys // Journal of Nuclear Materials. 1984. v. 122-123. p. 935–940.
- 11. Kishimoto A., Wada A., Michimoto T., Furukawa T. Solubility and Activity of Oxygen in Pb–Bi Melts // Materials Transactions. 2006. v. 47. p. 122–128.

- 12. Saboungi M.-L., Cerisier P., Blander M. The coordination cluster theory description of the activity coefficients of dilute solutions of oxygen and sulfur in binary alloys // Metallurgical Transactions B. 1982. v.13. № 9. p. 429–437.
- Островский О.И., Григорян В.А., Вишкарев А.Ф. Свойства металлических расплавов. М.: Металлургия. – 1988. – 304 с.
- 14. Кузин А.Н., Люблинский И.Е., Бескоровайный Н.М. Расчет линий ликвидуса в системах щелочной металл – переходный металл со стороны щелочного металла. Расчеты и экспериментальные методы построения диаграмм состояния. – М.: Наука. – 1985. – 220 с.
- 15. Stecura S. Solubilities of vanadium, titanium, and zirconium in liquid potassium. Report NASA TN D-5093. 1969. 19 p.
- 16. Natesan K. Influence of nonmetallic elements on the compatibility of structural materials with liquid alkali metals // Journal of Nuclear Materials. 1983. v. 115. № 3. p. 251–262.
- 17. Polley M.V., Skyrme G. An analysis of the corrosion of pure iron in sodium loop systems // Journal of Nuclear Materials. 1977. v. 66. № 3. p. 221–235.
- 18. Красин В.П., Митин Ю.В., Кириллов В.Б. Прогнозирование направления изотермического массопереноса в металлических расплавах с помощью параметров взаимодействия // Журнал физической химии. 1990. Т. 64. № 10. С. 2772–2776.
- 19. Weeks J.R., Isaacs H.S. Proceeding of the chemical aspects of corrosion and mass transfer in liquid sodium. NY: Plenum Press. – 1973.
- 20. Бескоровайный Н.М., Иолтуховский А.Г. Конструкционные материалы и жидкометаллические теплоносители. – М.: Энергоатомиздат. – 1983. – 168 с.
- 21. Borgstedt H.U., Guminski C. IUPAC Solubility Data Series. Metals in Liquid Alkali Metals. Oxford University Press, Oxford, 1996. v. 63-64.
- 22. Bhat N.P., Borgstedt H.U. Corrosion behavior of structural materials in sodium influenced by formation of ternary oxides // Werkstoffe und Korrosion. 1988. v. 39. p.115–123.

# Оценка коэффициентов диффузии легирующих элементов по данным фотометрического анализа структурных изображений

Ермишкин В.А., Минина Н.А., Томенко А.К.

Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, Москва

#### Введение

Известно, что в роли фактора, контролирующего кинетику зарождения и роста зародышей кристаллических фаз, фазовых превращений, спекания порошков, ползучести, выступают процессы диффузии. Это обстоятельство служит постоянным стимулом для ее исследования. В результате многочисленных исследований процесса диффузии была установлена его термофлуктуационная природа, его необратимый характер и показано, что его кинетика описывается формулой [1]:

$$D = D_o \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right),\tag{1}$$

где: Q – энергия активации диффузии, D – коэффициент диффузии,  $D_o$  – размерная константа процесса, T – абсолютная температура, R – универсальная газовая постоянная. Для металла матрицы энергию активации можно представить в виде формулы:

$$Q = Q_f + Q_m, \tag{2}$$

где:  $Q_f$  – энергия образования вакансий,  $Q_m$  – энергия миграции вакансий [2]. Было показано, что предэкспоненциальный множитель  $D_o$  для многих металлов можно представить в следующем виде:

$$D_o = \gamma \alpha^2 f v \exp\left(\frac{S_f + S_m}{RT}\right),\tag{3}$$

где:  $\gamma$  – геометрический фактор, равный 1 для ОЦК и ГЦК металлов,  $\alpha$  – параметр кристаллической решетки материала:  $\alpha^2 = 10^{-15} \text{ см}^2$ , f – фактор корреляции, равный 0,68 для самодиффузии в металлах с решеткой ГЦК и равный 0,72 для самодиффузии в металлах с ОЦК решеткой, v – частота колебаний атомов решетки по величине близкая дебаевской частоте ~5·10<sup>12</sup> c<sup>-1</sup>,  $S_f$  и  $S_m$  – энтропия образования и миграции вакансий. Движущей силой диффузии являются градиенты термодинамического потенциала, которые имеют место в структуре металла и их действие направлено к достижению ею равновесия. Диффузионный перенос вещества описывается первым законом Фика, который устанавливает связь между количеством переносимого вещества dn через поперечное сечение q материала вдоль траектории диффузии по оси х за время t и градиентом концентрации dC/dx в виде уравнения (4) [2]:

$$dn = -Dqt \frac{dC}{dz}.$$
(4)

Принято, что градиент концентрации берется со знаком минус, если диффузия идет в положительном направлении оси *x*. В нестационарных системах градиент концентрации зависит от времени и процесс диффузии описывается вторым законом Фика:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} D \frac{\partial C}{\partial x}.$$
(5)

Если принять, что *D* не зависит от концентрации, то уравнение (5) приобретет вид:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \frac{\partial^3 C}{\partial x^2}.$$
(6)

В трехмерном случае уравнение (6) запишется как:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D\left(\frac{\partial^2 C}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 C}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 C}{\partial z^2}\right). \tag{7}$$

Следует отметить, что применить уравнение к многокомпонентным сплавам для определения коэффициентов диффузии, входящих в них элементов, достаточно сложно, так как это требует данных по распределениям всех составляющих сплав компонентов. Для получения распределений элементов сплавов разработано несколько экспериментальных процедур, основанных на измерении концентраций в образцах, в которых приведены в контакт металлы матрицы и каждого из легирующих элементов после их отжигов в изотермических условиях при серии температур выше  $0,3-0,4T_{пл}$ , при которых диффузия проявляется особенно активно. Для измерения концентраций используются разные методы от химического анализа, спектральных и рентгенографических микроанализаторов до измерений микротвердости [2].

Наиболее точным является радиографический метод, в котором изучается диффузия радиоактивных изотопов легирующих элементов. Применение любого из перечисленных методов требует большого объема работы по подготовке контактных пар для каждого из легирующего элемента и продолжительных отжигов, чередующихся с измерениями концентраций. Кроме того, определение коэффициентов диффузии по этим методикам осуществляется для каждого элемента без учета влияния других легирующих элементов. Для преодоления этого обстоятельства требуется существенно увеличить объем подготовительных работ, связанный с подготовкой много компонентных сплавов. По изложенным причинам разработка метода оценки коэффициентов диффузии элементов, присутствующих в сплаве, является актуальной научной задачей. Этой цели подчинена настоящая работ.

#### 1. Материал и методика исследования

Экспериментальная часть работы была выполнена на стали 02X21H11Г2Б, из которой были приготовлены цилиндрические образцы с диаметром 6,62 мм и высотой 11,06 мм. Химический состав исследуемой стали приведен в таблице 1. Оценка фазового состава исследуемой стали при комнатной температуре была получена с помощью диаграммы Шефлера [3]. Для этого по формулам (8) были определены хромовый и никелевый эквиваленты стали:

$$Ni_e = (\%Ni) + (\%Co) + 0.5(\%Mn) + 0.3(\%Cu) + 25(\%N) + 30(\%C),$$

$$Cr_e = (\%Cr) + 2(\%Si) + 1,5(\%Mo) + 5(\%V) + 5,5(\%Al) + 1,75(\%Nb) + 1,5(\%Ti).$$

где: (%Ме) – процентное содержание химических элементов в стали.

Таблица 1

Fe	С	Si	Mn	Cr	Ni	Мо	Nb	S
55,59	0,01	0,39	1,32	20,6	11,1	0,20	0,47	0,003
Р	Cu	Pb	Sn	Sb	As	Со	Al	N
0,0018	0,06	0,001	0,003	0,001	0,005	0,026	0,011	0,038

Химический состав стали 02Х21Н11Г2Б (мас. %)

В формулах сгруппированы элементы, являющиеся аустенизаторами, стабилизирующих ГЦК решетку и элементы, стабилизирующих ОЦК решетку. Оценки эквивалентов дали для:  $Ni_e = 13,054$  % и  $Cr_e = 22,563$  %. На диаграмме Шефлера сталь с такими значениями эквивалентов попадает в область двухфазного состояния с 90 % аустенита и 10 % феррита. Повышение температуры должно повышать концентрацию аустенита. Образцы нагревали в колонне металлографического микроскопа Reihert в интервале температур 20-700 °C со скоростью 12-15 °C/мин. В процессе нагрева и охлаждения велись непрерывные наблюдения за структурой торцевой поверхности образцов и периодически ее фотографировали с 250 кратным увеличением с помощью специальной цифровой фотонасадки. Фотоизображения фрагментов поверхности исследуемого образца в цифровом коде вводились в память компьютера, где анализировались с помощью фотометрического анализатора структурных изображений (ФАСИ), который был разработан в ИМЕТ РАН, Анализатор представляет собой программно-измерительный комплекс, в котором по дифференциальной схеме производится сравнение эталонного и исследуемого изображений. В качестве эталонных образцов в настоящей работе использовались образцы, приготовленные из легирующих элементов с наибольшим содержанием в исследуемой стали. Исследуемые образцы изучали по их фотоизображениям, полученным при разных температурах в процессе нагрева или охлаждения. В основу алгоритма анализа положено предположение о том, что энергетическое воздействие на материал независимо от его физической природы проявляется в изменениях структурного состояния поверхности исследуемого объекта. По результатам анализа отыскивается взаимосвязь между площадью на изображении, соответствующей максимуму спектра яркости отражения выбранного эталона и температурой, при которой было снято изображение поверхности. Спектр яркости отражения представляется в координатах «Ізначение яркости отражения видимого света – p(I) – спектральная плотность этого отражения». Значения обеих координат измеряют в делениях условных шкал. За нуль оси абсцисс принято состояние полного поглощения падающего на фрагмент света, а за единицу – состояние его полного отражения. По оси ординат откладываются значение спектральной плотности, равной отношению числа пикселей, имеющих уровень яркости  $I - \{n(I)\}$ , а знаменатель общее число пикселей, на которое разбито исследуемое изображение  $\{N\}$ . Предусмотрена возможность выделения отдельных интервалов спектра с помощью цветового окрашивания с последующим перенесением окраски на изображение поверхности для выделения на ней структурных элементов материала, вносящих вклад в излучение в выделенном интервале. Над спектрами от эталонного и исследуемого фрагментов проводятся математические операции, позволяющие выделить интервалы, в которых происходят заметные изменения в структуре материала, таких как появление или исчезновение характерных элементов структуры или областей с резким ростом или снижением спектральной плотности яркости отражения. В программе предусмотрено измерение относительных долей поверхности изображения, окрашенных в цвета выбранных интервалов спектра, построение гистограмм их распределения, выделение отдельных частей изображения в виде прямоугольников, окружностей и колец, изменение размеров пикселей, на которое разбивается изображение, определение типа статистических распределений окрашенных фрагментов по размерам с оценкой их параметров, измерение масштабов исследуемых изображений, измерение площадей под спектральными кривыми. На рис. 1 показан пример изображения исследуемого фрагмента и результаты его обработки в ФАСИ.



Рис. 1. Результаты обработки изображения фрагмента в ФАСИ: а – фрагмент в окраске спектра, б – гистограмма долей окрашенных микро фрагментов, в – спектр яркости отражения с фрагмента

Информация в ФАСИ выводится в виде таблиц, что удобно при построении графиков распределений.

#### 2. Результаты и их обсуждение

Исследуемый образец размещался в камере для радиационного нагрева микроскопа с рабочим диапазоном температур 20–800 °C. Нагрев осуществляли в ступенчатом режиме, скорость нагрева ~10–15 °C/мин. На рис. 2 показана кривая нагрева образца.

На рисунок вынесены только точки и линия тренда, которые были использованы в дальнейшем для оценки коэффициентов диффузии. По данным ФАСИ были построены распределения долей площадей, окрашенных в выбранные цвета спектра яркости отражения видимого света от исследуемого фрагмента. На рис. 3 показан пример такого распределения по оси образца для эталона Nb для трех указанных на рисунке температур.

Аналогичные кривые распределения были построены для всех эталонов и всех температур. Спектральная плотность яркости отражения по своему физическому существу является поверхностной концентрацией соответствующих легирующих элементов, а из анализа кривых

распределения можно получить значения производных:  $\frac{\partial C}{\partial t}$ ,  $\frac{\partial^2 C}{\partial x^2}$ ,  $\frac{\partial^2 C}{\partial y^2}$ , входящих в уравне-

ние диффузии (7). Непосредственно по данным фотометрического анализа можно получить


Рис. 2. Кривая нагрева исследуемого образца



Рис. З. Распределения площадей изображения фрагмента, окрашенных в цвет эталона из ниобия для *T* = 906,6, 018,8 и 926,3 К

данные для оценки коэффициентов диффузии легирующих элементов по поверхности исследуемого образца. Для этого случая уравнение диффузии имеет вид:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \left( \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 C}{\partial y^2} \right). \tag{8}$$

На спектрах яркости отражения от поверхности образца, снятых в исследованном интервале температур, было выбрано пять интервалов, соответствующих максимумам на спектрах, полученных на эталонных образцах из легирующих элементов. Для анализа были выбраны элементы с наибольшим процентным содержанием в исследуемой стали: Fr, Cr, Ni, Nb и Mo, которые были выделены с помощью окрашивания разными цветами. На рис. 1, показан пример спектра стали, на который нанесены выделенные интервалы для выбранных легирующих элементов, а также изображение фрагмента после перенесения на него окраски легирующих элементов в спектре. Здесь же показан пример гистограммы, дающей представление об объемной доли выделенных элементов в микро фрагментах, составляющих 0,1 от площади всего фрагмента. Эта информация была выведена и в виде таблиц, которые были использованы для построения распределений выделенных элементов по обеим координатным осям. Для этого потребовалось получать данные по распределению элементов дважды: до и после поворота фрагмента на 90°. Кроме распределений элементов по координатным осям были построены их распределения по времени нагрева. Численное дифференцирование его по времени и двойное дифференцирование по обеим координатам было использовано для определения коэффициентов поверхностной диффузии (D) легирующих элементов из уравнения (8). Результаты этих расчетов были использованы для построения зависимостей  $\log D = f(1/T)$ . Эти зависимости были построены для трех легирующих элементов: Fe, Cr, Ni. Они приведены на рис. 4 (a, б, в).



Рис. 4. Температурные зависимости коэффициентов диффузии для Fe – а), Cr – б), Ni – в)

Из рисунков видно, что при повышенных температурах в координатах «log*D*-1/*T*» температурные зависимости коэффициентов линеаризируются, что известно из литературы [1]. Параметры линий тренда для полученных зависимостей приведены в таблице 2. Из данных таблицы видно, что температурный интервал проведенных экспериментов слишком узкий, так как он ограничен возможностями оборудования. Полученные зависимости справедливы до границ высокотемпературной области (~0,5  $T_{nn}$ ). Экспериментальные данные для температуры 923 К на построенные зависимости не легли. Возможно, это связано с тем, что значения производных по координатам были усреднены по длине, по размерам образца, тогда как производные изменения концентрации элементов брались для локальных участков. Усреднением производных по размерам образца. Мы попытались компенсировать локальную неоднородность химического состава стали, о чем свидетельствует гистограмма на рис. 1.

Таблица 2

Диффундирующий	Уравнение тренда	Критерии	Температурный интервал	
элемент	для полученных данных	значимости R <sup>2</sup>	для уравнения тренда	
Железо	$\log D = (-15624/T) + 9,073$	0,3843	(0,38–0,40) · Тпл [6]	
Хром	$\log D = (-6878, 5/T) - 9,1119$	0,8156	(0,32–0,34) <i>Т</i> <sub>пл</sub>	
Никель	$\log D = (-2789, 9/T) - 0,3103$	0,4832	(0,40–0,53) · Тпл	

## Параметры аппроксимированных температурных зависимостей определенных коэффициентов диффузии

В целом полученные результаты дают повод для оптимизма, так как видны пути их улучшения. В частности, следует в дальнейшем для расчетов коэффициентов диффузии брать локальные значения производных. Так как производных второго порядка по координатам близки по величине, а поверхности срезов в поликристаллических материалах можно считать эквивалентными, то приняв значение производной  $\partial^2 C/\partial z^2$  равным полусумме двух других локальных значений вторых производных по координатам можно из уравнения получить оценки для коэффициентов объемной диффузии. Сравнение полученных результатов с литературными данными затруднительно, так как эти данные не систематизированы и не обобщены. Для получения надежных результатов требуется существенно увеличить число разбиений исследуемых поверхностей и общее число фрагментов, отснятых при большем количестве температур.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект 14-08-00417а).

- 1. Диффузия в металлах с объемоцентрированной решеткой. Сборник переводных работ. М.: Металлургия. 1964, 410 с.
- 2. Мейнер К. Физико-химическая кристаллография. М.: Металлургия. 1972, 480 с.
- 3. G. di Carpio, Los Aceros Inoxidables. 1987. Barcelona:Grupinox. 636 p.
- 4. Ермишкин В.А., Мурат Д.П., Подбельский В.В. Информационные технологии фотометрического анализа усталостного повреждаемости материалов. // Информационные технологии, 2007. – №11. – С. 65–70.
- 5. Ермишкин В.А., Мурат Д.П., Подбельский В.В. Система фотометрического анализа структурных изображений и ее применение для исследования материалов в условиях усталости. // Приборы и системы. Управление, контроль, диагностика. – 2008. – №10. – С. 38–44.
- 6. Смитлз К.Д. Металлы. М.: Металлургия. 1981, 416 с.

# Оценка теплофизических характеристик сталей по данным фотометрического анализа структурных изображений

Ермишкин В.А., Минина Н.А., Кулагин С.П.

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, Москва

#### Введение

Измерение теплофизических свойств предъявляет повышенные требования к точности, воспроизводимости и стабильности результатов совмещая их с относительно низкими затратами и высокой производительностью при их выполнении. Применение спектральных методов для получения теплофизических характеристик открывает большие возможности для удовлетворения этих требований. Излучение тел может служить практически безинерционным индикатором их энергетического состояния. Атомно-эмиссионные спектры нашли широкое применение для анализа химического состава материалов, а тепловое излучение служит основой для бесконтактного измерения температур. Однако эти примеры не исчерпывают возможности технического применения спектров отраженного и испущенного света для получения информации о физических характеристиках материалов. В частности, в авторском коллективе был разработан фотометрический анализатор структурных изображений (ФАСИ) [1, 2], который был использован для определения температуропроводности алюминиевой и медной пленочных мишеней, в которых с помощью лазерной вспышки возбуждался процесс переноса тепла [3, 4]. В настоящей работе рассмотрено определение коэффициента температуропроводности многокомпонентной стали с помощью ФАСИ в условиях непрерывного нагрева исследуемого образца в колонне металлографического микроскопа Reihert.

#### Материал и методика эксперимента

В качестве материала исследования была использована сталь 02Х21Н11Г2Б, из которой были приготовлены цилиндрические образцы диаметром 6,62 мм и высотой 11,06 мм. Химический состав исследуемой стали приведен в таблице 1.

Таблица 1

Fe	С	Si	Mn	Cr	Ni	Мо	Nb	S
55,59	0,01	0,39	1,32	20,6	11,1	0,20	0,47	0,003
Р	Cu	Pb	Sn	Sb	As	Со	Al	Ν
0,0018	0,06	0,001	0,003	0,001	0,005	0,026	0,011	0,038

#### Химический состав стали 02Х21Н11Г2Б мас. %

Образцы нагревали в колонне металлографического микроскопа Reihert в интервале температур 20–850 °C со скоростью 12–15 °C/мин. Регулировка температуры осуществлялась вручную. Структурные изменения на торцевой поверхности образца в процессе нагрева фиксировались с помощью специальной цифровой фотонасадки с 350-кратным увеличением. Отснятые кадры были проанализированы с помощью ФАСИ. Структурные изменения обнаруживали в результате сравнения по дифференциальной схеме эталонного кадра, на котором была отснята структура поверхности образца до начала нагрева, с ее изображением в нагретом состоянии. На этих кадрах снимались спектры яркости излучения света поверхностью образца. Алгебраические операции над спектрами позволили выявить и получить количественную меру этих изменений. Для этого интервалы яркости, в которых произошли изменения, выделяются с помощью цветового окрашивания, и эта окраска переносится на структурные изображения. Тем самым удается визуализировать зоны, в которых произошли изменения, и измерить величину площадей, которую они занимают, и спектральные частоты, соответствующие их яркостям. Как явствует из монографии [5] энергия излучения (U) тела связана с уровнем внутренней энергии, аккумулированной им (O) соотношением:

$$U = A \cdot Q, \tag{1}$$

где: *А* – коэффициент, связанный с вероятностью спонтанного излучения телом с внутренней энергией *Q*.

ФАСИ позволяет измерить значения U при разных температурах в относительных единицах. Но если известно значение теплоемкости при любой температуре, то из соотношения (1) можно получить значение коэффициента A в энергетических единицах. Однако для определения коэффициента температуропроводности в этом нет необходимости, так как при использовании соотношения (1) в уравнении теплопроводности коэффициент A в правой и левой части уравнения сократится. При этом двумерное уравнение теплопроводности запишется в виде [6];

$$\frac{\partial U}{\partial t} = a \left( \frac{\partial^2 U}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} \right). \tag{2}$$

По результатам анализа кадров, отснятых при разных температурах, можно получить значения производных, входящих в уравнение (2). Далее из этого уравнения определяется коэффициент температуропроводности. Следует отметить, что он определяется для двумерного случая, так как по условиям эксперимента нельзя определить вторую производную по третьей координате.

#### Результаты эксперимента и их обсуждение

На рис. 1 показана кривая нагрева исследуемого образца. Данные измерений хорошо описываются уравнением:  $T = 56,72 \cdot t - 120,77$  при критерии значимости  $R^2 = 0 > 9951$ .



Рис. 1. Кривая нагрева образца в колонне микроскопа

Для определения производных в уравнении (2) был выбран температурный интервал 20–120 °С. В центре кадров, отснятых в этом температурном интервале, были выделены микро фрагменты с размерами ~0,12×0,12 мм, сгруппированные по двум взаимноперпендикулярным направлениям в центре кадра. По своему физическому смыслу площади под спектральными кривыми являются удельными энергиями материала в соответствующих выделенных микро фрагментах. После построения зависимостей U = f(t), U = f(x) и U = f(y), продифференцировав эти зависимости требуемое число раз, получим значения производных для подстановки в уравнение (2). Для этих производных были построены соответствующие зависимости. В частности, на рис. 2 показана зависимость  $\partial T/\partial t - f(t)$ , построенная по данным дифференцирования уравнений тренда.

Зависимости  $\partial^2 U/\partial x^2$  и  $\partial^2 U/\partial y^2$ , были построены для всех выделенных микро фрагментов в заданном температурного интервала. На рис. 3 показан пример этих зависимостей для T = 70 °C.

При всех температурах в выбранном интервале температур были определены максимальные значения сумм вторых производных энергии по координатным осям и они были использованы для вычисления коэффициентов температуропроводности. По ним было получено среднее значение этого коэффициента. Оно оказалось равным  $a = 0,01254 \cdot 10^{-4} \text{ M}^2/\text{c}$ . Разброс полученных оценок коэффициента температуропроводности лежит в интервале [0,00941–0,01422]·10<sup>-4</sup>. Следует отметить, что зависимости  $\partial^2 U/\partial x^2 = f(x)$  и  $\partial^2 U/\partial y^2 = f(y)$  носят немонотонный характер. Возможной причиной такого поведения зависимостей является структурная неоднородность исследованной стали в пределах фрагментов, что может вносить заметный вклад во внутреннюю энергию материала при малых площадях микро фрагментов. По порядку величины найденные значения не отличаются от значений коэффициентов температуропроводности, приводимых в справочниках для легированных сталей, но те получены для объемных измерений.



Рис. 2. Зависимость  $\partial T/\partial t - f(t)$  для выбранного температурного интервала



Рис. З. Зависимости  $\partial^2 U / \partial x^2 = f(x)$  и  $\partial^2 U / \partial y^2 = f(y)$  при  $T = 70 \,^{\circ}\text{C}$ 

#### Выводы

Разработана методика для прямого измерения коэффициентов температуропроводности на поверхностях нагретых образцов по данным фотометрического анализа излучаемой ими энергии.

Разработанный метод отличается простотой и высокой воспроизводимостью результатов измерения, однако его необходимо дополнить возможностью измерений по третьей координате.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект 14-08-00417а).

- 1. Ермишкин В.А., Мурат Д.П., Подбельский В.В. Информационные технологии фотометрического анализа усталостного повреждаемости материалов. // Информационные технологии, 2007. №11. С. 65–70.
- 2. Ермишкин В.А., Мурат Д.П., Подбельский В.В. Система фотометрического анализа структурных изображений и ее применение для исследования материалов в условиях усталости. // Приборы и системы. Управление, контроль, диагностика. – 2008. – №10. – С. 38–44.
- Ермишкин В.А., Минина Н.А., Новиков И.И. Теплофизические характеристики стали по данным оптической спектроскопии отражения. / Материалы II Международной научнотехнической конференции «Современные методы и средства исследований теплофизических свойств веществ». – Санкт-Петербург, 2012. – С. 292–296.
- 4. Новиков И.И., Ермишкин В.А., Кудрявцев Е.М., Минина Н.А. Изучение температуропроводности методом фотометрического анализа излучения от мишени после лазерного воздействия // Вестник Казанского Технологического университета. – 2014. – Т. 17. – №22. – С. 152–154.
- 5. Астапенко А. Взаимодействие излучения с атомами и наночастицами. Изд: Интеллект. Долгопрудный. – 2010. – 492 с.
- 6. Платунов Е.С. Теплофизические измерения. С. Петербург: СПбГУНиПТ, 2010, 738 с.

### Определение работы выхода атома при испарении жидкости методом молекулярной динамики

Герасимов Д.Н., Юрин Е.И.

Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва

#### Введение

Для описания процессов, связанных с межфазной поверхностью (испарение, конденсация), важно знать функции плотности вероятности: это позволяет определять макроскопические процессы, происходящие в системе, задавать граничные условия для моделирования. Ранее была получена функция распределения испаряющихся частиц по скоростям [1]:

$$f(v) = \frac{mv}{kT} \exp\left(-\frac{mv^2}{2kT}\right),\tag{1}$$

где m – масса атома (одноатомной молекулы), T – абсолютная температура жидкости, k – постоянная Больцмана, v – продольная компонента скорости (продольная направлению испарения, то есть нормальная к поверхности жидкости).

Это распределение получено в приближении гладкой межфазной поверхности (также было получено распределение для негладкой поверхности) и позволяет определить потоки со стороны испаряющейся жидкости. В работе [2] оно применено для получения коэффициента испарения и качественного объяснения наблюдаемого температурного скачка вблизи межфазной поверхности. При этом для замыкания системы были использованы гипотезы, использующие свойства пара (предполагалось равенство давлений со стороны испаряющейся жидкости и равновесного пара). От подобных гипотез можно отказаться, если знать работу выхода атома с поверхности жидкости *a*. Простейшие соображения приводят к выводу о том, что работа выхода не может быть постоянной величиной, так как флуктуации плотности на поверхности жидкости приводят к различной энергии связи между частицами; более того, основной поток массы с поверхности жидкости должен быть обусловлен частицами, энергия связи которых заметно меньше средней, соответствующей средней плотности частиц внутри жидкости. Следовательно, для полного замыкания задачи необходимо найти функцию распеределения по работе выхода –  $f_a(a)$ .

Хотя существуют работы, в которых определялись распределения по скоростям [3–6] и по потенциальной энергии в жидкости [7], распределение по работе выхода получено не было. В данной работе для определения распределения по работе выхода используется моделирование методом молекулярной динамики.

#### Численное моделирование

Метод молекулярной динамики заключается в численном интегрировании уравнений движения для всех атомов расчётной области.

Расчётная область представляет собой параллелепипед размером 7×7×9 нм, содержащий 4 493 атома аргона, расположенных на ксеноновой подложке, состоящей из 507 атомов (всего 5 000 частиц). Взаимодействие атомов описывается потенциалом Леннарда-Джонса с постоянными из работ [8, 9], константы для описания взаимодействия между атомами аргона и ксенона вычисляются по правилу Лоренца-Бертло. Численное интегрирование производится методом «leapfrog» [10] с шагом по времени 20 фс.

На бо́льших (с длиной ребра 9 нм) гранях параллелепипеда установлены периодические граничные условия. Температура ксенона контролируется и



Рис. 1. Вид на расчётную область, состоящую из 5 000 частиц

поддерживается на заданном уровне. Таким образом моделируется бесконечная поверхность жидкости, расположенная на ксеноновой пластине, как показано на рисунке 1.

На подготовительной стадии численного эксперимента на грани, противоположной поверхности жидкости, выставлено условие отражения. Кинетическая энергия частиц ксенона корректируется таким образом, чтобы получить заданную температуру – постепенно такую же температуру принимает и жидкость аргона. После того как температура аргона установится, выставляется граничное условия «выбывания»: частицы исключаются из расчёта при достижении грани параллелепипеда, лежащей напротив поверхности жидкости. За одну реализацию численного эксперимента испаряется ~ 100 частиц. Для набора статистики проводится несколько серий расчётов с одинаковой температурой.

#### Определение работы выхода

Были проведены серии численных экспериментов по испарению жидкого аргона в вакуум. В ходе моделирования записывались данные для каждой частицы, участвующей в расчёте. Далее были выделены испарившиеся в ходе расчёта частицы. На следующем рисунке представлена зависимость продольной координаты (в нанометрах) и энергий, обезразмеренных на величину kT, от времени для испаряющейся частицы:



Рис. 2. Изменение координаты и энергий испаряющейся частицы

Определение момента вылета, как и однозначное определение границы, отделяющей жидкость от пара, является сложной задачей. Однако на графике хорошо виден момент отрыва, после которого продольная координата не убывает, кинетическая энергия имеет локальный максимум, а полная энергия практически не меняется. Момент выравнивания полной энергии и является моментом начала испарения частицы, так как с этого момента частица преодолевает потенциальную силу притяжения к жидкости и не получает энергию от столкновения с другими частицами жидкости.

Так как определение точного момента, когда кривая вышла на постоянное значение, субъективно, для статистической обработки был использован метод «Амстердам» [11]. В радиусе 1,5σ подсчитывались соседи рассматриваемой частицы: момент, когда соседей становится меньше одного, и является моментом отлёта; на рисунке 2 хорошо видно совпадение этого момента времени с временем стабилизации полной энергии и максимума кинетической энергии. Определённое в этот момент времени значение потенциальной энергии с обратным знаком и есть величина работы выхода.

Используя описанный метод для температур жидкости 100 и 130 К, была собрана статистика, достаточная для построения функции распределения (~1 000 испарившихся частиц). Величина средней работы выхода составила 2,3 kT и 1,5 kT для температуры жидкости 100 и 130 К, соответственно.

На рисунке 3 представлены полученные распределения по работе выхода (в единицах *kT*).



Рис. 3. Распределение по работе выхода для температуры 100и 130 К

#### Расчёт плотности потока массы

Плотность потока массы испарения  $j_e$  можно определить, зная плотность испаряющейся жидкости  $\rho_l$ , долю испаряющихся частиц  $n_e$  и среднюю скорость в продольном направлении (в направлении от поверхности жидкости)  $\langle v_e \rangle$ :

$$j_e = \rho_l n_e \langle v_e \rangle. \tag{2}$$

Будем считать, что плотность жидкости вблизи места отрыва частиц равна плотности жидкости в глубине жидкости. Тогда концентрация и средняя скорость определяются с помощью функции распределения по работе выхода: атомы, находящиеся внутри жидкости, обладают максвелловским распределением  $f_v(v)$  по продольной проекции скорости v; при удалении от поверхности жидкость «расходуют» продольную составляющую кинетической энергии на

преодоление работы выхода *a* (или теряет скорость  $v_a = \sqrt{\frac{2a}{m}}$ )

$$n_e = \int_0^\infty f_a(a) \left[ \int_{v_a}^\infty f_v(v) dv \right] da \,.$$
(3)

Аналогично рассчитывается средняя скорость

$$\langle v_e \rangle = \int_0^\infty f_a(a) \left[ \int_{v_a}^\infty v 2f_v(v) dv \right] da$$
 (4)

В результате расчёта по формуле (2) с учётом (3), (4) были посчитаны значения плотности потока массы. Они составили 645 и 2 266 для испарения при температуре 100 и 130 К, соответственно.

Так как из численного эксперимента известно точное число испарившихся атомов, возможно определить фактический поток массы. Число испарившихся частиц, помноженное на массу атома аргона, отнесенное к интервалу времени и поперечной площади расчётной области, и есть плотность потока массы. Для температуры 100 К поток составил 632, для температуры 130 К – 2 483. Невязки (разница между рассчитанной плотностью потока и фактической, отнесённая к фактической) составляют 2 и 9 %, соответственно.

Описанный метод позволил определить плотность потока массы с точностью порядка 10 %.

#### Заключение

Методом молекулярной динамики может быть получена функция распределения по работе выхода. Эта функция позволяет рассчитывать макроскопические характеристики испаряющейся жидкости, такие как плотность потока массы. Рассчитанные таким образом значения потока массы имеют невязку не более 9 % с фактическим потоком, что является хорошим результатом, с учётом грубости полученной функции распределения. Что важнее, это значение получено без привлечения свойств пара.

В алгоритме определения работы выхода важнейшей задачей является корректное и однозначное определения момента времени, в который атом отрывается от жидкости – это момент стабилизации полной энергии. Этот момент времени удобно определять путём подсчёта соседей рассматриваемой частицы в радиусе 1,5σ (метод «Амстердам»).

- 1. Герасимов Д.Н., Юрин Е.И. Функция распределения атомов по скоростям при испарении жидкости // ТВТ. 2014. Т. 52. № 3. С. 377–384.
- 2. Герасимов Д.Н., Юрин Е.И. Параметры, определяющие кинетические процессы на поверхности испарения // ТВТ. 2015. Т. 53. № 4. С. 530–537.
- 3. Ishiyama T., Yano T., Fujikawa S. Molecular dynamics study of kinetic boundary condition at an interface between argon vapor and its condensed phase // Physics of Fluids. 2004. Vol. 16. № 8. P. 2899–2906.
- 4. Cheng S., Lechman J.B., Plimpton S.J., Grest G.S. Evaporation of Lennard-Jones fluids // J. Chem. Phys. 2011. Vol. 134. № 224704. P.1–13.
- Kobayashi K., Hori K., Kon M., Sasaki K. Molecular dynamics study on evaporation and reflection of monatomic molecules to construct kinetic boundary condition in vapor-liquid equilibria // Heat Mass Transfer. 2015. P.1–9.
- 6. Kryukov A.P., Levashov V.Yu. Boundary conditions on the vapor liquid interface at strong condensation // Heat Mass Transfer. 2016. Vol. 52. № 7. P.1393–1401.
- 7. Жаховский В.В., Анисимов С.И. Численное моделирование испарения жидкости методом молекулярной динамики // ЖЭТФ. 1997. Т. 111. № 4. С.1328–1346.
- 8. White J.A. Lennard-Jones as a model for argon and test of extended renormalization group calculations // J. Chem. Phys. 1999. Vol.111, № 20. P. 9352 9356.
- 9. Walley E., Schneider W.G. Intermolecular potential of argon, krypton, and Xenon // J. Chem. Phys. 1955. Vol.23. № 9. P.1644–1650.
- 10. Marsden J.E., Patrick G.W., Shadwick W.F. Integration algorithm and classical mechanics. / AMS, 1996. 244 p.
- 11. Sumardiono S., Fischer J. Molecular simulations of droplet evaporation processes: Adiabatic pressure jump evaporation // Int. J. Heat Mass Transfer. 2006. Vol.49. P.1148–1161.

### О механизме изменения компонентного состава расплавов свинца-висмута

#### Иванов К.Д., Ниязов С.-А.С., Лаврова О.В.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

#### Введение

Известно, что разделение веществ, обладающих неограниченной растворимостью друг в друге и близкими химическими свойствами, является достаточно сложной технической задачей. Свинцово-висмутовые расплавы в этом плане представляют именно такую систему [1].

Вместе с тем, свинец и висмут с близкими, но все же различающимися химическими свойствами, можно отделить друг от друга. Такие технологии существуют и используются на практике.

Другое дело самопроизвольная реализация процесса разделения этих компонентов в ходе практического применения свинцово-висмутовых расплавов. Существование таких механизмов в настоящее время является далеко не очевидным, и в тематической литературе не рассматривалось.

Настоящий доклад посвящен:

а) доказательству теоремы существования, то есть, наличию эффекта самопроизвольного изменения компонентного состава расплавов свинца – висмута;

б) объяснению механизма его реализации.

#### Доказательство наличия эффекта изменения компонентного состава расплавов свинца-висмута

Прежде, чем рассуждать о возможном механизме изменения компонентного состава свинцово-висмутового теплоносителя необходимо получить подтверждение реальности данного эффекта. Для этого, прежде всего, надо определиться с направлением поиска.

Понятно, что если данный эффект в реальной практике действительно имеет место, то он может наблюдаться лишь в очень ограниченной области расплава, где возможно проявление различий в свойствах свинца и висмута. В качестве наиболее вероятных областей поиска необходимо рассмотреть границы раздела теплоносителя с окружающими средами, а именно, с защитным газом и конструкционными сталями.

В первом случае изменение состава теплоносителя, в принципе, можно достичь за счет организации избирательного окисления расплава, например, газообразным кислородом. Такой процесс представляется достаточно тривиальным и в настоящее время хорошо известен как шлакование теплоносителя, результатом которого является медленное обогащение всего объёма расплава висмутом за счет преимущественного окисления свинца. Что касается локализации эффекта, то, учитывая высокую подвижность рассматриваемой границы раздела, трудно ожидать длительное время сохранения заметного локально измененного компонентного состава.

Другое дело области теплоносителя на границе раздела с конструкционными сталями, особенно в случае слабого конвективного движения теплоносителя, где возможное изменение состава расплава может сохраняться относительно долгое время, достаточное для обнаружения эффекта.

Исходя из выше приведенных соображений, поиск доказательств измененного состава теплоносителя необходимо вести, анализируя результаты исследований приграничных областей теплоносителя и конструкционных сталей. В этом плане интерес представляют, прежде всего, работы, в которых имело место проникновение компонентов теплоносителя в структуру оксидных пленок, что может являться индикатором состава теплоносителя. Таких исследований в настоящее время проведено достаточно много. В качестве примера можно указать на работы [2–23].

Следует отметить, что подавляющая часть этих экспериментальных исследований посвящена подробному изучению формируемым на сталях оксидным покрытиям и практически не включала в рассмотрение прилегающие слои теплоносителя, который, как правило, тем или иным способом удалялся с поверхности образцов. Тем не менее, анализ результатов этих исследований позволяет получить некоторые косвенные доказательства того, что при окислении сталей может реализоваться процесс изменения компонентного состава приповерхностного слоя теплоносителя. Не останавливаясь подробно на рассмотрении этих косвенных признаков, отметим некоторые из них.

Так, в экспериментах по окислению стали Т-91 в свинце и различных расплавах свинцависмута [22], авторы не обнаружили заметного влияния состава расплава на кинетику окисления.

В экспериментах, где были реализованы условиях формирования оксидных пленок с внедрением в их структуру компонентов теплоносителя, как правило, наблюдается существенное превышение содержания свинца по сравнению с висмутом.

Этот результат, собственно, не является новым. Впервые преимущественное проникновение свинца в оксидные пленки было обнаружено ещё на заре освоения свинцово-висмутового теплоносителя. В данном случае новым является то, что в некоторых случаях обнаружилось крайне низкое содержание в пленках висмута, которое заметно ниже теоретически рассчитанного для эвтектического состава расплава.

Данные экспериментальные результаты могут быть объяснены, если предположить, что в момент формирования оксидных пленок в контакте с оксидной пленкой находился теплоноситель не эвтектического состава, а значительно обогащенный свинцовым компонентом.

Изучение непосредственно приповерхностных слоев теплоносителя, особенно применительно к условиям его циркуляции представляет достаточно сложную техническую задачу. В этом плане известно не так много работ. В качестве примера из недавно выполненных можно сослаться на работу [24], где был использован метод экспресс заморозки теплоносителя. Полученные результаты в основном анализировались на предмет наличия в приповерхностном слое теплоносителя твердофазных примесей и газовых включений. Анализ компонентного состава теплоносителя в приповерхностной области в случае экспериментов со свинцово-висмутовым расплавом не проводился.

Следует заметить, что случаи прямой фиксации компонентного состава теплоносителя в силу отсутствия научного интереса крайне редки. Они скорее носят случайный характер. Нам удалось при анализе достаточно большого объёма экспериментальных работ выявить лишь несколько случаев, в которых измерения распределения элементов по сечению образцов включали одновременное определение и свинца, и висмута. Среди них буквально единицы захватывали прилегающие слои теплоносителя.

Наиболее убедительными в плане подтверждения эффекта изменения компонентного состава теплоносителя, на наш взгляд, являются результаты работы [23]. Эта работа посвящена исследованиям поведения образцов сталей T91 и AISI 316 в насыщенном по кислороду расплаве свинца-висмута в течение 1000 и 2832 часов при температурах 500, 520, 540 и 560 °C в статических условиях (без принудительной циркуляции расплава).

Ниже на рисунке 1 представлены взятые из этой работы экспериментальные данные по распределению ряда элементов в оксидной пленке, полученные при анализе образца стали AISI 316, экспонировавшегося в свинце-висмуте при температуре 560 °С в течение 2832 часов.



Рис. 1. Распределение элементов по сечению образца стали AISI 316

В нашем случае, не вдаваясь в анализ характера и причин формирования такого распределения элементов, достаточно обратить внимание на слой теплоносителя толщиной порядка 20 мкм, примыкающего непосредственно к внешнему оксидному слою. Зафиксированные в этой области серьезные отклонения от эвтектического состава теплоносителя (45 % мас. Рb и 55 % мас. Вi) в пользу свинца не вызывают сомнений.

Для статистического подтверждения этого результата, к сожалению, в цитируемой работе приведены лишь микрофотографии поперечных сечений образцов упомянутых выше сталей, экспонировавшихся при других временах и температурах, но отсутствует столь же подробный анализ распределения элементов по толщине пленки, как и в слое теплоносителя.

В целом, приведенные выше данные позволяют считать теорему существования эффекта самопроизвольного локального изменения компонентного состава свинцово-висмутового теплоносителя доказанной.

#### Механизм формирования в свинцово-висмутовых расплавах поверхностных слоев с измененным составом компонентов

Поскольку систематические исследования рассматриваемого эффекта не проводились, то, соответственно, в настоящее время отсутствует и какое-либо объяснение физических причин, приводящих к такому перераспределению компонентов расплава.

В качестве возможного физического механизма формирования в свинцово-висмутовых расплавах поверхностных слоёв с измененным составом компонентов можно предложить механизм, основанный на учете влияния процесса окисления сталей.

Полагая, что доставка кислорода из теплоносителя в зону реакции на внешней границе с образующимся оксидным слоем осуществляется в виде его окисленных форм, соотношение между которыми определяется реакцией

$$BiO + Pb = PbO + Bi,$$
 (1)

логично допустить одновременное наличие и связанных с кислородом сопутствующих потоков свинца и висмута в приповерхностный слой теплоносителя.

В ходе развития окислительного процесса до определенного предела, пока на поверхности реализуется реакция формирования только оксидов железа, в этой зоне в соответствие с преимущественной реакцией

$$4 \text{ PbO} + 3\text{Fe} = 4 \text{ Pb} + \text{Fe}_3\text{O}_4 \tag{2}$$

по сравнению с аналогичной реакцией с участием висмута происходит более интенсивное обогащение поверхностного слоя теплоносителя свинцовым компонентом.

По мере роста оксидной пленки и снижения скорости химической реакции процесс доставки компонентов расплава к её внешней границе по данному механизму постепенно затухает. Однако относительное накопление свинцового компонента в приповерхностной зоне по сравнению с висмутом усиливается за счет изменения состава теплоносителя и соответствующего изменения соотношения между связанными формами кислорода в пользу свинца.

Ситуация с доставкой в зону реакции компонентов теплоносителя несколько меняется, когда на определенном этапе становится возможным встраивание в оксидную пленку также и связанных форм кислорода с образованием смешанных оксидов железа и компонентов теплоносителя. Начиная с этого момента, оксидная пленка становится на границе с теплоносителем не только стоком кислорода, но также и дополнительным стоком компонентов теплоносителя (преимущественно свинца), что частично ослабляет суммарный эффект обогащения теплоносителя теля свинцом.

На этой стадии окислительного процесса при формировании плюмбоферритных фаз суммируются два фактора: – общее снижение скорости окисления и уменьшение доли свинца, участвующего в процессе обогащения приповерхностного слоя теплоносителя этим компонентом. Однако, исходя из состава плюмбоферритных фаз, который может быть выражен в виде PbO· $n \cdot Fe_2O_3$ , где *n* изменяется со временем от 6 до 0,5 в зависимости от условий образования, заметного снижения интенсивности проявления рассматриваемого эффекта следует ожидать лишь на поздних стадиях окислительного процесса, которые в большинстве экспериментов не достигаются.

Наряду с описанным выше процессом увеличения концентрации свинца в пристенном слое теплоносителя и снижения концентрации висмута одновременно запускается противопо-

ложный процесс выравнивания их концентраций за счет процессов обмена компонентами теплоносителя с внешним объёмом расплава. В соответствии с этой схемой результирующий процесс изменения концентрации свинца можно описать, исходя из следующих соображений.

Поток кислорода, расходуемого на окисление единицы поверхности стали, можно выразить в виде

$$J_{\rm O} = \rho_{\rm O} \frac{d\delta}{d\tau},\tag{3}$$

где  $\rho_{\rm O}$  – плотность кислорода в оксидной пленке;  $\frac{d\delta}{d\tau}$  – скорость роста оксидной пленки.

В тоже время, выражая этот поток кислорода в виде отдельных потоков растворенных оксидов свинца и висмута, и вводя коэффициент  $\alpha = \frac{J_{PbO}}{J_O}$ , характеризующий долю общего

потока в виде оксида свинца, имеем

$$J_{\rm O} = \frac{\mu_{\rm O}}{\mu_{\rm PbO}} J_{\rm PbO} + \frac{\mu_{\rm O}}{\mu_{\rm BiO}} J_{\rm BiO} = \frac{\mu_{\rm O}}{\mu_{\rm PbO}} J_{\rm PbO} \left[ 1 + \frac{\mu_{\rm PbO}}{\mu_{\rm BiO}} \left( \frac{1 - \alpha}{\alpha} \right) \right],\tag{4}$$

где µ – молекулярный вес соответствующего компонента.

Далее, приравнивая (3) и (4), находим выражение для потока оксида свинца и, соответственно, для потока свинцового компонента к поверхности стали

$$J_{\rm Pb} = \frac{\mu_{\rm Pb}}{\mu_{\rm PbO}} J_{\rm PbO} \,. \tag{5}$$

В диффузионном приближении выражение для потока свинца от поверхности стали можно записать в виде

$$j_{\rm Pb} = D_{\rm Pb} \frac{C_{\rm Pb}^s - C_{\rm Pb}^v}{\Delta} \rho_{\rm Pb-Bi}, \qquad (6)$$

где  $D_{\rm Pb}$  – коэффициент диффузии свинца;  $C_{\rm Pb}$  – концентрация свинца соответственно вблизи поверхности стали и в объёме теплоносителя, выраженная в мольных долях;  $\Delta$  – диффузионный путь свинцового компонента;  $\rho_{\rm Pb-Bi}$  – плотность теплоносителя.

Изменение концентрации свинца в тонком пристенном слое теплоносителя толщиной к можно записать в виде

$$\xi \rho_{\rm Pb-Bi} \frac{dC_{\rm Pb}^s}{d\tau} = J_{\rm Pb} - j_{\rm Pb} \,, \tag{7}$$

подставляя в которое из приведенных выше уравнений выражения для потоков свинца имеем окончательно для разницы концентраций свинца между стенкой и объёмом теплоносителя  $x = C_{Pb}^{s} - C_{Pb}^{v}$  следующее уравнение:

$$\frac{dx}{d\tau} + ax = f(\tau), \qquad (8)$$

$$\frac{1}{\xi} \frac{1}{\left[1 - \frac{1}{4\pi^2}\right]^2} \frac{d\delta}{d\tau}.$$

в котором  $a = \frac{D_{\text{Pb}}}{\xi \cdot \Delta}, f(\tau) = \frac{\rho_{\text{O}}}{\rho_{\text{Pb-Bi}}} \frac{\mu_{\text{Pb}}}{\mu_{\text{O}}} \frac{1}{\xi} \frac{1}{\left[1 + \frac{\mu_{\text{PbO}}}{\mu_{\text{BiO}}} \left(\frac{1 - \alpha}{\alpha}\right)\right]} \frac{d\delta}{d\tau}.$ 

Для выполнения численных оценок по уравнению (8) примем параболический закон окисления  $\delta^2 = \kappa \cdot \tau$ , введем некоторые упрощения  $\left(\frac{\mu_{PbO}}{\mu_{BiO}} \approx 1, \alpha = \text{const} \approx 1\right)$  и подставим

численные значения остальных параметров:  $D_{\rm Pb} = 0,03 \ \frac{{\rm MKM}^2}{{\rm y}}, \ \xi = 0,1 \ {\rm MKM}, \ \Delta = 10 \ {\rm MKM},$ 

$$\rho_{\rm O} = 1, 4 \frac{\Gamma}{{\rm cm}^3}, \ \rho_{\rm Pb-Bi} = 10 \frac{\Gamma}{{\rm cm}^3}, \ \kappa = 7,5 \ 10^{-5} \frac{{\rm MKM}^2}{{\rm q}}.$$
 При этом формула (8) преобразуется к виду

$$\frac{dx}{d\tau} + ax = b\frac{1}{\sqrt{\tau}},\tag{9}$$

где 
$$b = \frac{\rho_{\rm O}}{\rho_{\rm Pb-Bi}} \frac{\mu_{\rm Pb}}{\mu_{\rm O}} \frac{1}{\xi} \frac{1}{\left[1 + \frac{\mu_{\rm PbO}}{\mu_{\rm BiO}} \left(\frac{1 - \alpha}{\alpha}\right)\right]} \frac{\sqrt{k}}{2}.$$

Аналитическое решение этого уравнения при начальном условии *x*(0)=0 выражается в виде

$$x(\tau) = b \sqrt{\frac{\pi}{a}} e^{-a\tau} Erfi(\sqrt{a\tau}).$$
<sup>(10)</sup>

Характер изменения разности концентраций свинца в процессе окисления стали между приповерхностной зоной теплоносителя и его объёмом при указанных выше численных значениях констант, а также при варьировании параметра *a*, характеризующего условия массообмена между основным объёмом теплоносителя и его приповерхностным слоем, представлен на рисунке 2.

Влияние на результаты расчетов вариаций параметра *b* достаточно очевидны из уравнения (10) и заключается в увеличении или снижении абсолютных значений концентрации свинца.

В целом, результаты численных оценок показывают, что при проведении экспериментов в зависимости от реализованных условий, включая температурные и гидродинамические условия, кислородный потенциал теплоносителя и продолжительность экспозиции стали, могут быть получены самые разнообразные результаты по концентрациям и характеру распределения компонентов теплоносителя в приповерхностных слоях теплоносителя: - от близких к составу исходного расплава до практически чистого свинца.



Рис. 2. Характер относительного изменения концентрации свинца на границе теплоносителя и оксидной пленки при вариациях параметра *а* 

Поскольку, как было показано выше, процесс локального изменения состава жидкой фазы связан с процессом обмена теплоносителем между его объёмом и приграничной областью, то результирующие эффекты изменения состава теплоносителя в наибольшей степени следует ожидать в случаях низкой интенсивности этого массообмена. Прежде всего, такие условия характерны для экспериментов с неподвижным теплоносителем или при недостаточно развитой конвекции. Напротив, в условиях принудительной циркуляции теплоносителя или при хорошо развитой конвекции реализация процесса избирательного обогащения теплоносителя свинцовым компонентом менее вероятна.

Процесс увеличения концентрации свинца во времени носит экстремальный характер, где положение максимума и его величина зависят от соотношения скорости химической реакции окисления стали и условий обмена компонентов теплоносителя в приповерхностной зоне. При низкой скорости химической реакции трудно ожидать существенных отклонений в компонентном составе теплоносителя даже для начального этапа окисления, не говоря уже о длительной экспозиции образцов и естественном снижении скорости реакции.

Изложенные выше соображения объясняют наблюдавшиеся на практике различия в результатах экспозиции сталей в ТЖМТ, как в части проникновения компонентов теплоносителя в оксидные пленки, так и изменения его состава в приповерхностном слое.

Наличием эффекта обогащения приповерхностных слоев теплоносителя в ходе окисления сталей свинцовым компонентом можно объяснить и отсутствие в некоторых случаях заметных различий в кинетике их окисления в расплавах различного компонентного состава, где окисление по существу происходит в свинцовом подслое.

#### Выводы

На основе имеющихся различий в химической активности компонентов свинцововисмутовых расплавов высказано предположение о возможности самопроизвольного изменения их компонентного состава в процессе взаимодействия с окружающими средами.

Показано, что изменение состава расплава можно достичь как за счет организации его избирательного окисления кислородом, так и в результате его окислительного взаимодействия с конструкционными сталями.

Первый процесс в настоящее время хорошо известен как шлакование теплоносителя, результатом которого является медленное обогащение всего объёма расплава висмутом за счет преимущественного окисления свинца.

Выполненный анализ ряда экспериментальных работ по окислению сталей в расплавах свинца-висмута показал наличие, как косвенных признаков, так и прямого подтверждения факта обогащения приповерхностных слоёв данных расплавов свинцовым компонентом.

Предложена гипотеза, позволяющая объяснить наблюдаемые экспериментальные факты. Её суть заключается в наличие потоков компонентов теплоносителя, связанных с растворенном в расплаве кислородом. Эти потоки при протекании окислительного процесса способствуют обогащению свинцовым компонентом приповерхностного слоя теплоносителя на его границе с образующейся оксидной пленкой.

На основе данной гипотезы предложена математическая модель и выполнены численные оценки эффекта обогащения приповерхностных слоёв теплоносителя свинцовым компонентом. При этом показано, что в зависимости от реализованных при окислении сталей условий могут быть получены результаты, существенным образом различающиеся по содержанию компонентов свинца и висмута в приповерхностных слоях теплоносителя.

Высказано предположение о том, что схожесть в некоторых случаях кинетики окисления сталей в расплавах свинца-висмута с различным содержанием компонентов обусловлена эффектом обогащения приповерхностных слоев свинцовым компонентом.

- 1. Зайцев В.Я., Маргулис Е.В. Металлургия свинца и цинка. Москва «Металлургия», 1985.
- 2. Jinsuo Zhang Corrosion Science 51 (2009) 1207–1227.
- Kieser M., Muscher H., Weisenburger A., Heinzel A., Muller G. Journal of Nuclear Materials 392 (2009) 405–412.
- 4. Schoer C., Krypnik A., Wedemeyer O., Konys J. Corrosion Science 61 (2012) 63–71.
- 5. Chakraborty P., Foteder R.K., Krishnamurthy N. Journal of Nuclear Materials 432 (2013) 239–242.

- 6. Carsten C., Wedemeyer O., Novotny J., Krypnik A., Konys J. Corrosion Science 84 (2014) 113–124.
- 7. Martinelli L., Balbaud-Celerier F., Terlain A., Debpech S., Picard G. in: Proceeding of EU-ROCORR 95, Lisboa, 2005.
- 8. Yeliseyea O., Tsisar V. Materials Science Vol.41, № 2, 2005.
- 9. Yeliseyea O., Tsisar V. Materials Science Vol.43, № 2, 2007.
- 10. Yeliseyea O., Tsisar V. Oxid Met (2008) 70:213-227.
- 11. Yeliseyea O., Tsisar V., Federko V.M., Matychak Ya.S. Materials Science Vol.40, № 2, 2004.
- 12. Yeliseyea O., Tsisar V., Benamati G. Corrosion Science 50 (2008) 1672-1683.
- Martinelli L., Balbaud-Celerier F., Sontarini S., Bosonet S., Terlain A., Picard G. Corrosion Science 50 (9) (2008) 2537–2548.
- 14. Martinelli L., Balbaud-Celerier F., Sontarini S., Picard G. Corrosion Science 50 (9) (2008) 2549-2559.
- 15. Courouau Jeon-Louis I., Balbaud-Celerier F. Nuclear Engineering and Design 241/(2011) 1288–1294.
- 16. Kurata Y., Futakama M. Journal of Nuclear Materials 323 (2004) 217-222.
- 17. Rivai A.K., Saito S., Tezuka M., Kato C., Kikuchi K. Journal of Nuclear Materials 431 (2012) 97–104.
- 18. Kurata Y. Journal of Nuclear Materials 448 (2014) 239–249.
- 19. Shi Q., Lia J., Luan H., Yang Z., Wang W., Wan W., Shan Y., Yang K. Journal of Nuclear Materials 457 (2015) 135–141.
- 20. Heinzel A., Weisenburger A., Muller G. Journal of Nuclear Materials 448 (2014) 163–171.
- 21. Martinelli L., Dufrenoy T., Jaakon K., Rusanov A., Balbaud-Celerier F. Journal of Nuclear Materials 376 (2008) 282–288.
- 22. Martinelli L., Balbaud-Celerier F., Terlain A., Debpech S., Sontarini S., Favergeon J., Mouling G., Tabarant M., Picard G. Corrosion Science 50 (2008) 2523–2536.
- 23. Yeliseyea O., Tsisar V., Benamati G. Corrosion Science 50 (2008) 1672-1683.
- 24. Махов К.А. Исследование структуры и триботехнических характеристик пристенного слоя в потоке ТЖМТ применительно к элементам контуров с реакторами на быстрых нейтронах, охлаждаемых ТЖМТ, Кандидатская диссертация 2016 г.

#### Термодинамический потенциал электрода Na-Cr-NaCrO<sub>2</sub>

Блохин В.А., Борисов В.В., Камаев А.А., Левин О.Э., Строев А.А., Труфанов А.А. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Для контроля кислорода в циркуляционных контурах могут использоваться датчики кислорода, у которых среднее ионное число переноса кислорода в электролите равно 0,95±0,5.

Среднее ионное число переноса электролита равно

$$\overline{t} = \frac{E_{\mathsf{эксп.}}}{E_{\mathsf{расч.}}}$$

где *Е*<sub>эксп.</sub> – экспериментально измеренная величина ЭДС ГКЭ; *Е*<sub>расч.</sub> – расчетная величина ЭДС ГКЭ.

Среднее ионное число переноса твердого оксидного электролита зависит от величины парциального давления кислорода контролируемой среды и температуры. С понижением парциального давления кислорода и температуры в контролируемой среде среднее ионное число переноса твердого оксидного электролита может уменьшаться. В циркуляционных контурах натрий может раскисляться до такого низкого уровня, который определяется термодинамическим потенциалом хромита натрия (NaCrO<sub>2</sub>). В связи с этим работоспособность датчика кислорода должна определяться при концентрации кислорода в натрии, соответствующей хромиту натрия.

Электрод Na-Cr-NaCrO<sub>2</sub> хорошо изучен [1–9]. Значения стандартной энергии образования Na-Cr-NaCrO<sub>2</sub> были получены несколькими авторами как прямыми измерениями в натрии с помощью датчиков кислорода, так и расчетом из полученных термодинамических данных. Этот электрод (Na-Cr-NaCrO<sub>2</sub>) является термодинамически стабильным электродом и прост в изготовлении, и позволяет проимитировать нижние характеристики кислородного датчика (ЭХДК).

Для определения термодинамического потенциала кислорода измерительного электрода был собран следующий гальванический концентрационный элемент (ГКЭ):

Me In-In<sub>2</sub>O<sub>3</sub> электролит Na-Cr-NaCrO<sub>2</sub> Me 
$$(1)$$

Испытание ГКЭ (1) проводилось по установке, технологическая схема которой приведена на рис. 1. Измерительный электрод готовили следующим образом: натрий загружали в объем установки при температуре 150 °C из сливного бака, в котором натрий находился при температуре 150 °C; в объем установки было загружено 2,424 кг натрия; разогревали установку до температуры 500 °С и при этой температуре в натрий добавили избыточное количество хрома в количестве 5,24 г, что превышало содержание растворенного хрома в натрии 4,3·10<sup>5</sup> раз при температуре 500 °C. Растворимость хрома в натрии определяли по уравнению [10]:

$$\lg Cs^{Cr}(ppm) = 9,35 - \frac{9010}{T}$$

Результаты исследования ГКЭ (1) в температурном интервале 300-500 °C в прямом и обратном направлении изменений температуры ГКЭ (1) приведены на рис. 2.

Эти результаты описываются выражением:

$$\tilde{E}$$
 (MB) = 746, 75 - 0,0692t (°C). (2)

Обработка результатов измерений ГКЭ (1) позволила определить погрешность измерения ЭДС ГКЭ (1) и постоянных в уравнении (2). Постоянные коэффициенты а и в в уравнении

$$E = a + eT$$

определяем по формуле

$$a = \overline{E} - e\overline{T}$$
,  $e = \frac{\sum_{j} (E_j - \overline{E})(T_j - \overline{T})}{\sum_{j} (T_j - \overline{T})^2}$ ,

где 
$$\overline{T} = \frac{\sum_{j} T_{j}}{e}$$
 и  $\overline{E} = \frac{\sum_{j} E_{j}}{e}$ ,  $e$  – число пар значений  $E$  и  $T$  ( $j$ =1,...,  $e$ ).



Рис. 1. Установка для проведения испытаний рабочих элементов датчиков кислорода ЭХДК с мешалкой



Рис. 2. Зависимость ЭДС ГКЭ от температуры

Вычисление выборочной дисперсии отдельного измерения Е, коэффициентов а и в вычисляли по формулам:

$$S_{E}^{2} = \frac{\sum_{j} (E_{j} - E_{j})^{2}}{t - 2},$$

$$S_{e}^{2} = \frac{S^{2}E}{\sum_{j} (T_{j} - \overline{T})^{2}},$$

$$S_{a}^{2} = \frac{S^{2}E}{e} + \frac{S^{2}E \cdot \overline{T}^{2}}{\sum_{j} (T_{j} - \overline{T})^{2}},$$

$$S_{E}^{2}(T) = \frac{S^{2}E}{e} + S_{e}^{2}(T - \overline{T})^{2}.$$

Погрешность отдельного измерения ЭДС (*E*) ГКЭ равна  $\pm 2S_E = \pm 3,5$  мВ, погрешность коэффициентов  $\pm 2S_e = \pm 0,0064$  мВ/град.,  $\pm 2S_a = \pm 2,6$  мВ. Минимальная (при  $T = \overline{T}$ ) погрешность  $\tilde{E}$  равна  $\pm 2S_{\tilde{E}}(T) = \pm 0,355$  мВ. Окислительный потенциал измерительного электрода равен  $\tilde{E}$  (MB) = 746, 7 - 0,069t (°C).

Термодинамический потенциал кислорода хромита натрия в температурном интервале 300–500 °С будет равен  $G\left(\frac{\kappa a \pi}{\Gamma} - \text{атом кислорода}\right) = -119000 + 32,13T$  (К).

В таблице приведено сравнение, полученных экспериментальных данных с расчетными данными, полученных в работах [1–9].

Полученные экспериментально данные по термодинамическому потенциалу кислорода NaCrO<sub>2</sub> удовлетворительно совпадают с данными работ [7, 1, 3].

Сравнение термодинамического потенциала кислорода хромита натрия (NaCrO <sub>2</sub> )					
по разным литературным источникам					

№ п/п	$\Delta G$ NaCr <sub>2</sub> , $\frac{\kappa a \pi}{\Gamma}$ – атом кислорода	Температурный интервал, К	Литературный источник
1	-135156+60,96 T	573–793	2
2	-10461+23,17 <i>T</i>	510-1100	3
3	-108598+24,24 T	660–890	3
4	-104375+24,96 T	800–1040	4
5	-100547+22,32 T	800–980	5
6	-103890+22,18 T	784–1012	6
7	-108430+27,67 <i>T</i>	782–1014	7
8	-113864+33,2 <i>T</i>	809–1040	7
9	-95634+17,65 T	657–825	8
10	-103985+23,07 T	825–1025	8
11	-104664+17,97 <i>T</i>	300-800	9
12	-109119+28,33 T	510-1100	1
13	-103366+22,48 T	700–1100	3
14	-111147+30,48 <i>T</i>	792–1040	7
15	-119000+32,13 T	573–773	Эта работа

- Rajendran S.Pillai, Khatak H.S., Gnanamvorthy J.B. Formation of NaCrO<sub>2</sub> in sodium systems of fast reactors and its consequence on the carbon potential // J. of Nuclear materials, 1995, v. 224, № 11, p. 17.
- 2. Jansson S.A., Berkey E. in: Corrosion of Liquid Metals eds. J.E. Draley, J.R. Weeks (Metallurgical Society of AIME, New York, 1970), p. 479.
- 3. Knights C.F., Philips B.A. in: High Temperature chemistry of Inorganic and Ceramic materials, Special Publication №30 (Chemical Society, London, 1977), p. 134.
- 4. Shaiu B.J., Wu P.C.S., Chiotti P. Thermodynamic properties of the double oxides of Na<sub>2</sub>O with the oxides of Cr, Na and Fe. // J. Nucl. Mater. 67 (1977), p. 13.
- 5. Frankham S.A., Thesis Ph.D. University of Nottingham, UK (1982).
- 6. Sreedharan O.M., Madan B.S., Gnanamoorthy. Enthalpy increment measurements of NaCrO<sub>2</sub> using a high temperature Calvet calorimeter. // J. Nucl. Mater. 119 (1983), p. 296.
- Bhat N.P., Swaminathan K., Krishnamoorthy D., Sreedharan O.M., Sundaresan M. Thermochemical studies on lithium chromite. / Proc. 3 rd Int. Conf. on Liquid Metal Engineering and Technology, Oxford, 1984 (The British Nuclear Energy Society, London, 1984), vol. 1, p. 323.
- 8. Gnanasekaran T., Mathews C.K. Experience with different types of electrochemical oxygen meter and their applications in sodium chemistry. // J. Nucl. Mater. 140 (1986), p. 202.
- 9. Iyer V.S., Jayanthi K., Ramarao G.A., Venugopal V., Sood D.D. Threshold oxygen level in Na (l) for the formation of NaCrO<sub>2</sub> (S) on 18-8 stainless steels from accurate thermodynamic measurements. // J. Nucl. Mater. 183 (1991), p. 76.
- 10. Загорулько Ю.И., Кулов Ф.А., Воробьева Т.А. Дополнительные данные по растворимости индивидуальных веществ в натрии: Препринт ФЭИ-2412, Обнинск, 1977.

## Генерация водорода при взаимодействии конструкционных материалов на основе алюминия с водой при имитации факторов ЯЭУ

## Милинчук В.К., Клиншпонт Э.Р., Белозеров В.И., Хаврошина И.С., Садиков Э.И., Иванова С.В.

Обнинский институт атомной энергетики НИЯУ «МИФИ», Обнинск

#### Введение

Образование водорода и риск взрыва водорода, наводороживание конструкционных металлических материалов представляют собой сложную проблему обеспечения водородной и радиационной безопасности ядерных энергетических установок (ЯЭУ) с водным теплоносителем.

В этой проблеме недостаточно изучен процесс взаимодействия конструкционных материалов при эксплуатации в реакторе с теплоносителем (водой или паром), приводящий к образованию водорода.

Высокую коррозионную стойкость ряда металлических материалов обеспечивают пассивирующие оксидные покрытия (слои, образующиеся на их поверхности), которые могут разрушаться при механических, химических и других воздействиях.

Так на примере алюминия установлено, что в щелочных растворах с поверхности металла удаляется слой оксида алюминия Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, после чего алюминий эффективно реагирует с водой с большим выделением тепла, образованием водорода и твердого продукта [1–3].

Исследования кинетики накопления водорода в гидрогетерогенных композициях позволили выяснить закономерности процесса превращения оксидного покрытия (пленки) алюминия при взаимодействии с рядом химических активаторов, водой и кислородом.

Остаются неизученными кинетика и механизм превращений оксидного слоя на поверхности алюминия в составе гетерогенной системы алюминий – оксид алюминия – внешняя среда при воздействии факторов ЯЭУ в штатных и инцидентных режимах эксплуатации.

В данной работе были проведены исследования кинетики генерации водорода гидрогетерогенными композициями, содержащими алюминий, предварительно облученный γ-излучением <sup>60</sup>Со при комнатной температуре на воздухе и в водных средах, моделирующих теплоноситель реакторов ВВЭР.

Исследования проводились с использованием алюминия в качестве модели по отношению к цирконию: в ряду напряжений металлов алюминий и цирконий располагаются рядом (стандартные электродные потенциалы в воде алюминия – 1,66 В, циркония – 1,59 В).

#### Методика эксперимента

Для исследований были взяты образцы технического алюминия в виде пудры с удельной поверхностью 1,6 м<sup>2</sup>/г (марка ПАП-2, ГОСТ 5494-95).

В качестве активатора алюминия использовали кристаллогидрат метасиликата натрия состава Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub>·9H<sub>2</sub>O с константой гидролиза 10<sup>-3</sup>.

Алюминий облучали на воздухе при комнатной температуре на γ-источнике <sup>60</sup>Co дозами 1,0, 2,0 и 5,0 МГр при мощности поглощенной дозы 1,5 Гр/с.

Облучение проводили в дистиллированной воде, а также в растворах, имитирующих водно-химический режим реакторов ВВЭР:

в растворе борной кислоты (5 г/л 20 % содержание кислоты);

в растворе борной кислоты и гидроксида калия (*pH* = 8).

Отжиг образцов исходного и  $\gamma$ -облученного алюминия проводили при 320 °C на воздухе в муфельной печи в следующем режиме: отжиг образца в течение ~ 6 часов, затем выдержка образца при комнатной температуре в течение ~ 17 часов, повторный отжиг в течение ~ 6 часов и т.д. до набора нужной длительности отжига.

#### Результаты эксперимента

О влиянии γ-облучения на алюминий можно судить по характеру кривых накопления водорода, представленных на рис. 1.



Рис. 1. Зависимость объема выделившегося водорода от времени протекания реакции: композиция с исходным алюминием (1); композиции с алюминием, ү-облученным на воздухе при комнатной температуре дозой 1 МГр (2) и 2 МГр (3)

На кривых (рис. 1) можно выделить три участка с разной скоростью накопления водорода: начальный участок характеризуется низкой скоростью, второй, короткий участок, с наибольшей скоростью и третий, самый протяженный участок, с промежуточной скоростью.

Приведенные на рис. 1 данные показывают, что облучение алюминия приводит к сокращению начального участка и к увеличению скорости выделения водорода. Это свидетельствует об изменении свойств оксидного слоя.

Отжиг алюминия при температуре 320 °C существенно изменяет характер кинетических кривых: увеличивается продолжительность начального участка (рис. 2).



Рис. 2. Кривые накопления водорода в композициях, содержащих алюминий, γ-облученный на воздухе при комнатной температуре дозой 5,0 МГр: неотожженный (1); отожженный на воздухе при температуре 320°С в течение 10 ч (2), в течение 20 ч (3), в течение 40 ч (4) и в течение 80 ч (5)

Исследования показали, что кривые накопления водорода у композиций, содержащих алюминий, γ-облученный дозами 1, 2 и 5 МГр и затем отожжённый на воздухе при 320 °С в течение 40 часов, имеют такую же форму, как и кривые накопления водорода у композиций, содержащих отожженный необлученный алюминий.

Из этого следует, что на необлученном и облученном алюминии при отжиге происходит формирование оксидного слоя идентичного состава, и предварительное γ-облучение алюминия не оказывает значительного влияния на термоокислительный процесс на поверхности металла.

#### Заключение

Кинетический метод позволяет получать ценные сведения о химических превращениях оксидных слоев на поверхности алюминия, а также циркония и других конструкционных материалов, при воздействии факторов, имитирующих условия активной зоны реакторов типа ВВЭР и РБМК.

Оксидные слои алюминия при воздействии факторов ЯЭУ (радиации, высокой температуры, продуктов радиолиза водной среды, кислорода) претерпевают превращения, приводящие к нарушению их сплошности. К участкам образующегося «чистого» металла по дефектам структуры поврежденного оксидного слоя диффундируют молекулы воды, экзотермические реакции которых приводят к коррозии алюминия с образованием молекулярного водорода и твердых продуктов.

Механизм участия водорода и твердых продуктов в разрушении оксидного слоя алюминия изучается.

Обнаруженные процессы превращения оксидных слоев металлов следует учитывать при разработке моделей коррозии конструкционных материалов в условиях комплексного воздействия факторов активной зоны ЯЭУ.

- 1. Милинчук В.К., Клиншпонт Э.Р., Белозеров В.И., Ананьева О.А., Ларичева Т.Е., Куницына Т.Е. Химическое разложение воды на водород в гетерогенных алюминийсодержащих композициях // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2014. № 4. С. 32–38.
- 2. Клиншпонт Э.Р., Рощектаев Б.М., Милинчук В.К. Кинетика накопления водорода при химическом разложении воды в гетерогенных композициях. // Альтернативная энергетика и экология. – ISJAEE. – 2012. – № 9. – С. 116–120.
- 3. Милинчук В.К., Клиншпонт Э.Р., Белозеров В.И. Автономный генератор водорода на основе химического разложения воды алюминием // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2015. № 2. С. 49–59.

## Об измерении концентрации кислорода в натрии с помощью пробкового индикатора

### Логинов Н.И., Морозов В.А.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Устройства, называемые пробковыми индикаторами примесей в жидкометаллических теплоносителях широко известны и используются во многочисленных экспериментальных стендах, а также и в быстрых реакторах с натриевым теплоносителем [1, 2]. Пробковый индикатор в целом состоит из расходомера, холодильника, средства измерения температуры жидкого металла и устройства с малым проходным сечением – дросселя. С помощью холодильника постепенно понижают температуру жидкого металла и регистрируют изменение температуры на входе в дроссель и расход жидкого металла через него. При снижении температуры до температуры насыщения примесями (например, кислородом) примеси кристаллизуются и закупоривают проходное сечение дросселя. По мере закупоривания расход жидкого металла уменьшается. Значение температуры в момент начала уменьшения расхода фиксируют и принимают эту температуру, называемую температурой забивания, за температуру насыщения. Затем определяют концентрацию насыщения по известному уравнению растворимости данной примеси (например, кислорода) в данном жидком металле (например, в натрии).

Этот метод определения содержания примесей имеет ряд недостатков, главный из которых состоит в том, что он не обладает селективностью по отношению к той или иной примеси, а фиксирует «общее загрязнение» жидкометаллического теплоносителя примесями. Однако, считается, что главной примесью в натрии, ответственной за забивание индикатора, является кислород в форме двуокиси натрия, и по температуре забивания определяют его концентрацию, используя уравнение растворимости. Общий вид уравнения растворимости кислорода в натрии, т.е. зависимость концентрации насыщения от температуры, выражается формулой

$$\lg C = A + B/T,\tag{1}$$

но в настоящее время известно множество конкретных уравнений, полученных разными авторами, и отличающихся численными значениями коэффициентов *A* и *B*. В таблице 1 приведены 19 наиболее известных уравнений, взятых из [3]. Авторы, как правило, не приводят условий, при которых были получены уравнения, за исключением диапазона температур исследований. Важнейшее условие – чистота оксида натрия по примесным элементам – нигде не указана, а именно она и определяет различие коэффициентов уравнения.

№ п/п	А	В	Интервал температуры, К	Год публикации
1	5,710	2043	425-822	1950
2	4,080	1120	383-828	1951
3	5,249	1176	400-813	1954
4	5,054	1691	429–682	1955
5	5,266	1816	388–778	1956
6	5,129	1791	387–565	1960
7	6,394	2518	428-613	1965
8	5,210	1777	_	1965
9	4,937	1652	403–753	1966
10	8,250	3499	_	1966
11	6,1217	2359	425–573	1968
12	6,550	2600	_	1968
13	6,239	2447	_	1968
14	5,140	1910	_	1969
15	7,076	2865	583-723	1971
16	6,318	2355	373–673	1972
17	6,131	2362	_	1972
18	6,16±0,067	2387±35,3	_	1972
19	6,2571	2444,5	383-823	1973

Кроме того, состав примесей в натрии изменяется в процессе эксплуатации установки. Поэтому в настоящее время нет (и, по-видимому, не может быть) универсального, «истинного», уравнения растворимости кислорода в натрии, справедливого в каждом частном случае. Приведённые в таблице 1 данные представлены на рис. 1, из которого видно, что в интересной для практики области температур забивания 250-110 °C ( $10^3/T = 2,2-2,6$ ), они различаются на порядок величины и более.

Именно поэтому пробковый индикатор не может быть измерительным прибором с нормированной погрешностью измерения концентрации. Даже проградуированный на экспериментальной установке с известной погрешностью пробковый индикатор при переносе на другую установку может давать недостоверные результаты измерения концентрации.



Рис. 1. Сводный график уравнений растворимости кислорода в натрии

Но из рисунка видно, что все уравнения, за исключением двух, сходятся в очень узкой области, почти в «точке». Минимальный разброс наблюдается при значении абсциссы  $10^3/T = 1,792$ , что соответствует температуре 558 К, или 285 °C. В этой точке среднее по 17 уравнениям значение логарифма концентрации равно 1,957 со среднеквадратичным отклонением  $\pm 3,96$  %. Концентрация при этом равна 87 мг/кг. Два крайних уравнения отклоняются от этой точки более чем на три среднеквадратичных значения и могут быть отброшены, как недостоверные. Следовательно, эта «точка» справедлива с большой степенью вероятности (17 из 19) для всех частных случаев. Предлагается использовать эту точку в качестве реперной. Тогда можно проводить градуировку и периодическую поверку конкретного пробкового индикатора в конкретных рабочих условиях.

Сущность предлагаемого способа градуировки заключается в том, что часть натрия, направляемого из установки на пробковый индикатор, прокачивают через градуировочный бачок известного объёма в течение некоторого времени, необходимого для достижения термодинамического равновесия с основной массой натрия в установке. Затем в градуировочный бачок вводят известную дозу кислорода, прокачивают натрий из градуировочного бачка через пробковый индикатор и определяют температуру забивания  $T_1$ , после чего вводят ещё одну известную дозу кислорода и снова определяют температуру забивания  $T_2$ . Нанеся эти две точки на график  $\lg C = f(T)$  вычисляют наклон прямой линии, проходящей через них, к оси абсцисс и тем самым определяют коэффициент *B* уравнения растворимости (1). Затем, используя координаты реперной точки и найденное значение коэффициента В, определяют значение постоянной *A* по формуле:

$$1,957 = A - B/558. \tag{2}$$

Найденные значения коэффициентов *A* и *B* подставляют в уравнение (1), которое используют в дальнейшем для определения концентрации кислорода в **данной** установке, в данный момент времени. Повторную градуировку (калибровку) производят по мере надобности, в соответствии с регламентом работ на установке, или в случае, когда на установке производятся какие-либо операции, могущие повлиять на состав примесей в натрии (например, перегрузка активной зоны). С учётом среднеквадратичного отклонения логарифма концентрации в реперной точке 3,96 % можно, с доверительной вероятностью 0,95, присвоить предлагаемому способу градуировки погрешность измерения  $\pm 10$  %. Таким образом пробковый индикатор можно перевести в класс измерительных приборов с нормируемой погрешностью.

Указанную градуировку (или калибровку) предлагается проводить с помощью устройства, схематически представленного на рисунке 2.

На этом рисунке: 1 – градуировочный бачок, 2 и 3 – запорные натриевые вентили, 4 и 6 – магнитогидродинамические (МГД) насосы-расходомеры, 5 – переливная труба, 7, 9 и 15 – термопары, 8 – воздушный холодильник, 10 – дроссельное устройство, 11 и 16 – газо-вакуумные вентили, 12 – нагреватель, 13 – газовый бачок, 14 – манометр.

Градуировочный бачок представляет собой цилиндрический сосуд, снабжённый двумя патрубками с запорными вентилями 2 и 3, переливной трубой 5 и патрубком с газо-вакуумным вентилем 11. Кроме того, градуировочный бачок снабжён термопарой 7 и электрическим нагревателем 12. Кградуировочному бачку присоединён собственно пробковый индикатор, состоящий из МГД насоса-расходомера 6, холодильника 8, термопары 9 и дроссельного устройства 10.



Рис. 2. Устройство для градуировки

К настоящему времени пробковый индикатор, состоящий из МГД насоса-расходомера 6, воздушного холодильника 8, термопары 9 и дроссельного устройства 10, реализован, испытан в режиме индикатора, и его работоспособность подтверждена экспериментально. На рисунке 3 представлен результат одного из опытов по определению температуры забивания на экспериментальном натриевом стенде ГНЦ РФ – ФЭИ.



Рис. З. Изменение температуры и расхода натрия при определении температуры забивания

На нижней части рисунка видно, что уменьшение расхода началось в 14 часов 27 минут. Температура натрия на входе в дроссельное устройство (нижняя кривая, обозначенная T7) в это время была равна 160 °C. Это и есть температура забивания. Как видно из рисунка индикатор уверенно работает при весьма малом расходе натрия – всего 21 литр в час, поэтому он имеет небольшие габариты, потребляет малую мощность на прокачку натрия и требует малую мощность холодильника. Масса МГД насоса-расходомера 6–7 кг, потребляемая мощность менее 500 Вт, максимальная рабочая температура до 500 °C, мощность холодильника менее 2 кВт. Для градуировки такого пробкового индикатора с чувствительностью 1 мг/кг потребуется масса натрия в градуировочном бачке около 5 литров.

Градуировку производят следующим образом. Разогревают градуировочный бачок 1 до температуры, примерно равной температуре натрия, в котором необходимо измерить концентрацию и прокачивают натрий насосом-расходомером 4 через вентиль 2, градуировочный бачок 1, переливную трубу 5 и вентиль 3 в течение некоторого времени, необходимого для достижения термодинамического равновесия с основной массой натрия в установке. При этом вентиль 11 закрыт, а бачок 13 заполнен воздухом или смесью кислорода с инертным газом до давления, измеряемого манометром 14. В градуировочном бачке 1 постоянно остаётся известный объём натрия, определяемый уровнем верхнего конца переливной трубы 5, и, следовательно, известна его масса М. Затем закрывают вентили 2 и 3, и подают через вентиль 11 в градуировочный бачок 1, заполненный натрием до верхнего края переливной трубы 5, известную дозу D<sub>1</sub> кислорода, например, в виде смеси его с инертным газом в заранее известной пропорции. Количество вводимой смеси определяют по известному объёму бачка 13, по падению давления в нём по манометру 14 м температуре газа, измеряемой термопарой 15. Затем включают насосрасходомер 6 и прокачивают натрий из градуировочного бачка через разогретый холодильник 8 и дроссельное устройство 10 в течение нескольких минут для растворения кислорода в натрии градуировочного бачка.

«Закрывают» дроссельное устройство 10, подают воздух в холодильник 8 и постепенно охлаждают циркулирующий натрий. При этом регистрируют температуру натрия по показаниям термопары 9 и его расход – по показаниям насоса-расходомера 6. В момент начала уменьшения расхода фиксируют температуру забивания  $T_1$ . Прекращают охлаждение натрия и восстанавливают его первоначальную температуру в градуировочном бачке.

Затем подают вторую известную дозу кислорода  $D_2$ , и снова определяют температуру забивания  $T_2$ , в описанном выше порядке. Вычисляют введённые концентрации  $C_1 = D_1/M$  и  $C_2 = (D_1 + D_2)/M$ ,  $\log C_1$  и  $\log C_2$ ,  $10^3/T_1$  и  $10^3/T_2$  и определяют коэффициент *B* уравнения растворимости

$$B = (\log C_2 - \log C_1) / (10^3 / T_2 - 10^3 / T_1).$$

Для вычисления коэффициента *В* нужно определить только наклон температурной зависимости, и поэтому неизвестная первоначальная концентрация кислорода в натрии градуировочного бачка не имеет значения.

После этого вычисляют коэффициент *A*=1,957+*B*/558 и записывают уравнение растворимости кислорода в натрии, справедливое для данной установки в данный момент времени.

На этом градуировка индикатора заканчивается. Далее открывают вентили 2 и 3, прокачивают через градуировочный бачок натрий из установки, после чего проводят обычный опыт по определению температуры забивания и определяют концентрацию кислорода по полученному уравнению растворимости.

Теперь пробковый индикатор может быть аттестован как средство измерения концентрации кислорода в натрии.

- Жидкометаллические теплоносители. Перевод с английского под редакцией А.Е. Шейндлина. – М.: ИИЛ, 1958.
- 2. Субботин В.И., Ивановский М.Н., Арнольдов М.Н. Физико-химические основы применения жидкометаллических теплоносителей. М.: Атомиздат, 1970.
- Ивановский М.Н., Логинов Н.И., Морозов В.А., Плетенец С.С. Примесное состояние конструкционных материалов, натрия и эвтектического сплава натрия и калия. Обзор ФЭИ-0268. – М.: ЦНИИАтоминформ, 1995. – 60 с.

#### Влияние кислорода в натрии на проницаемость натрия в сталь

Орлова Е.А.<sup>1</sup>, Орлов А.В.<sup>2</sup>, Соломатин А.Е.<sup>1</sup>, Засорин И.И.<sup>1</sup>

1 – АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск 2 – Обнинский институт атомной энергетики НИЯУ «МИФИ», Обнинск

#### Введение

В ядерных энергетических установках (ЯЭУ) на быстрых нейтронах в качестве теплоносителя используют жидкие металлы (ЖМ). Для жидких металлов, находящихся в контакте с конструкционными материалами (КМ) характерно как растворение компонентов КМ в ЖМ, так и внедрение компонентов ЖМ в КМ, в том числе с образованием химических соединений.

Наиболее изученным и широко используемым на атомных электростанциях (АЭС) является натрий. Существенной проблемой, ограничивающей его применение, является мощное экзотермическое взаимодействие с водой. Температура факела горения натрия при контакте с водяным паром достигает 1600 К. Проблема защиты стальных трубок от разрушения при выбросе водяного пара в натрий на сегодняшний день решена своевременным обнаружением малой течи.

В различных областях взаимодействия натрия с водяным паром реализуются различные продукты взаимодействия натрия с водой – от натрия, содержащего кислород и водород до расплава гидоксида натрия. Сравнение скорости коррозии сталей в средах, реализующихся при реакции натрия с водой по данным [1, 2] и авторов, приведено на рис. 1.



Рис. 1. Сравнение скорости коррозии сталей в средах, реализующихся при реакции натрия с водой: --- - 10X2M, ---- X18H10T

Взаимодействие компонентов конструкционных материалов с натрием определяется уровнем кислородного потенциала в натрии. В основном в контакте с натрием стабильны тройные оксиды. Зависимость пороговой концентрации кислорода образования тройных оксидов в натрии от температуры представлена на рис. 2 [3].



Рис. 2. Зависимость пороговой концентрации кислорода образования тройных оксидов в натрии от температуры

#### Взаимодействие натрия со сталями

При контакте сталей с гидроксидом натрия происходит существенное повреждение стали. На рис. 3 а представлен внешний вид поврежденного образца стали X18H9 после испытаний в течение 4 ч при 1020 К, на рис. 3 б – внешний вид исходного образца. Проникновение натрия в сталь 10X18H9, 10X18H10T, 10X2M существенно зависит от вида химического соединения, образующегося в структуре стали.

На рис. 3 можно видеть проникновение натрия в сталь 10Х18Н9 (рис. 3 в), 10Х18Н10Т (рис. 3 г), с образованием соединения Na(Fe<sub>x</sub>Cr<sub>1-x</sub>)O<sub>2</sub> (черная область 1 на поверхности стали) и зоны толщиной l (серая область 2 с объемно-центрированной ( $\alpha$ ) структурой в более глубоких слоях) в результате контакта с NaOH в течение 3 ч при 1000 К. При одинаковых условиях испытаний повреждение стали 10Х18Н9, используемой в парогенераторе БH-600, существенно сильнее, чем стали 10Х18Н10Т, отличающихся лишь отсутствием или присутствием титана. Таким образом, титан снижает подвижность натрия в стали. После снятия слоя ферро-хромата натрия в растворе кислот на поверхности аустенитных сталей рентгеноструктурным анализом более четко фиксируется  $\alpha$  структура.

Толщина слоя, l м с измененной (α) структурой стали 10Х18Н10Т, пропитанного натрием подчиняется зависимости (1) от температуры T, K и времени t, c:

$$l = 4, 2 \cdot 10^{-5} \exp\left(-\frac{3716}{T}\right) t^{0.5} \pm 0,013.$$
<sup>(1)</sup>

На поверхности поперечного микрошлифа стали 10Х18Н9 (рис. 3 е), испытанной в NaOH в течение 6 ч при 1000 К по истечении 10 месяцев после испытаний и изготовления микрошлифа заметны хлопья вышедшего на поверхность и окислившегося натрия.



Рис. З. Проникновение натрия в сталь с образованием Na(Fe<sub>x</sub>Cr<sub>1-x</sub>)O<sub>2</sub> на поверхности стали и зоны с объемно-центрированной структурой в более глубоких слоях в результате контакта с NaOH:
а) внешний вид стали X18H9 после испытаний в течение 4 ч при 1020 K; б) внешний вид исходного образца стали X18H9; в) поперечный микрошлиф сталь X18H9 после испытаний в течение 3 ч при 1000 K;
г) поперечный микрошлиф стали 10X18H10T после испытаний в течение 3 ч при 1000 K; д) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанный в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанны в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный микрошлиф стали 10X18H9, испытанны в течение 6 ч при 1000 K; е) поперечный и в течение 6 ч при 1000 K; е) попереи в в течение 6 ч при 1000 K; е) попереи в течение 6 ч при

Перераспределение основных компонентов (Ni, Fe, Cr) стали 10Х18Н10Т после испытаний в расплаве гидроксида натрия при 1000 К в течение 3 часов представлено на рис. 4. Заметна сегрегация хрома к поверхности стали, стимулируемая снижением энергии при образовании хромата [4]. Перераспределение никеля незначительно, т.е. образование зоны с α-структурой (характерной для ферритных сталей) определяется именно внедрением натрия, а не выщелачиванием никеля.

Плотность потери массы образцов (кг/м<sup>2</sup>) стали 10Х18Н10Т в контакте с NaOH после испытаний и снятия пленки феррохроматов подчиняется зависимости:

$$dm = 31,12\exp\left(-\frac{5552}{T}\right)t^{0,5},$$
(2)

где *T* – температура, К, *t* – длительность испытаний, с.

На поперечном шлифе стали 10Х2М после контакта с NaOH в интервале температуры 770–1000 К зоны, протравленной натрием не наблюдали. Таким образом, натрий не внедряется в сталь с низким содержанием хрома.

Плотность потери массы образцов (кг/м<sup>2</sup>) стали 10Х2М в контакте с NaOH после испытаний и снятия пленки ферро - хроматов подчиняется зависимости:

$$dm = 1, 4 \cdot 10^7 \exp\left(-\frac{12114}{T}\right) t^{0,5}.$$
 (3)



Рис. 4. Содержание железа, никеля, хрома в стали 10X18H10T после испытаний в расплаве гидроксида натрия при 1000 К в течение 6 часов: 1 – Fe; 2 – Cr; 3 – Ni

Для сравнения проведены исследования проникновения натрия в сталь в дистиллированном натрии.

Перераспределение основных компонентов стали 10Х18Н10Т и натрия после испытаний в дистиллированном натрии при 1023 К оцененное методом двухимпульсной лазерной атомноэмиссионной спектроскопии с субмикронным разрешением, представлено на рисунке 5 [5], при 923 К – на рисунке 6 [6].

Изменение интенсивности спектральных линий по глубине образцов стали 1Х2М, испытанных в Na при 923 К в течение 500 ч представлено на рисунке 7.

После испытаний сталей 10Х2М и 10Х18Н10Т в дистиллированном натрии при 923 и 1023 К внедрение натрия в поверхность стали составило менее 2 мкм, Одинаковая глубина внедрения натрия в результате испытаний при 923 и 1023 К в дистиллированном натрии свидетельствует об отсутствии диффузионного процесса, зависящего как от температуры, так и структуры конструкционного материала, и может быть объяснена сорбционным процессом натрия в поверхность стали, не имеющем существенного влияния на свойства стали.

Таким образом, проникновение натрия в сталь приводит к повреждению конструкционного материала при наличии химической реакции с образованием феррохроматов натрия и определяется уровнем кислорода в натрии существования этих соединений.

В гидроксиде натрия на хроме в отсутствие железа при 1023 К за 2 часа формируется плотный электроизолирующий слой NaCrO<sub>2</sub> толщиной около 4 мкм с электросопротивлением 10<sup>6</sup> Ом (рисунок 8). Хромат натрия можно рассматривать препятствием коррозионному процессу. В стали слой ферро – хроматов представляется рыхлым и не имеет свойств защиты от коррозии.

Ранее [7, 8] проникновение натрия в сталь в очищенном от кислорода натрии также не наблюдали.



Рис. 5. Перераспределение компонентов стали 10X18H10T после испытаний в натрии при 1023 К в течение 500 часов; 1 – Fe, 2 – Cr, 3 – Ni, 4 – Ti, 5 – Na







Рис. 7. Изменение интенсивности спектральных линий по глубине образцов стали 1Х2М, испытанных в Na при 923 К в течение 500 ч: 1 – кислород, 2 – Fe, 3 – Cr, 4 – C; 5 – Na



Рис. 8. Изменение интенсивности спектральных линий (Na, O, C, Cr), у поверхности образца хрома, испытанного в расплаве гидроксида натрия при 1023 К в течение 2 часов, по глубине Cr [6]: 1 – Na, 2 – Cr, 3 – C, 4 – O

#### Выводы

Наиболее изученным и широко используемым жидкометаллическим теплоносителем на атомных электростанциях (АЭС) является натрий.

Существенной проблемой, ограничивающей его применение, является мощное экзотермическое взаимодействие с водой. Проблема на сегодняшний день решена своевременным обнаружением малой течи.

При взаимодействии натрия с водой образуются коррозионно-агрессивные примеси, способствующие образованию тройных соединений на поверхности стали.

Одним из важных моментов является проницаемость натрия в стали.

Проникновение натрия в сталь 10Х18Н9, 10Х18Н10Т с образованием соединения Na(Fe<sub>x</sub>Cr<sub>1-x</sub>)O<sub>2</sub> на поверхности стали и зоны с объемно-центрированной ( $\alpha$ ) структурой в более глубоких слоях в результате контакта с NaOH в течение 6 ч при 1000 К составило около 250 мкм. В то же время, NaCrO<sub>2</sub> на поверхности хрома в отсутствие железа имеет антикоррозионные свойства.

Показано, что дистиллированный натрий проникает в стали 10Х2М и 10Х18Н10Т при 923 и 1023 К за 500 ч на глубину менее 2 мкм, т.е. сорбируется в поверхностных слоях и не оказывает существенного влияния на свойства стали.

Работа выполнена при поддержке РФФИ и Правительства Калужской области (проект №14-48-03068)

- 1. Hori M. Sodium/Water Reactions in Steam Generators of Liquid Metal Fast Breeder Reactor// At. En. Rev. 1980. V.18, №3. P. 707-778
- Antill J.E. Corrosion of materials forsodium cooled fast reactors// Nucl. Energy. 1978. V. 17, №4. - P. 313-319.
- 3. *Bhat N.P., Borgstedt H.U.* Corrosion behaviour of structural materials in sodium influenced by formation of ternary oxides // Werkst. und Korros., 1988. V. 39. № 3. P. 115-123.
- Орлова Е.А., Орлов А.В. Защита конструкционных материалов от коррозии в жидких металлах. / Сб. докл. НТК «Теплофизика реакторов нового поколения. Теплофизика-2015», 6-9 октября 2015 г., г. Обнинск. – Обнинск: ГНЦ РФ–ФЭИ, 2016 (в печати).
- Орлова Е.А., Засорин И.И., Соломатин А.Е., Орлов А.В. Модификация поверхности конструкционных материалов формированием интерметаллидов из растворов жидких металлов. / Сб. докл. НТК «Теплофизика реакторов нового поколения. Теплофизика-2015», 6-9 октября 2015 г., г. Обнинск. – Обнинск: ГНЦ РФ–ФЭИ, 2016 (в печати).
- 6. Орлова Е.А, Агафонов В.Р., Алексеев В.В., Аракчеев А.А., Воробьев Н.В., Жмурин В.Г., Загребаев С.А., Засорин И.И., Крючков Е.А., Орлов М.А., Орлов А.В., Соломатин А.Е., Холькин И.А. Синергетика системы конструкционные материалы – сплавы жидких металлов – неметаллические примеси. // Труды регионального конкурса научных проектов в области естественных наук. – Вып. 21. – Калуга: Издательство ГАОУ ДПО «Калужский государственный институт развития образования», 2016 (в печати).
- Старков О.В. проникновение натрия в сталь. Препринт ФЭИ-1495, Обнинск. Обнинск: ФЭИ, 1983.
- 8. Быков В.Н, Руденко В.А., Габрианович Д.Н. К вопросу о проницаемости натрия через конструкционные материалы. Препринт ФЭИ-1370, Обнинск. – Обнинск: ФЭИ, 1983.

## Взаимодействие материалов сепаратора водорода с натрием и примесями в нем

#### Соломатин А.Е.<sup>1</sup>, Орлова Е.А.<sup>1</sup>, Сорокин А.П.<sup>1</sup>, Засорин И.И.<sup>1</sup>, Загребаев С.А.<sup>1</sup>, Орлов А.В.<sup>2</sup>, Белозеров В.И.<sup>2</sup>

1 – АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск 2 – Обнинский институт атомной энергетики НИЯУ «МИФИ», Обнинск

#### Введение

В ГНЦ РФ-ФЭИ разрабатывается высокотемпературный быстрый натриевый реактор (БН-ВТ) для производства водорода из углеводородного сырья [1].

Применительно к БН-ВТ необходимо освобождать натрий от водорода для исключения водородного повреждения конструкционных материалов, при этом повышается КПД производства водорода.

В работах [2, 3] предложен к использованию циркониевый сепаратор водорода и проведен анализ преимуществ его расположения в газовой атмосфере над натрием. Циркониевая ловушка, расположенная в газовой атмосфере над натрием, будет преимущественно сепарировать водород в силу высокого давления диссоциации гидрида натрия относительно давления диссоциации оксида натрия.

Водород на АЭС образуется также при реакции воды с конструкционными материалами, при аварийных ситуациях течи воды в натрий, при ядерных реакциях и др.

В настоящем докладе представлены дополнительные материалы исследования методом LAES спектрометрии циркония, а также никеля после испытаний при 1050 К в течение 100 ч в натрии, содержащем 2 мг/кг кислорода и 6 мг/кг водорода.

#### Результаты испытаний

Проведен поэлементный анализ образца циркония марки Э-110 после испытаний при 1053 К в течение 100 ч в натрии, очищенном от кислорода до уровня, не превышающего 2 мг/кг, содержащем 6 мг/кг водорода.

На рис. 1 представлен внешний вид образца циркония (пруток марки Э-110) после испытаний в натрии (а) и после испытаний в натрии и исследования на LAES (б). Светлая точка – место анализа.

Исследования проводились методом послойного анализа с расфокусировкой луча при прокачке Ar с помощью лазерного атомно-эмиссионного спектрометра. (Использовался аргон высокой чистоты без дополнительной очистки).

Относительная интенсивность линий водорода и циркония в образце циркония Э-110 от поверхности вглубь образца (LAES) после испытаний при 1053 К в течение 100 ч в натрии представлена на рис. 2. Повышенная на отдельных участках интенсивность линий водорода синхронизируется с пониженной интенсивностью линий циркония, водород сосредоточен, вероятно, вблизи границ зерен.



Рис. 1. Внешний вид образца:

а) испытаний в натрии; б) после исследования. Светлая точка - место анализа



Рис. 2. Относительная интенсивность линий водорода и циркония в образце циркония Э-110 от поверхности вглубь образца (LAES) после испытаний при 1053 К в течение 100 ч в натрии, очищенном от кислорода до уровня, не превышающего 2 мг/кг и содержащем 6 мг/кг водорода: 1 – цирконий Э-110; 2 – водород

Результаты исследований распределения водорода, углерода, кислорода, азота, натрия, циркония от поверхности вглубь образца при энергетическом режиме накачки лазера 15 Дж с увеличенной для выравнивания дна кратера расфокусировкой (глубина кратера ~ 0,8 мкм на один выстрел), нормированные на максимальное значение представлены на рисунках 3–5. Первая точка всех графиков не соответствует по энергии выстрела остальным (занижена) и приводится, как показательная (относительно нулевого значения). На рисунках отображена общая динамика поведения элементов, поэтому из взаимного соотношения интенсивностей элементов нельзя судить о преимущественной концентрации одного элемента над другим.



Рис. З. Относительная интенсивность линий водорода, углерода, кислорода, азота в цирконии Э-110 от поверхности вглубь образца (LAES):

1 – после испытаний при 1053 К в течение 100 ч в натрии, очищенном от кислорода до уровня, не превышающего 2 мг/кг и содержащем 6 мг/кг водорода; 2 – в исходном цирконии Э -110
Сравнение распределения газов в цирконии представлено на рисунке 3, откуда видно, что максимальное количество углерода, кислорода, азота сосредоточено в небольшом поверхностном слое образца толщиной (~10 мкм).

После испытаний в натрии содержание кислорода в цирконии существенно превысило содержание кислорода в исходном цирконии, что согласуется с результатами термодинамических расчетов.

Содержание азота в цирконии после испытаний, наоборот, уменьшилось с перераспределением к поверхности, содержание углерода близко к исходному значению.

Интенсивность фона газовых линий составляет величину до 5 относительных единиц.

Массивная область (слои 6–10, 18–22 – сильно выросла интенсивность, слои 39–49, 66–74 существенно увеличился объем – протяженность по глубине образца), включает в себя пики всех газовых примесей, что можно интерпретировать, как газовые поры в Zr [2, 3].

На рис. 4 представлена относительная интенсивность линий циркония, ниобия, натрия в цирконии Э-110 от поверхности вглубь образца (LAES) после испытаний при 1053 К в течение 100 ч в натрии, очищенном от кислорода до уровня, не превышающего 2 мг/кг и содержащем 6 мг/кг водорода в сравнении с интенсивностью в исходном цирконии.

Содержание циркония и ниобия после испытаний близко к исходному значению при небольшом снижении интенсивности линии ниобия глубиной до 50 мкм. Пики интенсивности вблизи поверхности, вероятно, связаны с особенностями метода исследований.

Натрий внедрился в цирконий при испытаниях на глубину не менее 80 (т.к. глубина кратера ~ 0,8 мкм на один выстрел) мкм с характерным для диффузионного процесса распределением по глубине.



Рис. 4. Относительная интенсивность линий циркония, ниобия, натрия в цирконии Э-110 от поверхности вглубь образца (LAES):

 1 – после испытаний при 1053 К в течение 100 ч в натрии, содержащем 2 мг/кг кислорода и 6 мг/кг водорода; 2 – в исходном цирконии Э-110 Никель предполагается использовать в качестве мембраны, отделяющей пары натрия от циркониевого сепаратора для повышения чистоты водорода и долговечности службы устройства.

Внешний вид образца никеля после испытаний при 1053 К в течение 100 ч в натрии, очищенном от кислорода до уровня, не превышающего 2 мг/кг и содержащем 6 мг/кг водорода представлен на рис. 5, на рис. 6, 7 – результаты LAES анализа, соответственно, металлических и газовых компонентов в никеле. Поверхность никеля после испытаний (рис. 6) имеет зернистый вид, что связано с взаимодействием никеля с натрием при повышенной температуре. Поэтому при повышенной температуре следует никелевую мембрану так же, как и цирконий располагать в газовой фазе.



Рис. 5. Внешний вид образца никеля после испытаний при 1053 К в течение 100 ч в натрии, очищенном от кислорода до уровня, не превышающего 2 мг/кг и содержащем 6 мг/кг водорода. Светлая точка – место LAES анализа



Рис. 6. Интенсивности никеля и натрия в никеле после испытаний при 1053 К в течение 100 ч в натрии, очищенном от кислорода до уровня, не превышающего 2 мг/кг и содержащем 6 мг/кг водорода: 1 – никель; 2 – натрий

#### Газовые примеси образца №2



Рис. 7. Интенсивности линий газовых элементов (С, Н, О), в никеле после испытаний при 1053 К в течение 100 ч в натрии, очищенном от кислорода до уровня, не превышающего 2 мг/кг и содержащем 6 мг/кг водорода: 1 – углерод; 2 – водород; 3 – кислород

#### Выводы

Исследовано взаимодействие материалов сепаратора водорода с натрием и примесями в нем при 1053 К в течение 100 ч в натрии, очищенном от кислорода до уровня, не превышающего 2 мг/кг и содержащем 6 мг/кг водорода.

Методом LAES анализа обнаружено взаимодействие материалов сепаратора водорода (циркония и никеля) с натрием и примесями в нем (водородом, кислородом, углеродом).

Показано, что для повышения чистоты водорода и долговечности службы устройства следует цирконий так же, как и никелевую мембрану располагать в газовой фазе.

#### Список литературы

- Козлов Ф.А., Сорокин А.П., Алексеев В.В., Коновалов М.А. Технология натриевого теплоносителя ВТ ЯЭУ для водородной энергетики / Научно-технический сборник «Итоги научно-технической деятельности Института ядерных реакторов и теплофизики за 2012 год». – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2013. – С. 191–203.
- Орлова Е.А., Сорокин А.П., Соломатин А.Е., Засорин И.И., Загребаев С.А, Орлов А.В., Белозеров В.И. Повышение водородной безопасности АЭС использованием циркониевого поглотителя/ Научно-технический сборник «Итоги научно-технической деятельности Института безопасности ядерных энергетических установок за 2015 год». Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2016. В печати.
- Орлова Е.А., Сорокин А.П., Крючков Е.А., Федосова М.А., Загребаев С.А. Сепарация водорода из газовой фазы над натрием // Сб. докладов на научно-технической конференции «Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах (Теплофизика-2014)» / Под общ. ред. А.П. Сорокина, А.А. Труфанова. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2015. С. 399–402. 1 л. опт. диск (CD-ROM).

# Моделирование вскипания капли воды в свинцовом теплоносителе

Исхаков А.Ш., Мелихов В.И., Мелихов О.И., Ртищев Н.А. Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва

#### Введение

В течение достаточно длительного периода времени тяжелые жидкометаллические теплоносители (ТЖМТ), такие как свинец, эвтектический сплав свинца и висмута, практически не рассматривались как возможные теплоносители для ядерных энергетических установок большой мощности. Но в последние десятилетия положение изменилось – новые ядерно-энергетические технологии (ЯЭТ) разрабатываются на основе реакторных установок (РУ) на быстрых нейтронах, охлаждаемых ТЖМТ [1].

Использование ТЖМТ во многом оправдано благодаря возможности наиболее полной реализации принципа естественной безопасности, состоящем прежде всего в отказе от опасных технических решений и в достижении безопасности, главным образом, за счет вполне надежных физических и химических закономерностей, присущих топливу, теплоносителю и другим компонентам РУ. Наиболее полно этот принцип воплощен в проектах быстрых реакторов с естественной безопасностью со свинцовым теплоносителем БРЕСТ-ОД-300 и БРЕСТ-1200, а также в свинцово-висмутовом быстром реакторе малой мощности СВБР-75/100 [1].

Наличие большого количества достоинств РУ БРЕСТ, однако, не означает, что подход к обоснованию безопасности новой ЯЭТ может быть упрощенным и неполным. Так, одним из недостаточно исследованных сценариев аварийного режима РУ БРЕСТ является «межконтурная неплотность» парогенератора (ПГ), приводящая к истечению воды высоких термодинамических параметров (давление около 18 МПа) в расплав свинца с низким давлением около 0,8 МПа [2, 3].

При разрыве трубки ПГРУ БРЕСТ реализуются следующие физические процессы:

- распространение ударной волны в свинце;
- истечение вскипающей воды из места разрыва, имеющее в начальный период критический характер;
- распространение волны разрежения внутри дефектной трубки;
- формирование многофазной (вода / пар / жидкий свинец) смеси и термическое и гидродинамическое взаимодействия ее компонентов с потенциальной возможностью обратного парового взрыва;
- колебания свободной поверхности свинца (слошинг), потенциально опасный для внутриреакторного оборудования ввиду большой плотности свинца;
- захват и перенос воды (паровых пузырей) в активную зону РУ.

В настоящей работе выполнен анализ начальной стадии аварийного режима «межконтурная неплотность» ПГ РУ БРЕСТ – вскипание и расширение отдельно рассматриваемого объема воды («капли») в свинце. В отличие от более ранней работы [4], где моделирование производилось с помощью т.н. «взрывной» модели, основанной на модели мгновенного энерговыделения [8], в настоящей статье энергетическое взаимодействие капли воды с жидким свинцом описывается как адиабатический процесс расширения / сжатия пароводяной капли на основе ее интегральной термодинамически равновесной модели в жидком свинце, который трактуется как идеальная несжимаемая жидкость. Полученное решение позволяет оценить силу гидродинамического воздействия при разрыве одной трубки на соседнюю трубку, при обтекании ее свинцом, который приобретает импульс благодаря расширению в нем воды.

Как уже упоминалось, свинец рассматривается в приближении идеальной несжимаемой жидкости, что, как известно, не позволяет моделировать распространение ударных волн. Ударные волны распространяются в среде со скоростью порядка скорости звука. Ввиду большой величины скорости звука в свинце, распространение ударной волны имеет гораздо меньший временной масштаб, чем расширение и вскипание капли и в настоящей работе не рассматривается. Исследование распространения ударных волн в свинце при вскипании в нем перегретой жидкости будет являться предметом дальнейших исследований.

#### 1. Постановка задачи. Основные допущения. Описание модели

Рассматривается следующая задача. Пусть в начальный момент времени t=0 некоторый объем воды (далее – «капля») с начальным давлением  $p_0=18$  МПа и температурой  $T_0=T_s(p_0)$  оказывается в расплаве свинца с давлением  $p_{1,\infty}=0,8$  МПа. Оказавшись при низком давлении, капля начинает вскипать и расширяться, расталкивая окружающий ее свинец. Требуется определить пространственно-временные характеристики расширяющейся капли и свинца.

При решении поставленной задачи будем использовать следующие допущения:

- капля в любой момент времени находится в термодинамическом равновесии и испытывает адиабатное расширение, а ее термодинамические параметры определяются только текущим значением давления и начальным состоянием (начальным значением массового паросодержания x<sub>0</sub> при начальном давлении p<sub>0</sub>);
- пространственное распределение параметров внутри капли отсутствует (модель «О-мерная»);
- свинец идеальная несжимаемая жидкость, занимающая все пространство вокруг капли;
- силой тяжести пренебрегается.

Приведем описание математической модели и назовем ее «интегральная термодинамически-равновесная» модель расширения капли в свинце. Задачу решаем в сферическисимметричной геометрии (начало координат расположено в центре капли).

Для капли будем использовать следующее уравнение состояния:

$$\rho(p(t)) = \frac{1}{\left(1 - x(p(t))\right) \cdot \upsilon'(p(t)) + x(p(t)) \cdot \upsilon''(p(t))},\tag{1}$$

где ρ – плотность капли, *p* – давление капли, *t* – время, *x* – массовое паросодержание капли, *v*', *v*'' – удельные объемы кипящей воды и сухого насыщенного пара соответственно.

Поскольку расширение капли считается адиабатным, массовое паросодержание можно определить из уравнения

$$x(p(t)) = \frac{s_0 - s''(p(t))}{s'(p(t)) - s''(p(t))},$$
(2)

где *s*<sub>0</sub> – начальное значение энтропии капли, *s*', *s*'' – удельные энтропии кипящей воды и сухого насыщенного пара соответственно.

Уравнение неразрывности для капли можно записать следующим образом:

$$R(t)\frac{d\rho(p(t))}{dp}\frac{dp(t)}{dt} + 3\rho(p(t))\frac{dR(t)}{dt} = 0,$$
(3)

где *R* – радиус капли.

Течение свинца описывается системой дифференциальных уравнений неразрывности и импульса:

$$\begin{cases} \frac{\partial \upsilon_{1}(r,t)}{\partial r} + 2\frac{\upsilon_{1}(r,t)}{r} = 0, \\ \frac{\partial \upsilon_{1}(r,t)}{\partial t} + \upsilon_{1}(r,t)\frac{\partial \upsilon_{1}(r,t)}{\partial r} + \frac{1}{\rho_{1}}\frac{\partial p_{1}(r,t)}{\partial r} = 0, \end{cases}$$
(4)

где  $v_1$  – скорость свинца, r – радиальная координата,  $p_1$  – давление свинца,  $\rho_1$ =const – плотность свинца.

Начальные и граничные условия задачи:

$$\begin{cases} \upsilon_{1}(r,0) = 0, \\ p_{1}(r,0) = p_{1,\infty}. \end{cases}$$
(5)

$$\upsilon_{1}\left(r = R, t\right) = \frac{dR(t)}{dt} = V(t),$$

$$p_{1}\left(r = R, t\right) = p(t),$$

$$\upsilon_{1}\left(r \to \infty, t\right) = 0,$$

$$p_{1}\left(r \to \infty, t\right) = p_{1,\infty},$$
(6)

где *V* – скорость границы капли (межфазной поверхности).

Решение системы (4) с начальными условиями имеет вид:

$$\begin{cases} \upsilon_{1}(r,t) = \frac{\psi(t)}{r^{2}}, \\ p_{1}(r,t) = p_{1,\infty} - \frac{1}{2} \cdot \frac{\rho_{1} \left[ \psi(t) \right]^{2}}{r^{4}} + \frac{\rho_{1}}{r} \frac{d\psi(t)}{dt}, \end{cases}$$
(7)

где  $\psi$  – произвольная функция времени, вид которой определяется из граничного условия для межфазной поверхности при r=R(t).

Из системы (7) и граничных условий можно получить:

$$\frac{dR(t)}{dt} = \frac{\Psi(t)}{\left[R(t)\right]^2}.$$
(8)

$$p(t) = p_{1,\infty} - \frac{1}{2} \cdot \frac{\rho_1 \left[ \psi(t) \right]^2}{\left[ R(t) \right]^4} + \frac{\rho_1}{R(t)} \frac{d\psi(t)}{dt}.$$
(9)

Исключив у из соотношений (8) и (9), получим:

$$\frac{d^2 R(t)}{dt^2} + \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{R(t)} \left(\frac{dR(t)}{dt}\right)^2 + \frac{p_{1,\infty} - p(t)}{\rho_1 R(t)} = 0.$$
(10)

Уравнение (10) имеет вид уравнения Рэлея-Плессета, описывающие колебания пузырька пара в несжимаемой жидкости [7]. Система (11) уравнений (3) и (10) полностью описывает исследуемый процесс в рассматриваемой постановке:

$$\begin{cases} R(t)\frac{d\rho(p(t))}{dp}\frac{dp(t)}{dt} + 3\rho(t)V(t) = 0, \\ \frac{dV(t)}{dt} + \frac{3}{2} \cdot \frac{V(t)^{2}}{R(t)} = \frac{p(t) - p_{1,\infty}}{\rho_{1}R(t)}, \end{cases}$$
(11)

где производная  $d\rho/dp = F(p,p_0)$  – табулированная по свойствам воды и водяного пара функция. Система (7) с помощью уравнения (8) преобразовывается к виду:

$$\begin{cases} \upsilon_{1}(r,t) = \frac{\left[R(t)\right]^{2}}{r^{2}}V(t), \\ p_{1}(r,t) = p_{1,\infty} - \frac{\rho_{1}\left[V(t)\right]^{2}}{2}\frac{\left[R(t)\right]^{4}}{r^{4}} + \rho_{1}\frac{R(t)}{r}\left[2\left[V(t)\right]^{2} + R(t)\frac{dV(t)}{dt}\right]. \end{cases}$$
(12)

Система уравнений (11) решается для нахождения параметров капли, система (12) решается для расчета скорости и давления свинца.

#### 2. Разностные схемы

Дискретизация систем уравнений (11) и (12) позволила получить расчетные соотношения для определения неизвестных параметров на новом временном слое:

$$p^{(n+1)} = \frac{D}{C},$$
$$V^{(n+1)} = A \cdot p^{(n+1)} + B,$$
$$R^{(n+1)} = R^{(n)} + V^{(n+1)} \Delta t.$$

где n – обозначение шага по времени,  $\Delta t$  – шаг дискретизации по времени, а параметры A, B, C и D определяются как

$$A = -\frac{F^{(n)}R^{(n)}}{3\rho^{(n)}\Delta t},$$
  

$$B = -A \cdot p^{(n)},$$
  

$$C = A + \frac{3}{2} \cdot \frac{AV^{(n)}\Delta t}{R^{(n)}} - \frac{\Delta t}{\rho_1 R^{(n)}},$$
  

$$D = V^{(n)} - \frac{p_{1,\infty}\Delta t}{\rho_1 R^{(n)}} - B \cdot \left[1 + \frac{3}{2} \cdot \frac{V^{(n)}\Delta t}{R^{(n)}}\right]$$

Расчетные соотношения для нахождения параметров свинца на новом временном слое:

$$\upsilon_{1}(r)^{(n+1)} = \frac{\left(R^{(n+1)}\right)^{2}}{r^{2}}V^{(n+1)},$$

$$p_{1}(r)^{(n+1)} = p_{1,\infty} - \frac{\rho_{1}\left[V^{(n+1)}\right]^{2}\left[R^{(n+1)}\right]^{4}}{2r^{4}} + \frac{\rho_{1}R^{(n+1)}}{r}\left[2\left[V^{(n+1)}\right]^{2} + R^{(n+1)}\frac{V^{(n+1)} - V^{(n)}}{\Delta t}\right].$$

#### 3. Динамика вскипающей капли

Для выявления основных закономерностей динамики капли произведены несколько расчетов. Начальное давление капли  $p_0=18$  МПа, ее начальный радиус  $R_0=1,3$  см, начальное давление свинца  $p_{1,\infty}=0,8$  МПа, а его плотность  $\rho_1$  при температуре 800 К равна 10417 кг/м<sup>3</sup>.

В расчетах варьировалось начальное паросодержание капли *x*<sub>0</sub>. В таблице 1 представлены значения для каждого расчета.

			-	-		
№ расчета	1	2	3	4	5	6
$x_0$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5

Варьирование паросодержания

Таблина 1

На рис. 1(а) представлены зависимости радиуса капли от времени для каждого расчета. На рис. 1(б) представлены зависимости давления капли от времени для каждого расчета.

Видно, как радиус капли сначала увеличивается во времени, а после достижения максимального значения, капля начинает сжиматься до исходного размера. Поскольку диссипация энергии не учитывается, давление в капле восстанавливается до исходного значения и далее процесс расширения-сжатия капли циклически повторяется.

Назовем далее расчет № 1 «базовым». Для него максимальный радиус расширения  $R_{\text{max}}$  равен 8,16 см. С увеличением начального паросодержания максимальный радиус расширения уменьшается, также уменьшается время достижения максимального радиуса. Минимальное давление в этот момент времени для всех расчетов практически равное  $p_{\min}\approx 0,15$  МПа, что почти на порядок меньше начального давления свинца.



Рис. 1. Зависимости радиуса капли (а) и давления капли (б) от времени при различных начальных паросодержаниях

На рис. 2(а) построены зависимости массового паросодержания капли от времени для каждого расчета. На рис. 2(б) построены зависимости скорости межфазной границы от времени для каждого расчета.

Из рис. 2 можно сделать следующие выводы. При увеличении начального паросодержания, расширение капли происходит до бо́льших значений паросодержаний. При этом разница между начальным значением паросодержания и конечным уменьшается. Так, для расчета № 6 эта разница составляет 6 %. Скорость межфазной границы с увеличением начального паросодержания изменяется незначительно и ее максимальное значение сохраняется на уровне 21–23 м/с.



Рис. 2. Зависимости паросодержания капли (а) и скорости межфазной поверхности (б) от времени при различных начальных паросодержаниях

#### 4. Гидродинамика свинцового теплоносителя

Расширяющаяся капля расталкивает свинец, который приобретает дополнительный импульс. На рис. 3(а) построены зависимости скорости свинца на расстоянии  $\delta$ =2,5 см от центра капли (соответствует шагу трубок ПГ РУ БРЕСТ) для всех расчетов. На рис. 3(б) построены зависимости давления от времени в той же точке для всех расчетов. Ясно, что скорость свинца уменьшается по мере увеличения начального паросодержания. На рис. 3(б) видно, что в начальный период давление в свинце скачком увеличивается (что характерно для процессов в несжимаемой жидкости), после чего для малых значений начального паросодержания плавно увеличивается до максимума и далее уменьшается. Для больших значений начального паросодержания (расчеты № 4, 5, 6) после скачка давление начинает уменьшается сразу.



Рис. З. Зависимость скорости свинца (а) и давления свинца (б) от времени в точке r=2,5 см

На рис. 4(а) построено распределение скорости свинца по радиусу в различные моменты времени для «базового» расчета. На рис. 4(б) построено распределение давления свинца в различные моменты времени для «базового» расчета. Пространственное распределение скорости свинца определяется соотношением (12) и, как видно, обратно пропорционально квадрату радиуса. Давление в начальный период имеет некоторый максимум, который постепенно сглаживается, и функция становится монотонной.



Рис. 4. Зависимость скорости свинца (а) и давления свинца (б) от радиуса в различные моменты времени

#### 5. Энергетический баланс

Для более полного понимания происходящих процессов, проведем энергетический анализ системы «капля-свинец».

Кинетическая энергия свинцового теплоносителя определяется соотношением

$$E_{k}(t) = 4\pi\rho_{1} \int_{R(t)}^{\infty} \frac{\left[\upsilon_{1}(r,t)\right]^{2}}{2} r^{2} dr = 2\pi\rho_{1} \left[R(t)\right]^{3} \left[V(t)\right]^{2},$$
(13)

а скорость изменения кинетической энергии можно получить, воспользовавшись формулой Лейбница для дифференцирования:

$$\frac{dE_k(t)}{dt} = 2\pi\rho_1 \int_{R(t)}^{\infty} \frac{\partial \left[\upsilon_1(r,t)\right]^2}{\partial t} r^2 dr - 2\pi\rho_1 \left[R(t)\right]^2 \left[V(t)\right]^3.$$
(14)

Используя (4), из (14) можно получить следующее уравнение:

$$\frac{dE_k(t)}{dt} = -4\pi \int_{R(t)}^{\infty} \frac{\partial p_1(r,t)}{\partial r} \upsilon_1(r,t) r^2 dr.$$
(15)

Из соотношений (10) и (12) получим следующее соотношение:

$$\frac{dE_k(t)}{dt} = \left(p(t) - p_{1,\infty}\right) \frac{dV_d(t)}{dt},\tag{16}$$

где *V*<sub>d</sub> – объем капли. Интегрирование (16) приводит к формуле:

$$E_{k}(t) = \int_{V_{d}(t=0)}^{V_{d}(t)} p(t) dV_{d} - p_{1,\infty} \left( V_{d}(t) - V_{d}(t=0) \right).$$
(17)

Согласно первому закону термодинамики, в адиабатном процессе расширения капля совершает работу *А* над окружающим ее свинцом за счет изменения внутренней энергии:

$$A(t) = U_0 - U(t), \tag{18}$$

где  $U_0$ , U – начальное и текущее значения внутренней энергии капли. Поскольку работа также может быть рассчитана по соотношению

$$A(t) = \int_{V_d(t=0)}^{V_d(t)} p(t) dV_d,$$
(19)

то соотношение (17) можно переписать как:

$$A(t) = E_k(t) + p_{1,\infty}(V_d(t) - V_d(t=0)) = E_k(t) + A_p(t),$$
(20)

где  $A_p$  – работа против сил давления (на стадии расширения) и работа сил давления (на стадии коллапса) капли.

Таким образом, уравнения (18) и (20) позволяют записать энергетический баланс в следующем виде:

$$U_0 - U(t) = E_k(t) + A_p(t).$$
(21)

На рис. 5 построены временные зависимости: 1) полной работы, совершаемой каплей A; 2) кинетической энергии свинца  $E_k$ ; 3) работы против сил давления (на стадии расширения) и работы сил давления (на стадии коллапса капли)  $A_p$ ; 4) внутренней энергии капли U, отсчитываемой от ее минимального значения в исследуемом процессе.



Рис. 5. Энергетический баланс системы «капля-свинец»

Таким образом, один период осцилляции можно разделить на четыре характерные фазы:

- 1.  $t \approx 0 \div 2$  мс. Ускорение свинца и, как следствие, увеличение его кинетической энергии. Данная фаза завершается в момент, когда  $p(t)=p_{1,\infty}$ , см. уравнение (16).
- 2. *t* ≈ 2÷10 мс. Торможение свинца и уменьшение его кинетической энергии. Данная фаза завершается, когда капля достигает своего максимального радиуса.
- 3.  $t \approx 10 \div 18$  мс. Второе ускорение свинца и увеличение его кинетической энергии. Данная фаза завершается в момент, когда  $p(t)=p_{1,\infty}$ , см. (16).
- 4. *t* ≈ 18÷20 мс. Второе торможение свинца и уменьшение его кинетической энергии. Данная фаза завершается, когда капля достигает своего минимального радиуса. В конце четвертой фазы все параметры капли восстанавливаются до начальных значений, а свинец находится в состоянии покоя с начальным значением давления.

В момент, когда давление капли становится равным начальному давлению свинца  $p_{1,\infty}$  (конец первой и третьей фаз), скорость изменения кинетической энергии свинца равна нулю. Это означает, что зависимость  $E_k(t)$  имеет экстремум. Сопоставление рис. 1(а) и рис. 5 говорит о том, что это точка максимума.

Ясно, что капля способна передать свинцу энергию  $E_{\text{max}}$ , значение которой соответствует разнице между начальной внутренней энергией и значением внутренней энергии, которое соответствует моменту, когда капля достигает максимального радиуса:

$$E_{\max} = m \cdot \left\{ u'(p_0) - \left[ \left( 1 - x(p_{\min}, p_0) \right) \cdot u'(p_{\min}) + x(p_{\min}, p_0) \cdot u''(p_{\min}) \right] \right\},$$
(22)

где u' и u'' – удельные внутренние энергии кипящей воды и сухого насыщенного пара соответственно, x – массовое паросодержание внутри капли, определяемое из (3) при  $p=p_{min}$ . Масса капли m=const рассчитывается по начальным параметрам:

$$m=\frac{4}{3}\pi R_0^3\rho(p_0)$$

#### 6. Сравнение с «взрывной» моделью

Рассмотрим предельный случай, когда вся энергия капли  $E_0$  мгновенно трансформируется в механическую энергию свинца. При этом капля мгновенно «исчезает» и на ее месте образуется вакуумная сферическая полость. Данный случай позволяет провести рассмотрение нестационарного течения жидкого свинца при мгновенном «вбросе» в его объем энергии. Для описания течения свинца будем использовать систему дифференциальных уравнений(4).

В данной постановке возможно получение аналитического решения. Подробное описание решения задачи, основанного на модели мгновенного точечного энерговыделения в идеальной несжимаемой жидкости [8] приведено в работе [4]. Здесь же сформулируем только основные результаты, полученные в этом случае, которые будут полезны при обсуждении вышеописанных результатов, полученных для «равновесной» модели.

Безразмерное дифференциальное уравнение, описывающее изменение радиуса вакуумной сферы во времени имеет следующий вид:

$$\frac{d\xi_*}{d\tau} = \pm \sqrt{\frac{1}{\xi_*^3} - 1},$$
(23)

где  $\xi_*=R/R_*$  – безразмерный радиус сферы,  $\tau=t/T$  – безразмерное время. Знак «плюс» в (23) необходимо использовать на фазе расширения, знак «минус» – на фазе сжатия. Масштабы длины  $R_*$ , времени  $T_*$  и скорости  $V_*$  определяются следующим образом:

$$R_{*} = \sqrt[3]{\frac{3E_{0}}{4\pi p_{1,\infty}}},$$

$$T_{*} = \sqrt{\frac{3\rho_{1}}{2p_{1,\infty}}} \cdot R_{*},$$

$$V_{*} = R_{*} / T_{*}.$$
(24)

Из уравнения (23) видно, что радиус расширения ограничен величиной *R*<sup>\*</sup>. После достижения данного значения полость начинает сжиматься.

Распределение безразмерной скорости свинца *v*\* имеет вид:

$$\upsilon_* = \pm \frac{\sqrt{(1 - \xi_*^3)\xi_*}}{\xi^2},\tag{25}$$

где  $\xi = r/R_*$  – безразмерная радиальная координата.

Распределение безразмерного давления свинца *р*\* имеет вид:

$$p_* = 1 - \frac{1}{3} \frac{\xi_*}{\xi} \left( 4 + \frac{1 - \xi_*^3}{\xi^3} - \frac{1}{\xi_*^3} \right).$$
(26)

Корректное сравнение моделей возможно при правильном выборе избыточной энергии  $E_0$ , преобразовывающейся в механическую энергию свинца. Из энергетического анализа равновесной модели ясно, что необходимо использовать значение  $E_0=E_{max}=1813,7$  Дж, соответствующее «базовому» расчету (см. (22)).

На рис. 6 построены временные зависимости радиусов вакуумной сферы и капли (для «базового» расчета). Взрывная и равновесная модели дают идентичное значение максимального радиуса. Однако скорость расширения для взрывной модели выше, что объясняется мгновенным выделением энергии, в отличие от постепенного совершения работы каплей воды над свинцом. Взрывная модель приводит к полному сжатию вакуумной сферы ( $r \rightarrow 0$ ), в то время как в равновесной модели сжатие происходит до начального радиуса  $R_0$ . Данный результат объясняется предположением нулевого давления внутри осциллирующей полости: наличие разницы давлений между свинцом «на бесконечности» ( $r \rightarrow \infty$ ) и центром энерговыделения (r=0) приводит к полному сжатию вакуумной сферы.



Рис. 6. Зависимость радиуса расширения от времени

Рассмотрим влияние начального радиуса на максимальный радиус расширения (рис. 7а). Для взрывной модели, максимальный радиус равен значению  $R_*$  и пропорционален  $E_0^{1/3}$ , а энергия пропорциональна начальному объему капли, то есть  $R_0^3$ . Таким образом, для обеих моделей  $R_{\text{max}} \sim R_0$ .

Поскольку скорость расширения для взрывной модели выше, то для равновесной модели время расширения  $T_{1/2}$  больше (время расширения определяется моментом, когда скорость движения границы V равна нулю), обе модели дают линейный характер зависимости  $T_{1/2}(R_0)$ , что видно из рис. 7б. Максимальный радиус капли как функции начального давления капли имеет максимум вблизи давления  $p_0=20$  МПа (см. рис. 8а). Максимальный радиус расширения как функция начального давления свинца представлен на рис. 8б. Увеличение давления свинца приводит к уменьшению максимального радиуса расширения ввиду уменьшения избыточной энергии и увеличению сопротивления свинца росту капли. Обе модели дают идентичные результаты.



Рис. 7. а) Зависимость максимального радиуса расширения от начального радиуса; б) Зависимость времени расширения от начального радиуса



Рис. 8. Зависимости максимального радиуса от начального давления капли (а) и от начального давления свинца (б)

## 7. Оценка гидродинамического воздействия на трубку ПГ РУ БРЕСТ

Распределение скорости свинца для «равновесной» модели (12) и для «взрывной» модели (25) позволяют оценить силу гидродинамического воздействия на трубку ПГ РУ БРЕСТ-ОД-300, расположенную вблизи разрыва. Следует отметить, что в натурном ПГ свинец течет в межтрубном пространстве. Нами же рассматривается идеализированная ситуация пульсации капли в бесконечной изотропной жидкости. Поэтому полученные результаты можно применить к оценке силы гидродинамического воздействия только на фазе расширения, когда влияние других трубок не столь ощутимо.

Сила гидродинамического воздействия определяется соотношением

$$F = \zeta \frac{\rho_1 {\upsilon_1}^2}{2} S, \tag{27}$$

где  $\zeta = \zeta(\text{Re}) - \kappaоэффициент гидравлического сопротивления при обтекании цилиндрической трубки,$ *S*– площадь поперечного сечения обтекаемой трубки.

Осредняя (27) по времени, можно получить среднее значение силы гидродинамического воздействия:

$$\langle F \rangle = \frac{\rho_1 S}{2} \langle \zeta(\text{Re}) \upsilon_1^2 \rangle \approx \zeta(\langle \text{Re} \rangle) \frac{\rho_1 \langle \upsilon_1^2 \rangle}{2} S,$$
 (28)

где осредненное число Рейнольдса <Re>определяется по осредненной скорости свинца:

$$\langle \operatorname{Re} \rangle = \frac{\langle v_1 \rangle D}{v_1},$$
 (29)

где *D*=1,8 см – внешний диаметр трубки, *v*<sub>1</sub>=1,27·10<sup>-7</sup> – коэффициент кинематической вязкости свинцового теплоносителя.

Проведенные расчеты (согласно таблице 1), позволили определить силу гидродинамического воздействия на трубку ПГ РУ БРЕСТ, находящуюся на расстоянии  $\delta$ =2,5 см от центра капли (шаг трубок). Осреднение производилось по промежутку времени от начала расширения до достижения межфазной границей точки 2,5 см. В таблице 2 представлены основные результаты расчетов. Площадь воздействия оценочно определена как *S*=2*D* $\delta$ =0,9·10<sup>-3</sup> м<sup>2</sup>. Время воздействия *t<sub>F</sub>* определяется как время достижения каплей радиуса *R*(*t*)= $\delta$ . Сведения о коэффициенте гидравлического сопротивления при обтекании цилиндра при больших значениях числа Рейнольдса систематизированы в [9]. Здесь и в дальнейших расчетах ζ=0,75.

Таблица 2

№ расчета	1	2	3	4	5	6
<υ₁>, м/с	11,3	11,1	10,9	10,8	10,7	10,6
<re></re>	1,6.106	1,6.106	$1,5.10^{6}$	$1,5.10^{6}$	$1,5.10^{6}$	1,5.106
$< v_1^2 >, M^2/c^2$	178,2	170,0	163,9	159,0	155,1	151,9
<f>, H</f>	626,6	597,7	576,1	559,1	545,3	534,0
<i>t<sub><i>F</i></sub>, мс</i>	0,65	0,66	0,67	0,68	0,69	0,70

Динамическое воздействие на трубку по средней скорости

Также можно оценить динамическое воздействие на трубку по квадрату максимальной скорости  $v_{1\,max}^2$ :

$$F_{\max} = \zeta \left( \operatorname{Re}_{\max} \right) \frac{\rho_1 \upsilon_{1,\max}^2}{2} S, \tag{30}$$

где число Рейнольдса Remaxопределяется по максимальной скорости свинца:

$$\operatorname{Re}_{\max} = \frac{v_{1,\max}D}{v_1}.$$
(31)

В таблице 3 представлены результаты расчета силы по максимальным значениям скоростей (в соответствии с таблицей 1).

Таблица 3

υ <sub>1,max</sub> , м/с	21,4	20,5	19,9	19,4	19,0	18,6
Re <sub>max</sub>	3,0.106	2,9·10 <sup>6</sup>	2,8.106	$2,7.10^{6}$	$2,7.10^{6}$	2,6.106
$υ_{l,max}^2$ , $μ^2/c^2$	458,7	421,9	395,4	375,2	359,2	346,2
$F_{\max}$ , H	1612,6	1483,4	1390,1	1318,9	1262,8	1217,3

Динамическое воздействие на трубку по максимальной скорости

Исходя из данных, полученных в расчетах, можно сказать, что наиболее опасным является вскипание с малым массовым паросодержанием, поскольку оно характеризуется бо́льшим значением скорости расширения, а, следовательно, и бо́льшим значением скорости свинца. Оценка силы по максимальной скорости, естественно, более консервативна, однако, время ее воздействия очень мало.

Полученные значения силы гораздо меньше проектного предела 6 кН [2].

Оценки силы гидродинамического воздействия по взрывной модели приводят к бо́льшим значениям силы, поскольку скорость расширения вакуумной полости превышает скорость расширения капли.

#### Заключение

В работе проведен анализ задачи о вскипании капли воды в жидком свинце в одномерной постановке в термодинамически равновесном приближении. Характеристики расширения капли воды и гидродинамики жидкого свинца, полученные по равновесной модели, сопоставлены с характеристиками, рассчитанными на основе взрывной модели. Сравнение показало, что взрывная модель дает разумные оценки параметров, но более точные расчеты требуют применния равновесной модели. Интересно отметить, что обе модели (равновесная и взрывная) предсказывают одинаковый максимальный радиус расширения капли. Можно сделать вывод, что этот параметр зависит только от величины механической энергии, полученной свинцом, и не зависит от переходных процессов передачи энергии от капли к жидкому свинцу.

Выполнена оценка силы гидродинамического воздействия на соседние трубки при разрыве трубки парогенератора реакторной установки БРЕСТ-ОД-300. Результаты показали, что величина силы недостаточна для того, чтобы вызвать их лавинообразный разрыв.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научных проектов № 14-08-00393, № 16-38-00151 мол\_а, № 16-08-00239; при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ (Государственное задание № 13.1544.2014/К).

# Список литературы

- Зорин В.М. Атомные электростанции: учебное пособие для вузов по специальности «Атомные электрические станции и установки» направления «Техническая физика» / В.М. Зорин. – М.: Издательский дом МЭИ, 2012. – 672 с.
- 2. Безносов А.В., Бокова Т.А. Оборудование энергетических контуров с тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями в атомной энергетике: учеб. Пособие / А.В. Безносов, Т.А. Бокова; Нижегород. гос. техн. ун-т им. Р.Е. Алексеева. – Нижний Новгород, 2012. – 536 с.
- Безносов А.В., Драгунов Ю.Г., Рачков В.И. Тяжелые жидкометаллические теплоносители в атомной энергетике / М.: ИздАт, 2007 г. – 434 с. – ISBN 5-86656-202-2.1. Безносов А.В., Драгунов Ю.Г., Рачков В.И. Тяжелые жидкометаллические теплоносители в атомной энергетике. – М.: ИздАт, 2007. – 434 с.
- Исхаков А.Ш. Анализ вскипания капли воды в жидком свинце на основе взрывной модели // Инновации в атомной энергетике: сб. докладов конференции молодых специалистов (25–26 ноября 2015 г., Москва). – М.: Изд-во АО «НИКИЭТ», 2015. – 688 с.
- 5. Sobolev V. Database of thermophysical properties of liquid metal coolants for GEN-IV. Sodium, lead, lead-bismuth eutectic (and bismuth). Scientific Report of the Belgian Nuclear Research Centre, 2011, SCK-CEN-BLG-1069.
- Dinh T.N. Multiphase flow phenomena of steam generator tube rupture in a lead-cooled reactor system: a scoping analysis. In: Proceedings of ICAPP 2007, Paper 7497, Nice, France, 2007, May 13–18.
- 7. Нигматулин Р.И. Динамика многофазных сред. –М.: Наука, 1987.
- 8. Коробейников В.П. Задачи теории точечного взрыва. М.: Наука, 1985.
- Rodriguez I., Lehmkuhl O., Chiva J., Borrell R., Oliva A. On the flow past a circular cylinder from critical to super-critical Reynolds numbers: Wake topology and vortex shedding // Int. J. Heat and Fluid Flow. 2015. Vol. 55. P. 91–103.

# Экспериментальные исследования износа стальных поверхностей под действием посторонних предметов (дебриса) в свинцовом теплоносителе применительно к условиям контуров ядерных реакторов на быстрых нейтронах

Бокова Т.А., Боков П.А., Безносов А.В., Зудин А.Д., Приказчиков Г.С. Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева

В НГТУ отработана методика и проведены экспериментальные исследования износа стальных поверхностей под действием посторонних предметов (дебриса) в высокотемпературном (T=440÷550 °C) свинцовом теплоносителе применительно к условиям контуров реакторов на быстрых нейтронах.

На двух независимых стендах со свинцовым теплоносителем проведены исследования износа поверхностей в щелевых зазорах под действием посторонних предметов (дебриса), содержащихся в потоке теплоносителя, проходящего через зазор. В обоих случаях в контуре циркуляции свинцового теплоносителя были установлены механические фильтры. В каждом из экспериментов одна из поверхностей щелевого зазора совершала возвратно-поступательное движение. Обнаружен износ оксидированных в теплоносителе стальных поверхностей в виде протяженных рисок (царапин) по ходу перемещения поверхностей. Полученные результаты целесообразно учитывать при работах по решению вопроса об оснащении сборок со стержнями регулирования потока нейтронов и тепловыделяющих сборок активных зон ядерных реакторов на быстрых нейтронах, охлаждаемых свинцовым и свинец-висмутовым теплоносителями.

# Введение

Анализ результатов многочисленных исследований негерметичных тепловыделяющих сборок реакторных установок с водяным теплоносителем (ТВС кассет) различных конструкций показал, что причиной преждевременного выхода из строя в более чем половине случаев явилось взаимодействие оболочек твэлов с присутствующими в теплоносителе посторонними предметами (дебрисом) [1]. Одним из способов уменьшения числа отказов ТВС по причине повреждения оболочек твэлов дебрисом является установка специальных устройств – антидебрисных фильтров, предотвращающих попадание посторонних частиц определенной геометрии в ТВС при эксплуатации (рис. 1).

Залповый заброс дебрисов на основе оксидов теплоносителя произошел на входе в активную зону одного из реакторов первой опытной советской атомной подводной лодки (АПЛ проекта 645) с охлаждением реактора эвтектическим сплавом свинец-висмут [2]. В результате этой тяжелейшей аварии активная зона реактора была разрушена, а АПЛ была выведена из состава ВМФ. Для избежания аналогичных аварий с негативными последствиями в контурах с тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями (ТЖМТ) – эвтектикой свинецвисмут и свинцом – в СССР была создана и отработана технология очистки контуров этих теплоносителей от дебрисов на основе оксидов теплоносителя и продуктов коррозии конструкционных материалов, представляющих дисперсную коллоидную систему или другую систему с частицами, пропитанными теплоносителем.

Сущность этой технологии состоит в обработке теплоносителя и контура восстановительными водородосодержащими газовыми смесями [3]. Внедрение этой технологии обеспечило поддержание необходимого эксплуатационного состояния контуров с ТЖМТ.

Применение механических фильтров для очистки полного расхода теплоносителя от дебриса в циркуляционных контурах с ТЖМТ в стендах не применяется из-за возможности ускоренного забивания фильтрующих элементов дебрисом на основе оксидов ТЖМТ. Применительно к условиям реакторных контуров прорабатывались варианты установки фильтрующих элементов: на входе в каждую ТВС, на входе в активную зону при перезарядке активной зоны в сборе, в циркуляционном контуре [3, 4]. В качестве фильтрующих элементов отрабатывались следующие материалы: мотки стальной проволоки («путанка»), стеклоткани, стальные сетки, керамические материалы.



Рис. 1. Тепловыделяющая сборка и антидебрисные фильтры: а) Тепловыделяющая сборка (ТВС) реактора ВВЭР с антидебрисным фильтром (1 – хвостовик, 2 – антидебрисный фильтр, 3 – цельнометаллическая пластина); б) Внешний вид антидебрисных фильтров

В процессе исследований длительной эксплуатации циркуляционных контуров отсутствовали следы износа (царапины и др.) на стенках трубопровода и других поверхностей, контактирующих с потоком тяжелого жидкометаллического теплоносителя. Не фиксировались следы износа (продольных царапин или др.) на оксидированных стальных поверхностях, контактировавших с высокоскоростными (10–20 м/с и более) потоками ТЖМТ в проточных частях центробежных и осевых насосов и сопловых устройств. Наряду с этим, многократно фиксировались следы износа, вероятно абразивного, в виде продольных кольцевых царапин на поверхностях контактных пар, в зазорах между которыми протекали свинцовый или свинецвисмутовый теплоносители. Такой износ фиксировался в подшипниках скольжения насосов, перекачивающих высокотемпературный (400÷550 °C) свинцовый и свинец-висмутовый теплоносители, в которых в роли среды, обладающей свойствами смазки, может быть использован только сам ТЖМТ, а также в кольцевых щелях между имитатором стержня поглотителя нейтронов и его чехлом, в зазоре между золотником регулирующего клапана и втулкой и др.

По аналогии с реакторами типа ВВЭР, такой износ представляется наиболее потенциально опасным в элементах тепловыделяющих сборок (твэлах и др.) активной зоны реактора и в трубных системах парогенераторов.

В реакторных установках с ТЖМТ рассматриваются три конструктивных варианта ТВС: сборка гладких твэлов, сборка твэлов, дистанционируемых двухзаходными винтовыми ребрами типа «ребро по ребру» и сборка с поперечными решетками. В раздвинутой решетке гладких

твэлов локальная концентрация дебрисов маловероятна, в остальных указанных случаях она возможна, в том числе с фиксацией частиц, совершающих под действием вибраций абразивный износ оболочек твэлов, в дисперсной системе, например, в суспензии. Ниже приводятся результаты первого этапа экспериментальных исследований износа поверхностей элементов контура с ТЖМТ под воздействием дебриса в потоке высокотемпературного жидкометаллического теплоносителя в щелевых зазорах конструкций узла имитатора стержня поглотителя нейтронов СУЗ реактора с чехлом стержня, узлов подшипников контактного (граничного) трения.

# Цель работы

Целью работы являлось исследование условий и характеристик износа оксидированных стальных контактных поверхностей под воздействием посторонних предметов (дебриса), содержащегося в потоке свинцового и свинец-висмутового теплоносителей, протекающего между контактными поверхностями. На первом этапе, отраженном ниже, исследовались узлы с принудительным механическим перемещением одной контактной поверхности относительно другой с использованием электрических или ручных приводов. На последующих этапах предполагается продолжить исследования с имитаторами тепловыделяющих элементов за счет вибраций под воздействием потока свинцового и свинец-висмутового теплоносителей.

#### Методика экспериментов

Узел: имитатор-чехол стержня поглотителя нейтронов системы управления реактором. Экспериментальный участок был выполнен в виде модели, включающей привод стрежня поглотителя СУЗ, расположенном в чехле. Через зазор между оболочкой и чехлом организован поток свинцового теплоносителя со среднерасходной скоростью 1,16–1,2 м/с, при температуре T=475÷480 °C, при содержании термодинамически активного кислорода a=10<sup>-2</sup>. Относительная скорость перемещения контактных поверхностей 4 м/с, ход относительного перемещения поверхностей составлял 0,11 м. Общее число ходов в процессе эксперимента 800.

Экспериментальный участок устанавливался в циркуляционном стенде ФТ-5 НГТУ с высокотемпературным свинцовым теплоносителем, с механическим фильтром очистки теплоносителя.

Результаты эксперимента показали следующее. До экспериментов на поверхности стержня не было выявлено следов износа, царапин, посторонних включений, исходное значение шероховатости составило Ra=0,812 мкм, Rz=5,034 мкм. До экспериментов внутренняя поверхность трубки Ø14×2,0 мм царапин и посторонних включений не имела, значения шероховатости поверхности составляли Ra=1,624 мкм, Rz=7,997 мкм.

После экспериментов на стержне были обнаружены оксидные покрытия черного цвета с локальными отложениями частиц примесей черного и темно-красного цвета. Зафиксирован износ поверхности с одной стороны стержня с разрушением оксидных покрытий и смачиванием поверхности свинцом (рис. 2). На поверхности стержня отмечаются продольные борозды по всей длине стрежня (110 мм) шириной около 2,0 мм. На диаметрально противоположной стороне поверхности стержня визуально фиксируются следы износа поверхности без разрушения оксидного покрытия и смачивания поверхности свинцом. Шероховатости поверхности стержня после эксперимента составила Ra=2,18 мкм, Rz=11,05 мкм.



Рис. 2. Износ поверхности с одной стороны стержня с разрушением оксидных покрытий и смачиванием поверхности свинцом

После эксперимента на внутренней поверхности чехла зафиксированы продольные царапины с вкраплениями частиц твердой фазы в углубления царапин, а также участками локального смачивания поверхности свинцом (рис. 3). Шероховатость поверхности увеличилась до Ra=2,131 мкм, Rz=9,775 мкм.



Рис. З. Состояние поверхности оболочки после проведенных исследований в зоне износа

В процессе эксперимента вплоть до 750 циклов возвратно-поступательного перемещения стержня-имитатора СУЗ фиксировалось монотонное увеличение силы трения (рис. 4) от 0,6 до 1,52 Н при перемещении стрежня от верхнего положения в нижнее и от 1,96 до 2,72 Н при перемещении стержня из нижнего положения в верхнее.



- Х- - перемещение из верхнего положения в нижнее
 - Х- - перемещение из нижнего положения в верхнее

Рис. 4. Изменение значения силы трения

Узел: золотник – стакан опытного образца клапана массообменного аппарата РУ БРЕСТ-ОД-300. Экспериментальный участок стенда ФТ-8 НГТУ представлял собой емкость, в корпусе которой был установлен стакан с фигурными отверстиями, в котором (рис. 5, 6) перемещался золотник (Ø167 мм, h=300 мм). При полностью опущенном золотнике основная часть расхода (ок. 5,5 м<sup>3</sup>/ч) высокотемпературного свинцового теплоносителя с T=420 °C поступает из корпуса устройства на механический фильтр, незначительная часть (ок. 0,6 м<sup>3</sup>/ч) проходит через кольцевой зазор 1,0 мм (0,5 мм на сторону). При полностью или частично поднятом золотнике часть расхода, обтекая золотник через фигурные отверстия в стакане, проходит через клапан, а другая часть по байпасной линии поступает на механический фильтр. Далее потоки сливаются и поступают в циркуляционный насос контура. Максимальное перемещение золотника вверх 300 мм, термодинамическая активность кислорода  $a=10^{-4}\div10^{-3}$  обеспечивала формирование и доформирование оксидных защитных покрытий на поверхностях конструкционных материалов, контактировавших с теплоносителем.

Целью работ являлось получение гидравлических характеристик опытного образца регулировочного клапана массообменного аппарата при различных положениях золотника и перепада давления на клапане, получение результатов ресурсных испытаний регулирующего клапана с набором полного числа циклов открытие-закрытие не менее 100 при ресурсе на базе 120 часов.

- размер для спрабо







Рис. 5. Схема экспериментального участка. Развертка образующей золотника



Рис. 6. Схема экспериментального участка. Опытный образец клапана

Ревизия регулирующего клапана после испытаний показала следующее. Элементы корпуса и стакана клапана покрыты оксидной пленкой черного цвета без следов эрозионного и механического износа, отложения шлаков отсутствуют. На фото наружной цилиндрической поверхности золотника, снятых с четырех сторон, покрытых черной плотной пленкой, в основном, в нижней части золотника, видны царапины, риски, ориентированные, как правило, вертикально (по ходу перемещения золотника) (рис. 7). Следов износа (вероятно, абразивного), образовавшегося в процессе испытаний перемещения золотника, в нижней части стакана больше (где перемещение было затруднено), чем на верхнем участке. Возможно, этот эффект определяется особенностью напряженно-деформированного состояния контактной пары золотникстакан при  $T=420\div430$  °C (в процессе пусконаладочных работ из-за заклинивания золотника в процессе разогрева его диаметр был обточен на 0,4 мм).



Рис. 7. Фото цилиндрической поверхности золотника со следами износа

Следы износа на поверхности золотника имеют существенно большую ширину, чем глубину, концентрируясь на поверхности золотника в нижней его части. На фото фильтрующего элемента фильтра (рис. 8) следы дебриса отсутствуют, видны капли свинца.



Рис. 8. Фото фильтрующих слоев набивки фильтра из восьми слоев (1-8)

Узел: втулка корпуса подшипника скольжения – втулка вала. Осуществить работу гидродинамического подшипника в среде свинцового и свинец-висмутового теплоносителей невозможно. Это объясняется тем, что в реальных условиях осуществить режим жидкостного трения за счет гидродинамического клина невозможно, вследствие малой вязкости единственно возможно смазочной жидкости – самого теплоносителя, и несмачивания оксидированных стальных и чугунных поверхностей свинцовым и свинец-висмутовым теплоносителями. В насосах экспериментальных и полупромышленных стендов с этими теплоносителями получили широкое распространение подшипники контактного (граничного) трения. К особенностям работы этих подшипников можно отнести следующее: обязательное наличие оксидных покрытий на контактных поверхностях, обеспечивающих их стойкость и антифрикционные свойства в среде ТЖМТ, интенсивный отвод жидкометаллическими теплоносителями тепла, выделяющегося в зоне трения при высоких рабочих температурах ТЖМТ.

Типовым примером износа подшипника контактного трения является износ подшипника насоса НЦС-04 НГТУ в составе стенда ФТ-4 НГТУ в течение 950 часов с подачей 6–8 м<sup>3</sup>/ч, напором 4–6 м. ст. свинца, после работы в свинцовом теплоносителе при температуре  $350\div510$  °C, при скорости вращения вала 800-1500 об/мин, при активности  $a=10^0 - 34$  % времени работы,  $a=10^{-1}\div10^{-4} - 33$  % времени работы и  $a=10^{-4}$  33 % времени работы [4]. Втулка вала и подшипника (рис. 9) после испытаний имеет неравномерный износ как в радиальном, так и в осевом направлении.



Рис. 9. Фотографии наружной поверхности втулки вала (а) и внутренней поверхности втулки подшипника (б) после 950 часов работы в среде свинца при температуре 350÷510°C

На всех контактных поверхностях втулок вала и подшипника фиксируются кольцевые царапины и борозды глубиной до 1,0 мм и шириной до 2,0 мм. Следов дебриса на поверхностях и в зазоре подшипника не обнаружено. Поверхности, не смотря на ярко выраженный процесс изнашивания, покрыты плотной оксидной пленкой черного цвета, смачивание поверхности свинцом отсутствует. Кроме начального периода обкатки, насос работал в стабильном режиме, замечаний к его работе не имелось.

#### Заключение

Опыт эксплуатации контуров со свинцовым и свинец-висмутовым теплоносителями при  $T=350\div550$  °C показывает отсутствие следов износа поверхностей трубопроводов (V до 3 м/с), внутренних стенок корпуса (V до 1,0 м/с), лопастных систем насосов и сопловых устройств (V до 15 м/с) под действием дебриса в потоках ТЖМТ. Наряду с этим, регулярно фиксируются следы износа воздействием дебриса контактных поверхностей с потоками свинцового и свинец-висмутового теплоносителей в зазорах между контактными поверхностями.

Наиболее потенциально опасным является износ контактных поверхностей под воздействием вибраций в потоке ТЖМТ, содержащим дебрис, оболочек твэлов ТВС активной зоны реактора и трубок трубной системы парогенераторов. Вероятно, целесообразна установка дебрисных фильтров на входе в ТВС активной зоны реакторных контуров с ТЖМТ, аналогично установке таких фильтров в реакторах типа ВВЭР, или установка единого дебрисного фильтра на входе в активную зону, перегружаемую в сборе.

# Список литературы

- 1. Гашенко В.А., Курсков В.С., Абакумова О.Н., Локтионов В.Д. О результатах испытаний антидебрисных фильтров для тепловыделяющих сборок реакторов ВВЭР-440 // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. 2005. №3. С. 98–103.
- Тошинский Г.И., Степанов В.С., Никитин Л.Б. и др. Анализ опыта эксплуатации реакторных установок с теплоносителем свинец-висмут и имевших место аварий / Труды конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях», ТЖМТ-98, г. Обнинск, 1999 г., т. 1, с. 63–69.
- 3. Безносов А.В., Драгунов Ю.Г., Рачков В.И. Тяжелые жидкометаллические теплоносители в атомной энергетике. М.: ИздАт, 2007. 434 с.: ил.
- 4. Исследование структуры и триботехнических характеристик пристенного слоя в потоке ТЖМТ применительно к элементам контуров с реакторами на быстрых нейтронах, охлаждаемых ТЖМТ: дис. ... канд. тех. наук / К.А. Махов. – Н.Новгород: НГТУ, 2016. – 164 с.

# Исследование теплоотвода от свинцового теплоносителя охлаждающей средой при атмосферном давлении

Безносов А.В., Черныш А.С., Метринский Р.А., Котоврасов М.Ю. Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева

## Введение

Обеспечение отвода тепла от свинцового и свинец-висмутового теплоносителей при расхолаживании реактора, а так же в стояночных режимах при наличии значительных остаточных тепловыделений традиционно требует сложных, дорогих и потенциально опасных решений в виду высокой температуры застывания теплоносителя (Pb – 326 °C, эвтектика Pb-Bi – 125 °C). Аналогичную проблему необходимо решать при создании установок (стендов) для испытаний главных циркуляционных насосов с адиабатическим вводом тепла в контур до около 1 MBT, их моделей и других неизотермических установок (стендов).

Использование в качестве теплоотводящей среды воды требует высоких давлений в теплоотводящих водяных контурах (для охлаждения свинцового теплоносителя близких к критическому) для исключения застывания жидкометаллического теплоносителя.

Использование в качестве теплоотводящей среды воздуха требует применения теплообменников с существенно большими поверхностями, с большой массой содержащегося в них жидкого металла. Значительно усложняет конструкцию подобных теплообменников необходимость обеспечении разогрева и поддержания их температуры выше температуры застывания жидкометаллического теплоносителя перед заполнением жидким металлом и при отсутствии его циркуляции через теплообменник. Для исключения указанных недостатков предложено (патент РФ № 2325717 «Ядерная энергетическая установка») использовать в качестве теплоотводящей среды смесь воздуха и мелкодисперсной фазы конденсата воды при давлении близком к атмосферному. Регулируемым изменением содержания водяной фазы в потоке можно обеспечивать заданную мощность теплоотвода и, соответственно, заданную температуру жидкого металла на выходе из теплообменника при безопасно низком давлении теплоотводящей среды, близком к атмосферному.

#### Цель исследования

Конечной целью испытаний, составной частью которых является настоящая работа – определение характеристик теплообмена и полей температур в потоках высокотемпературного свинцового теплоносителя, применительно к теплообменному оборудованию низкого давления систем теплоотвода от ТЖМТ, а также подтверждение возможности и целесообразности применения теплообменного оборудования низкого давления в стендовых и реакторных контурах. На данном этапе работ проводится оценка эффективности данного вида теплообменного оборудования, применительно к исследовательским и промышленным стендам со свинцовым теплоносителем, а также выбор оптимального режима обтекания и конструктивной схемы теплообменной поверхности.

# Экспериментальное определение локальных характеристик теплоотвода водо-воздушной смесью от высокотемпературного свинцового теплоносителя на стенде ФТ-7 НГТУ

Исследование локальных характеристик теплоотвода от свинцового теплоносителем воздушно-водяном потоком при давлении близком к атмосферному выполнялось в НГТУ на стенде ФТ-7 (рис. 1) при температуре теплоносителя 450–480 °C, расходах свинца 0,7–3,6 м<sup>3</sup>/ч (70–360 т/ч), средних скоростях потока теплоносителя 0,1–1,05 м/с, что соответствовало Pe = 320–3000, при содержании термодинамически активного кислорода в свинце  $10^{-3}$ – $10^{-1}$  и при наличии твердой фазы оксидов свинца. Расход охлаждающего воздуха составлял 3,1–6,3 м<sup>3</sup>/ч, что соответствовало средней скорости потока в теплообменном элементе 9–18,7 м/с. Расход воды, вводимой в дисперсном состоянии (в виде капель) составлял от 0 до 0,03 м<sup>3</sup>/ч, размер капель воды 0,1–1,0 мм.



Рис. 1. Схема экспериментального стенда ФТ-7

Экспериментальный участок был выполнен в виде коаксиально расположенных труб  $(d_1/d_2 = 2,32)$  (рис. 2). Внешняя труба длиной 1350 мм Ø45×2,5 изготовлена из стали 12Х18Н10Т. Внутренняя труба длиной 1674 мм Ø17×3 изготовлена из ферритно-мартенситной стали 10Х9НСМФБ. Движение свинцового теплоносителя в кольцевом зазоре – сверху-вниз. Движение воздухо-водяной смеси осуществлялось по центральной трубке. Для осуществления подачи охлаждающей смеси в центральную трубу предусмотрена форсунка, представляющая из себя эжектор, в центральный канал которого, посредством компрессора, подается воздух. Вода подается в боковой канал, на выходе из которого происходит дробление и смешение с воздухом. Высокая эффективность дробления достигается тем, что скорость воздуха в канале достигает 80 м/с. На выходе из форсунки установлен завихритель для более эффективного распыления среды на теплообменную поверхность и интенсификации теплообмена. Выходной конец трубы с потоком водо-воздушной смеси сообщен без арматуры и гидрозатвора с атмосферой, в которую отводится образующаяся воздухо-паровая смесь.



Рис. 2. Схема экспериментального участка



Рис. З. Устройство термозонда и заделки термопар

Для измерения температуры свинцового теплоносителя на входе и выходе из экспериментального участка и смеси воздуха с водой и паром установлены погружные термопары с диаметром спая 3,0 мм ТМПК-ХА-1-18-500-2500-НН в каналах из аустенитной стали с индивидуальной градуировочной характеристикой (погрешность градуировки –  $\pm 0.2$  °C). На расстоянии 1034 мм от входа свинца в кольцевом зазоре установлен термозонд, состоящий из закрепленных на дистанционирующих пластинах 8 микротермопар с диаметром спая 1,0 мм типа ТМПК-ХА-1-27-30-1500-2500-НН в капилляре из аустенитной стали с индивидуальной градуировочной характеристикой (погрешность градуировки – ±0,2 °C) для измерения поля температуры в потоке свинцового теплоносителя (рис. 3).

В двух сечениях по высоте на внутренней и внешней трубе (на расстоянии от входа свинца в кольцевом зазоре 713 мм («горячее» сечение) и 1013 мм («холодное» сечение) соответственно) установлено по две микротермопары на наружной поверхности трубы через 180° по периметру и по две микротермопары – на внутренней поверхности трубы для опреде-

ления локального теплового потока. На «наружной» и «внутренней» поверхностях труб в указанных сечениях в пазы шириной 0,5±0,03 мм, которые уложены микротермопреобразователи и затем зачеканены с последующей металлизацией участка поверхности.

Конструкция экспериментального стенда с циркуляционным контуром высокотемпературного свинцового теплоносителя выполнена согласно традиционным решениям.

## Методика эксперимента по определению локальных характеристик теплоотвода

Сущность эксперимента заключалась в следующем. После разогрева и заполнения стенда рабочими средами устанавливалась циркуляция свинцового теплоносителя с требуемыми режимными параметрами. Осуществлялась подача воздуха в экспериментальный участок, после чего фиксировались параметры стенда. Осуществлялся поэтапный ввод конденсата воды в поток воздуха с фиксацией параметров стенда. После проведения экспериментов определялись характеристики теплообмена в экспериментальном участке при фиксированных режимных параметрах стенда.

Программа испытаний включала в себя следующие этапы:

 отработка особенностей эксплуатации теплообменного участка с низким давлением охлаждающей смеси;

– экспериментальное определение зависимости Nu = f(Pe) при значениях термодинамически активного кислорода в свинце « $a_{02}$ » от  $10^{-5}-10^{-6}$  до  $10^{0}$ , а также при формировании слоя отложений примесей на теплопередающей поверхности экспериментального участка, при использовании только воздушного потока для отвода тепла;

– экспериментальное определение зависимости Nu=f(Pe) при значениях термодинамически активного кислорода в свинце « $a_{02}$ » от  $10^{-5}-10^{-6}$  до  $10^{0}$ , а также при формировании слоя отложений примесей на теплопередающей поверхности экспериментального участка, при использовании водо-воздушной смеси с различными концентрациями воды от 0 до 1 % (объемн.);

– экспериментальное определение полей температур в потоке свинца в сечениях экспериментального участка и исследование температурных пульсаций в стенке трубы при переходных режимах работы;

- ревизия состояния стенда и экспериментального участка.

#### Результаты экспериментов

На рис. 4 показано изменение мощности теплоотвода при регулируемом изменении расхода воды в водо-воздушной смеси. Ввод конденсата воды в воздух существенно расширяет диапазон отводимой мощности с сохранением давления внутри теплообменной трубы близкой к атмосферному. Так, например, при содержании воды около 1 % объемного расхода среды, отводимая мощность увеличилась на несколько порядков (от 0,1 до 4500 Вт). На рис. 5 и 6 приведены примеры распределения температур в поперечном сечении экспериментального участка при фиксированных режимных параметрах стенда. Было выявлено влияние скорости потока



Рис. 4. Зависимость отводимой мощности от концентрации воды в смеси



Рис. 5. Распределение температур в поперечном сечении экспериментального участка:





Рис. 6. Распределение температур в поперечном сечении экспериментального участка: ◊ - QB = 0,01 м<sup>3</sup>/ч, Pe = 300; ■ - QB = 0,02 м<sup>3</sup>/ч, Pe = 300; ▲ - QB = 0,03 м<sup>3</sup>/ч, Pe = 300

теплоносителя и состава охлаждающей смеси на распределение температур вблизи теплообменной поверхности. При больших скоростях обтекания профиль температур слабо зависит от перепада температур в стенке, а значит и от состава смеси. Однако при малых скоростях обтекания свинцом теплообменной поверхности, состав смеси достаточно сильно влияет на профиль температур. Эксперимент показал возможность локального намерзания свинца на теплообменную поверхность, что может негативно сказаться на работоспособности контура в целом.

На рис. 7 и 8 представлены экспериментально полученные зависимости Nu = f(Pe) при значениях термодинамически активного кислорода в свинце в «горячем» и «холодном» сечениях соответственно ( $10^{-3} < a < 10^{-2}$ ). Анализ показал, что концентрация воды в смеси влияет на критерий Nu таким образом, что при повышении концентрации воды теплообмен незначительно ухудшается (рис. 7). Этот эффект возможен также за счет увеличения термического сопротивления со стороны свинца в данной зоне. Это может быть вызвано увеличением дисперсности капель воды в смеси, обусловленным особенностями работы форсунки. Характеристики теплообмена в «холодном» сечении оказались несколько хуже, чем в «горячем».



Рис. 7. Локальные характеристики теплообмена в сечении А-А. Сводный график Nu = f(Pe): 1 - Nu = 1,7+0,022Pe<sup>0,8</sup>, QB = 0,01 м<sup>3</sup>/ч; (■, -); 2 - Nu = 2+0,018Pe<sup>0,8</sup>, QB = 0,02м<sup>3</sup>/ч; (♠, --); 3 - Nu = 2+0,018Pe<sup>0,8</sup>, QB = 0,03м<sup>3</sup>/ч (▲, --)



Рис. 8. Локальные характеристики теплообмена в «горячем» сечении. Сводный график Nu = f(Pe): ■ - Q<sub>B</sub> = 0,01м<sup>3</sup>/ч; ◆ - Q<sub>B</sub> = 0,02м<sup>3</sup>/ч; ▲ - Q<sub>B</sub> = 0,03м<sup>3</sup>/ч; 1 - по формуле Nu = 5,5+0,015Pe<sup>0,8</sup>; 2 - по формуле Nu = 6,2+0,013Pe<sup>0,8</sup>

Это различие может объясняться тем, что в пристенной области теплообменной трубы в зоне холодного сечения происходит образование отложений дисперсных частиц примесей из потока теплоносителя, за счет термодиффузии мелкодисперсных частиц примесей, поступающих в области с максимальной вязкостью жидкометаллического теплоносителя и других процессов. Слой отложений примесей в пристенной зоне этого участка поверхности обладает большим термическим сопротивлением, ухудшающим характеристики теплообмена.

Полученные значения характеристик теплообмена коррелируют со значениями, полученными ранее [1, 2] при аналогичных условиях обтекания теплообменных поверхностей потоком свинцового теплоносителя, что говорит о достоверности полученных данных.

Так же проводилось исследование профиля температур с помощью погружного термозонда (рис. 9). Термозонд оснащен тремя термопарами по сечению теплообменной трубы с шагом 2 мм и имеет возможность перемещаться внутри теплообменной трубы



Рис. 9. Схема установки термозонда

практически по всей её длине. Затеснение проходного сечения канала трубы 9–12 %, что практически не влияет на поток водо-воздушной смеси.

Показания температур записывались с частотой 2 раза в секунду. Данный метод позволил получить картину распределения температур не только по сечению теплообменной трубы, но и по ее длине. На рис. 10 представлены графики распределения температур в теплообменной трубе: а) при расходе воздуха  $6,3 \text{ м}^{3}/\text{ч}$  и воды  $0,01 \text{ м}^{3}/\text{ч}$ ; б) при расходе воздуха  $6,3 \text{ м}^{3}/\text{ч}$  и воды  $0,03 \text{ м}^{3}/\text{ч}$ . Отсчет на графиках начинается от момента распыла холодной смеси, то есть термозонд располагался вплотную к форсунке. Таким образом, мы можем получить некоторое представление о процессах, происходящих с водо-воздушной смесью по мере прохождения теплообменной фазы. Это необходимо для подбора оптимальных расходов смеси и соотношения её компонентов. Анализ рис. 10 а показывает, что основная зона испарения начинается примерно в 1000 мм от форсунки, а зона с преимущественно испарившейся водной фазой находится на расстоянии 1200–1300 мм. По данному графику можно сказать, что такой расход и состав водо-воздушной смеси не является предельным для настоящих условий охлаждаемого контура. Подавляющая доля воды в смеси испарилась и 25 % теплообменной поверхности используются не с полной



Рис. 10. Распределение температур внутри теплообменной трубы

эффективностью. Рис. 10 б показывает, что разогрев смеси до температуры насыщения происходит несколько быстрее, это объясняется большей концентрацией воды в смеси и, как следствие, большим коэффициентом теплоотдачи результирующей смеси. В то же время видно, что зона испарения становится намного шире и выходит за исследуемую зону экспериментальной трубы. В таком режиме отводится максимальное количество теплоты в рамках используемого измерительного оборудования, но на выходе из экспериментального участка остается большое количество конденсата воды.

# Опыт использования теплообменника низкого давления для регулируемого охлаждения свинцового теплоносителя на установке испытаний и отработки моделей проточной части главного циркуляционного насоса РУ БРЕСТ-ОД-300

Эксплуатирующимся теплообменником (парогенератором) данного типа является теплообменник системы отвода тепла, адиабатически вносимого осевым электронасосом на установке для испытаний и отработки моделей лопастной системы главного циркуляционного насоса установки БРЕСТ-ОД-300 в масштабе около 1:3 (стенде ФТ-4 НГТУ). Основные характеристики стенда: расход до 200 м<sup>3</sup>/ч (до 2000 т/ч), температура свинцового теплоносителя – 450–500 °C. кратковременно до 550 °C, напор осевого электронасоса контура свинцового – до 2,5 м. ст. свинца, контролируемая и регулируемая термодинамическая активность кислорода в свинце – 10<sup>-5</sup>–10<sup>0</sup>, в том числе при наличии твердой фазы оксидов свинца. Характеристики системы отвода тепла адиабатически вносимого электронасосом стенда: мощность максимальная – 50 кВт, плавно регулируемая температура свинца в контуре 550-440 °C при мощности электродвигателя циркуляционного электронасоса стенда до 50 кВт, расход свинца через теплообменник (парогенератор) системы – до 2000 м<sup>3</sup>/ч (2000 т/ч), гидравлическое сопротивление парогенератора по свинцовому теплоносителю не более 0,5 м ст. свинца при расходе около 200 м<sup>3</sup>/ч. Парогенератор включает четыре параллельно омываемых свинцом элемента в виде трубок Фильда. Воздух подается компрессором с расходом до  $200 \text{ м}^{3/4}$ , вода из расходных баков поступает самотеком в каждый из диспергаторов четырех элементов теплообменника через регулирующие вентили. Паровоздушная смесь из каждого теплообменного элемента поступает в коллектор, из которого без арматуры и гидрозатвора направляется в атмосферу воздуха за пределами помещений стенда.

Работа системы отвода тепла, адиабатически вносимого в контур электронасосом стенда ФТ-4 НГТУ заключается в следующем. При циркуляции свинца для поддержания заданной температуры осуществлялся отвод тепла водо-воздушной смесью. Свинец охлаждался от температуры на входе в теплообменник, определяемой адиабатически вносимой мощностью, соответствующей скорости вращения электронасоса, его напору и подаче до температуры, заданной в программе испытаний (440–450 °C).

Длительная эксплуатация, более трех лет эксплуатации системы в составе стенда ФТ-4 НГТУ, подтвердила эффективную работу системы отвода тепла, адиабатически вносимого в контур свинцового теплоносителя в диапазоне регулируемых температур свинца 550–440 °C при мощности электронасоса до 50 кВт при давлении воздушно-водяной (паровой) смеси в системе теплоотвода, близком к атмосферному.

## Заключение

Получены экспериментальные данные характеристик теплообмена, а также зависимости Nu = f(Pe), коррелирующие с ранее полученными, что подтверждает работоспособность экспериментальной установки и представительность полученных данных.

Получены экспериментальные данные о распределении температур внутри теплообменной трубы по ее длине, позволяющие судить об оптимальности выбора состава охлаждающей смеси.

Проведенные экспериментальные исследования теплоотвода от свинцового теплоносителя воздушно-водяным потоком с диспергированными до 1,0 мм и менее каплями воды в воздушном потоке, а также многолетний опыт эксплуатации системы отвода тепла, адиабатически вносимого в контур за счет работы осевого электронасоса контура свинцового теплоносителя на установке для испытаний и отработки моделей лопастной системы главного циркуляционного насоса БРЕСТ-ОД-300 подтвердила эффективность, простоту, безопасность и экономичность заданного метода теплоотвода. Возможность тонкого регулирования отводимой мощности при сохранении безопасности установки существенно расширяет область применения данного типа теплообменного оборудования.

# Список литературы

- 1. Безносов А.В., Пинаев С.С., Молодцов А.А. др. Экспериментальные исследования характеристик контактного теплообмена свинцовый теплоноситель – рабочее тело // Атомная энергия. – 2005. – Т. 98. – Вып. 3. – С. 182–191.
- 2. Безносов А.В., Молодцов А.А., Семенов А.В. и др. Теплоотдача от свинцового теплоносителя к продольно обтекаемой трубе // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2006. – Вып. 3. – С. 83–90.

# Влияние активности железа в свинце на коррозионный процесс и формирование оксидного покрытия

# Алексеев В.В., Варсеев Е.В.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Известно, что на скорость коррозии стали в свинце влияет не только активность кислорода, но и активность железа в теплоносителе. Вместе с тем, до настоящего времени отсутствовали надежные методы расчета, учитывающие влияние активности железа на коррозионный процесс. Для восполнения указанного пробела была разработана расчетная методика, основанная на рассмотрении модели процесса формирования двухслойного оксидного покрытия на стали в свинце [1, 2].

В подходе использована система уравнений, позволяющая рассчитать скорости коррозии и изменение толщины магнетитного подслоя в зависимости от активности железа и кислорода в свинце. Составлен алгоритм решения системы уравнений и соответствующая программа расчета на компьютере.

В расчетах приняты следующие значения исходных параметров:

– коэффициенты массоотдачи кислорода и железа к поверхности  $\beta_0 = 2 \cdot 10^{-3}$  м/с и  $\beta_f = 6, 6 \cdot 10^{-4}$  м/с при скорости потока свинца 1,7 м/с в трубе диаметром 0,01 м;

- исходные значения толщин: магнетитного слоя – 10<sup>-5</sup> м, шпинельного слоя – 10<sup>-6</sup> м.

Результаты расчетов представлены на рис. 1. Здесь показано, как меняется скорость коррозии в зависимости от изменения активности железа  $a_f$  в интервале от 0 до 0,9 и температуры в интервале от 500 до 700 °C при активности кислорода в свинце  $a_0 = 10^{-4}$ .



Рис. 1. Скорость коррозии стали ЭП-823 в зависимости от активности железа в свинце при  $a_0 = 10^{-4}$ : 1 -  $t_{Pb} = 500^{\circ}$ C; 2 -  $t_{Pb} = 550^{\circ}$ C; 3 -  $t_{Pb} = 600^{\circ}$ C; 4 -  $t_{Pb} = 650^{\circ}$ C; 5 -  $t_{Pb} = 700^{\circ}$ C

При снижении активности железа скорость коррозии стали увеличивается. При  $a_f = 0.8$  скорость коррозии стали для различных температур совпадает и принимает нулевое значение, а при  $a_f > 0.8$  скорость коррозии становится отрицательной, т. е. происходит перемещение железа из свинца на поверхность стали.

Для режима нормальной эксплуатации скорость коррозии должна быть не более 5–10 мкм/год (скорость коррозии за 7 кампаний не должна превышать 10 % от толщины стенки

твэл – 0,5 мм). Как видно из рис. 2, такому режиму работы удовлетворяют значения, полученные при t = 500 °C в диапазоне активности железа  $a_f > 0,5$ . При больших температурах данному режиму эксплуатации удовлетворят более узкий диапазон активности железа. Так, для t = 550 °C  $a_f > 0,7$ , для t = 600 °C  $a_f > 0,75$ , а для t = 650 °C и t = 750 °C  $a_f \ge 0.8$ .



Рис. 2. Скорость изменения толщины магнетитного подслоя на стали ЭП-823 в зависимости от активности железа в свинце при *a*₀ = 10<sup>-4</sup>: 1 - *t*<sub>Pb</sub> = 500°C; 2 - *t*<sub>Pb</sub> = 550°C; 3 - *t*<sub>Pb</sub> = 600°C; 4 - *t*<sub>Pb</sub> = 650°C; 5 - *t*<sub>Pb</sub> = 700°C

Для указанного диапазона активностей максимальное значение скорости коррозии ~ 80 мкм/год получено при следующих параметрах:  $a_0 = 2 \cdot 10^{-7}$  и  $a_f = 0,1$ . При увеличении активности кислорода и железа, происходит уменьшение скорости коррозии стали ( $a_0 < 10^{-3}$ ), причем изменение активности железа в свинце влияет в большей степени, чем кислорода.

Аналогично можно оценить скорость изменения толщины магнетитного подслоя в зависимости от изменения активности кислорода и железа. Результаты расчетов для  $t_{Pb} = 550 \,^{\circ}\text{C}$ приведены в таблице 1 и на рис. 3 и 4. Отмечается резкий рост скорости образования магнетита в оксидном покрытии при увеличении активности кислорода в свинце выше  $10^{-4}$ . При этом изменение активности железа в свинце незначительно влияет на скорость образования магнетита.

Таблица 1

при t <sub>Pb</sub> = 550 °C, мкм/год								
$a_f$	0,1	0,2	0,3	0,5	0,7	0,9		
2.10-7	81,6	67,2	53,5	27,9	4,3	-17,9		
10-6	81,6	67,2	53,5	27,9	4,3	-17,9		
10-5	81,5	67,1	53,4	27,8	4,2	-18,0		
10-4	80,9	65,8	52,2	26,7	3,1	-19,0		
5.10-4	74,3	60,2	46,9	21,8	-1,4	-23,3		
10 <sup>-3</sup>	67,1	53,4	40,4	15,8	-1,7	-28,6		

Скорость коррозии стали ЭП-823 в зависимости от активности железа и кислорода при t<sub>Pb</sub> = 550 °C, мкм/год

С повышением активности железа и кислорода в свинце происходит увеличение скорости роста толщины магнетитного подслоя на стали, причем изменение активности кислорода в свинце влияет в большей степени, чем железа.



Рис. З. Скорость коррозии стали ЭП-823 в зависимости от активности кислорода и железа в свинце при t<sub>Pb</sub> = 550°C



Рис. 4. Скорость изменения толщины магнетитного подслоя на стали ЭП-823 в зависимости от активности кислорода и железа в свинце при  $t_{Pb}$  = 550°C

Аналогичные представленным выше зависимости скорости коррозии и роста магнетитного подслоя от активности железа и кислорода в свинце получены для температуры  $t_{Pb} = 650^{\circ}$ С, табл. 2, рис. 5 и 6.
Таблица 2

or an inducern menesa n knesiopoda, mkm/rod								
$a_{o}$	10 <sup>-7</sup>	10-6	10-5	10-4	3.10-4	5.10-4	7.10-4	9·10 <sup>-4</sup>
0,1	-1831,2	-1258,8	-756,5	-45,8	414,1	1689,7	2893,5	4269,01
0,2	-1796,7	-1189,5	-699,9	87,2	461,6	1725,6	2946,8	4330,1
0,3	-1743,3	-1126,6	-628,1	169,1	508,4	1838,4	3003,7	4396,7
0,4	-1651,9	-1096,4	-521,4	215,6	597,3	1963,9	3078,9	4452,2
0,5	-1589,7	-1039,1	-435,9	236,3	632,8	2050,3	3125,4	4500,7
0,6	-1501,6	-985,5	-321,7	254,2	701,3	2113,2	3225,1	4584,4
0,7	-1436,8	-915,3	-299,7	303,4	773,1	2198,8	3293,4	4635,3
0,8	-1399,7	-877,7	-209,4	360,5	802,9	2225,7	3358,4	4758,1
0,9	-1325,9	-801,1	-156,9	364,3	891,7	2267,5	3472,2	4847,7

Скорость изменения толщины магнетитного подслоя на стали ЭП-823 от активности железа и кислорода. мкм/год



Рис. 5. Скорость коррозии стали ЭП-823 в зависимости от активности кислорода и железа в свинце при t<sub>Pb</sub> = 650°C



Рис. 6. Скорость изменения толщины магнетитного подслоя на стали ЭП-823 в зависимости от активности кислорода и железа в свинце при t<sub>Pb</sub> = 650°C

Из сравнения результатов расчетов следует, что при увеличении температуры на  $100 \,^\circ\text{C}$  максимальное значение скорости коррозии увеличивается в ~ 6 раз, а максимальное значение скорости изменения толщины магнетитного подслоя на стали увеличивается в ~ 5 раз. Так же следует отметить, что с увеличением температуры увеличивается диапазон изменения активности железа, при котором скорость изменения толщины магнетитного подслоя отрицательна (т. е. происходит диссоциация магнетита).

Полученные данные с помощью основной расчетной программы [1, 2], позволяют сделать следующие выводы, характеризующие картину массопереноса примесей в контуре ЯЭУ со свинцом:

– Распределение концентрации как неметаллических, так и металлических примесей имеет явно выраженную неоднородность как в пределах одного элемента контура (например, теплообменника), так и в масштабах всего контура. Для контура установки со свинцовым теплоносителем различие между максимальной и минимальной концентрацией растворенного кислорода по контуру по результатам расчетов составило до трех раз, что пропорционально различию в концентрациях насыщения кислорода при тех же температурах. Неравномерность концентрации примеси по длине теплогидравлического участка определяется даунстримэффектом. Разница между максимальным и минимальным значением составляет в зависимости от конкретных условий от 2 до 10 раз. Причем в горячей зоне следует ожидать увеличенной скорости коррозии, в то время как в холодной зоне – интенсификацию отложения примесей.

– Для выхода распределения примесей в контуре или отдельном узле контура на равновесное состояние потребуется время, соответствующее времени многократного прохождения теплоносителя через участок/узел. Как показали результаты расчетов, для установления картины распределения концентрации в горячей камере над активной зоной перспективного БР с ТЖМТ потребуется порядка 5 минут, а для всего контура – 200×86,6 с ~ 5 часов.

– В стационарном состоянии в элементах оборудования образуются зоны с экстремальным содержанием примеси.

– Для свинцового теплоносителя наличие застойных и щелевых зон может приводить к локальному недостатку кислорода для пассивации поверхности в течение ограниченного количества времени (от нескольких часов до нескольких суток), что, в свою очередь, приведет к ло-кальным экстремальным коррозионным повреждениям.

## Заключение

В работе получены зависимости скорости коррозии стали от активности железа и кислорода в свинце, которые представлены на графиках в трехмерном изображении. Показано, что при увеличении активности кислорода и железа, происходит уменьшение скорости коррозии стали, причем изменение активности железа в свинце влияет в большей степени, чем кислорода.

## Список литературы

- Алексеев В.В. Моделирование процессов массопереноса и коррозии сталей в ядерных энергетических установках со свинцовым теплоносителем (часть 1): Препринт ФЭИ-3128 / В.В. Алексеев, Е.А. Орлова, Ф.А. Козлов, И.Ю. Торбенкова – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2008. – 22 с.
- Алексеев В.В. Исследование фундаментальных закономерностей массопереноса и коррозии сталей в ядерных энергетических установках со свинцовым теплоносителем: Препринт ФЭИ-3209 / В.В. Алексеев, Е.А. Орлова, Ф.А. Козлов и др. Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2011. 20 с.

# Моделирование щелевой коррозии в ТЖМТ

Варсеев Е.В., Алексеев В.В.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Применение современных трехмерных кодов позволяет моделировать массоперенос в двух- и трехмерной постановке, расширяя возможности рассмотренной выше одномерной методики. Рассмотрим пример апробации многомерного подхода к решению задачи массопереноса.

Рассмотрим задачу переноса концентрации ключевых примесей в свинце – кислорода и железа – в щелевом зазоре канала со свинцовым теплоносителем с целью определения скорости коррозии стали в различных местах щели.

Застойная зона – это области контура ЯЭУ, которые практически изолированы от основной массы теплоносителя. Вследствие слабой циркуляции в таких зонах концентрация кислорода в теплоносителе мала, а поступление его возможно лишь с помощью диффузии.

Для застойных зон характерны, прежде всего, трудности доставки кислорода к поверхности стали. Кислород из среды, находящейся в щели, расходуется на образование оксидной пленки. Вследствие этого концентрация кислорода в рассматриваемом зазоре снижается, а процесс коррозии – интенсифицируется.

Конструкции с узкими зазорами часто встречаются в элементах реакторных контуров, например, в чехлах системы управления и защиты реактора и поглощающих элементах, в процессе их эксплуатации.

Объект исследования – процесс переноса примеси кислорода и железа в свинце в плоской щели 0,5×2 мм.

Расчетная область представляет собой двухмерную сетку 50×200 прямоугольных (hexa-hedra) ячеек.

Свинец движется на верхней границе щели, имитирующей область взаимодействия с основным каналом (движущаяся стенка), в котором протекает свинец со скоростью 1,8 м/с и в изотермических условиях при температуре T = 550 °C.

В качестве граничных условий задавалась концентрация кислорода на входе в канал в соответствии с базовым режимом свинцового теплоносителя – 10<sup>-6</sup> вес. %.

Концентрация железа рассчитывалась в соответствии с условием равновесия железа и кислорода в щели [1]:

$$\log(C_{\rm Fe}) = 11,35 - 12844 / T - \log(C_{\rm o}), \qquad (1)$$

где  $C_{\text{Fe}}$  – концентрация железа, млн<sup>-1</sup>;  $C_{\text{o}}$  – концентрация кислорода, млн<sup>-1</sup>; T – температура, К.

Расчет производился с помощью пакета OpenFOAM в два этапа:

1 Теплогидравлический расчет;

2 Расчет массопереноса кислорода и железа в канале.

Теплогидравлический расчет проводился с помощью стационарного решателя *BuoyantBoussinesqSimpleFoam*, решающий уравнения Навье-Стокса в приближении Буссинеска методом SIMPLE [2].

В результате расчета получены поля скорости, давления, температуры и параметров турбулентности. Поле скорости представлено на рис. 1. Из рисунка видно, что в верхней части дефекта образуется зона циркуляции теплоносителя. Как показали вариационные расчеты, глубина зоны циркуляции близка к ширине рассматриваемого дефекта. В нижней половине щели образуется застойная зона, движение теплоносителя отсутствует.

На следующем этапе, используя полученное устранившееся поле скорости, проводился расчет переноса двух примесей – кислорода и железа.



Рис. 1. Распределение скорости свинцового теплоносителя в щелевом зазоре

Транспортировка примесей рассчитывалась с помощью модифицированного решателя *ScalarTransportFoam*, содержащего конвективно-диффузионное уравнение переноса концентрации в нестационарной постановке:

$$\frac{\partial C_i}{\partial t} = D\nabla^2 C_i - V\nabla C_i, \qquad (2)$$

где C – концентрация, кг/кг; D – коэффициент диффузии примеси, м<sup>2</sup>/с; i – индекс примеси (кислород, железо).

Для расчета потока примеси на стенку вводилось замыкающее соотношение следующего вида [3]:

$$J_i = K \frac{(C_i - C_w) / C_{s,i}}{\delta}, \qquad (3)$$

где J – поток вещества, кг/(м<sup>2</sup>·c); K – коэффициент проницаемости оксидной пленки,  $\delta$  – толщина оксидной пленки, м;  $C_s$  – концентрация насыщения примеси на стенке; i – индекс растворенной примеси (кислород, железо),  $C_w$  – пристеночная концентрация.

Для каждой примеси решалось свое уравнение переноса (2) с соответствующим постоянным коэффициентом диффузии. Выбранные значения коэффициентов диффузии представлены в таблице.

В качестве граничного условия для кислорода задавался его фиксированный сток на стенку, соответствующий потоку на окисление феритно-марстенситной стали в «базовом» кислородном режиме –  $J_{0,c\tau}$ , значение которого представлено в таблице.

	Значение	Размерность	Источник		Значение	Размерность
K	6,8·10 <sup>-15</sup>	кг/(м·с)	[3]	Т	550	K
$D_{ m Fe}$	5·10 <sup>-9</sup>	м²/с	[4]	V	1,8	м/с
Do	5.10-10	м²/с	[4]	$C_{o}$	10-6	вес. %
$J_{ m 0,ct}$	3.10-7	г/(см <sup>2</sup> ·ч)	[5]	$C_{ m Fe}$	5,54.10-5	вес. %
f	7,4.10-7	м²/с	[6]			

Значения исходных параметров

Учет роста оксидной пленки на стенке проводился путем установки на границах переменного во времени граничного условия (3) с помощью библиотеки *groovyBC* [7], в котором толщина оксидной пленки  $\delta$ , м, вычислялась по формуле [8]:

$$\delta = \sqrt{f \cdot C_0 \cdot \tau} , \qquad (4)$$

где  $\delta$  – толщина оксидной пленки, м, f – постоянная,  $C_0$  – концентрация кислорода у стенки,  $\tau$  – время процесса, с.

Постоянная f зависит от температуры и определяется коэффициентом диффузии и содержанием кислорода в теплоносителе, для температуры 550 °C значение f приведено в табл.

Распределение концентрации железа и кислорода через 15 с процесса представлены на рис. 2. Расчет показал, что скорость коррозии на дне щели при этом имеет максимальное значение из всей расчетной области и соответствует потоку железа 1,2·10<sup>-4</sup> кг/(м<sup>2</sup>·с) или 1,8·10<sup>-8</sup> м/с. Расчетное значение величины скорости коррозии в каждый момент времени представлено на рис. 3.

Благодаря росту оксидной пленки во времени процесс коррозии постепенно стабилизируется. Скорость коррозии при этом асимптотически приближается к величине 25 мкм/год, что несколько выше, чем нормальная скорость коррозии стали в свинце при 550 °C – 16 мкм/год [8].

Следует отметить, что при глубине щели, близкой к ее ширине, когда застойной зоны не наблюдается, значительных перепадов концентрации в щели не образуется и, соответственно, интенсивная коррозия отсутствует.

Значительные скорости коррозии в начале процесса могут объясняться консервативным подходом в выборе граничных условий: параметра поглощения кислорода поверхностью и  $J_{0,cr}$ , который, вообще говоря, должен меняться во времени, а также исходного содержания кислорода в свинце.



Рис. 2. Распределение концентрации кислорода (а) и железа (б) в щелевом зазоре после 15 с процесса



Рис. З. Усредненные во времени значения скорости коррозии на дне щели со свинцом при температуре 550°С: × – расчет, –––– экстраполяция, ––– *f*(*x*) = 25 мкм

#### Заключение

Решена задача моделирования массопереноса примесей в щелевом зазоре со свинцом методом вычислительной гидродинамики. Получены поля скорости, давления, концентрации и параметров турбулентности внутри зазора. Показано, что скорость коррозии внутри зазора превышает скорость коррозии стали основного контура.

## Список литературы

- Armbya N. 3-D Thermalhydraulics Flow Effects on Wall Concentration Gradient Profiles of Corrosion / N. Armbya, Li Guanjun, Y. Chen, S. Moujaes // Precipitation Phenomena in LBE Loop Fittings. Masterthesis. Las Vegas: UNLV, 2004. 98 p.
- 2. Patankar, S.V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow / S.V. Patankar London: Taylor & Francis, 1980. ISBN 978-0-89116-522-4.

- Алексеев, В.В. Моделирование процессов массопереноса и коррозии сталей в ядерных энергетических установках со свинцовым теплоносителем (часть 2: разработка одномерной модели массопереноса): препринт № 3154 / В.В. Алексеев, Е.А. Орлова, Ф.А. Козлов и др. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2009. – 27 с.
- 4. Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties, Materials Compatibility, Thermal-hydraulics and Technologies. – Paris: OECD/NEA, 2007. – 691 p.
- Иванов, К.Д. Использование разработанной методики экспериментальной оценки диффузионного выхода металлических компонентов из сталей для изучения коррозионной стойкости этих сталей в тяжелых теплоносителях / К.Д. Иванов, О.В. Лаврова, С.В. Салаев // Теплофизика – 2005: сб. докл. конф. – CD-ROM. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2005. – Доклад 2.12.
- Алексеев, В.В. Исследование фундаментальных закономерностей массопереноса и коррозии сталей в ядерных энергетических установках со Рb теплоносителям (часть 3): препринт № 3227 / В.В. Алексеев, Е.А. Орлова, Ф.А. Козлов и др. Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2013. 17 с.
- 7. Gschaider, B. Swak4Foam libraryforOpenFOAM [Электронный pecypc] / B. Gschaider Режим доступа: http://openfoamwiki.net/index.php/Contrib/swak4Foam.
- 8. Алексеев, В.В. Исследование коррозионных повреждений стали в свинцовом теплоносителе (часть 2.Определение экстремальной скорости коррозии): препринт № 3258 / В.В. Алексеев, Е.В. Варсеев, А.С. Кондратьев и др. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2015. – 17 с.

# О защите поверхностей конструкционных сталей в начальный период эксплуатации жидкометаллических контуров

Харчук С.Е., Асхадуллин Р.Ш., Гулевский В.А., Ульянов В.В. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

В циркуляционных контурах с тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями Pb и Pb-Bi (TЖМТ) протекает ряд процессов характерных для контуров и с другими теплоносителями. К ним относятся накопление в теплоносителе различных примесей, их взаимодействие между собой и с теплоносителем, термический и изотермический перенос масс, высаждение примесей на поверхностях контура циркуляции теплоносителя, загрязнение поверхностей оборудования газового объема контура примесями и продуктами испарения теплоносителя и другие. Однако имеются и специфические особенности, обусловленные их высокой коррозионной активностью. Последняя во многом определяет ресурс и безопасность работы ядерных энергетических установок с реакторами, охлаждаемыми тяжелым жидкометаллическим теплоносителем (ТЖМТ).

В расплавах Pb и Pb-Bi хорошо растворяются очень многие химические элементы и соединения, в том числе и компоненты конструкционных материалов. Следствием этого могу быть:

- разрушение конструкционных материалов и, как следствие, нарушение герметичности контура;
- отложение примесей на поверхностях циркуляционных контуров, закупорка проходных сечений и ухудшение теплогидравлических характеристик энергетических установок.

В настоящее время коррозионная стойкость конструкционных сталей обеспечивается созданием на их поверхностях защитных покрытий из оксидных соединений, состоящих из компонентов, входящих в состав сталей. Использование такого рода защиты сталей позволяет обеспечивать коррозионную стойкость последней на временной базе порядка нескольких тысяч часов при температуре теплоносителя ~ 450 °C, достигнутой при эксплуатации реакторных установок со свинцово-висмутовым теплоносителем. Перспективные установки с тяжелыми теплоносителями предполагают работу при более высоких температурах и ориентированы на достижение существенно более высоких ресурсов. Эти различия в условиях их эксплуатации приводят к появлению дополнительных трудностей в обеспечении коррозионной стойкости используемых конструкционных сталей. Учитывая возросшие требования к использованию конструкционных сталей, существует потребность в разработке новых способов и технологий их защиты при эксплуатации в тяжелых теплоносителях. Поэтому разрабатывались и разрабатываются различные способы дополнительной защиты их поверхности. Одним из таких способов предположительно является термодинамическое и диффузионное упрочнение наносимых на поверхности сталей защитных покрытий. Это упрочнение может быть достигнуто путем обогащения покрытий оксидными фазами термодинамически более устойчивыми по сравнению с оксидами железа, являющими на сегодняшний день основой используемых защитных покрытий. В результате возможно достижение повышенных эксплуатационных характеристик реакторных установок за счет повышения температурного уровня работы конструкционных сталей, а также увеличения ресурса их работы.

Поиск альтернативных методов защиты сталей от коррозии в ТЖМТ проводится во многих исследовательских центрах [1–3], в том числе исследования в обоснование применения керамических материалов [4, 5].

Предлагается технология формирования защитных покрытий на сталях, основанная на обогащении приповерхностного слоя стали легирующими добавками в среде жидкометаллических расплавов «Pb – Bi – Me<sub>лer</sub>» («Pb – Me<sub>ner</sub>»), где Me<sub>ner</sub> – Al легирующая растворенная металлическая примесь в матричном расплаве и в последующем окислении поверхности стали в жидкометаллическом расплаве «Pb – Bi – O» («Pb – O») с формированием защитных покрытий сложного состава из оксидов компонентов стали и оксидов металлов легирующей добавки. Схематично процесс образования защитного покрытия показан на рис. 1.



Рис. 1. Схема процесса образования защитного покрытия

Согласно описанной схеме процесса были проведены экспериментальные исследования по образованию защитного антикоррозионного покрытия на образцах реакторной стали ЭП-302 и ЭП-823 на созданном в ГНЦ РФ – ФЭИ рабочем участке, принципиальная схема которого приведена на рис. 2.



Рис. 2. Принципиальная схема рабочего участка по созданию защитных антикоррозионных покрытий на образцах сталей:

1 - баллон с водородом; 2 - баллон с аргоном; 3 - газовый вентиль регулировочный; 4 - газовый вентиль запорный; 5 – вакуумный насос; 6 – осушитель газа (цеолит); 7 – мановакуумметр; 8 – ротаметр электронный с регулировкой расхода; 9 - печь; 10 - реакционная камера (стальной стакан с фланцевым уплотнением); 11 - керамический тигель; 12 - уровень расплава; 13 - рубашка водяного охлаждения; 14 - образцы стали; 15 - контейнер с гранулами алюминия; 16 - разъемное соединение; 17 - термопара; 18 - дозатор кислорода; 19 - электродвигатель; 20 - датчик активности кислорода; 21 - уплотнение вала электродвигателя; 22 - гидрозатвор; 23 - вентиляция; 24 - фланцевое уплотнение

На рис. 3 и 4 представлены фотографии образцов сталей до и после нанесения защитного антикоррозионного покрытия, а также фотографии образцов, выполненные на оптическом микроскопе.



a)

Рис. З. Фотографии образцов сталей:

а – до нанесения покрытия; б – после извлечения из реакционной камеры рабочего участка



Рис. 4. Фотографии образцов сталей с нанесенным антикоррозионным покрытием, выполненные на оптическом микроскопе: а – ЭП-823 (средняя толщина покрытия 18 мкм); б – ЭП-302 (средняя толщина покрытия-14 мкм)

Проведенные исследования показали следующие результаты:

 подтверждена возможность формирования на сталях ЭП-302 и ЭП-823 защитных покрытий сложного состава, включающего оксиды компонентов стали и оксиды металлов легирующей добавки;

– выявлены преимущества новых покрытий и подтверждена перспективность и необходимость дальнейшей разработки нового вида защитных покрытий на конструкционных сталях ЯЭУ с целью повышения ресурса и безопасности работы ядерных энергетических установок с реакторами, охлаждаемыми ТЖМТ.

Работа выполнена при поддержке Минобрнауки России (уникальный идентификатор прикладных научных исследований (проекта) RFMEFI62514X0002).

## Список литературы

- 1. Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties, Materials Compatibility, Thermal-hydraulics and technologies. OECD, 2007.
- 2. Zhang J. A review of steel corrosion by liquid lead and lead-bismuth // Corrosion Science. 2009. Vol. 51. P. 1207–1227.
- Kurata Y., Sato H. et al. Applicability of Al-Powder-Alloy Coating to Corrosion Barriers of 316SS in Liquid Lead-Bismuth Eutectic // Materials Transactions. – 2011. – Vol. 52. – No. 5. – P. 1033 – 1040.
- 4. Мартынов П.Н., Асхадуллин Р.Ш., Гулевский В.А., Харчук С.Е., Осипов А.А. Исследование стойкости композитно-керамических материалов в расплаве Pb-Bi // Актуальные проблемы гуманитарных и естественных наук. – 2013. – № 12-1. – С. 101–106.
- 5. Харчук С.Е., Мартынов П.Н., Асхадуллин Р.Ш., Гулевский В.А. Коррозионные испытания высокотемпературных композитно-керамических материалов (с добавками наноструктурного аэрогеля AlOOH) в ТЖМТ // Ядерная физика и инжиниринг. 2014. Т. 5. № 4. С. 354.

# Исследование коррозионной стойкости металлургических сталей в расплавах свинца-висмута

Ниязов С.-А.С., Иванов К.Д., Лаврова О.В., Легких А.Ю. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

## Введение

Применительно к использованию жидких металлов в качестве промежуточных сред передачи тепла в металлургических процессах, также, как и в реакторных установках, стоит задача обеспечения коррозионной стойкости конструкционных сталей, контактирующих с жидким металлом [1, 2]. В отличие от условий реакторных установок металлургические процессы в целом характеризуются повышенным уровнем температур и соответствующим набором специфических сталей. В тоже время, учитывая существенно более высокие характерные толщины теплопередающих стенок, здесь допустимыми являются более высокие скорости коррозии. Однако, в настоящее время для целого ряда металлургических сталей такие данные отсутствуют, что затрудняет их выбор в качестве теплопередающей стенки к жидкому металлу. Настоящий доклад посвящен исследованию кандидатных сталей AISI-430, 03X18ЮЗБТ и ЭИ-417 на предмет их коррозионной стойкости в расплаве свинца-висмута, как наиболее агрессивной жидкометаллической среды.

#### Экспериментальная установка и методика проведения исследований

Схематическое изображение экспериментальной установки представлено на рис. 1.

Установка состоит из цилиндрической полой реакционной камеры со съемной крышкой, в которую помещен металлический стакан с расплавом теплоносителя Pb-Bi ( $m \sim 10$  кг). В съемной крышке реакционной камеры имеется несколько отверстий с подводящими трубками,



Рис. 1. Принципиальная схема установки для исследования процесса окисления сталей в ТЖМТ

предназначенными для размещения датчиков контроля состояния теплоносителя, подвода – отвода защитного газа и другого оборудования, необходимого в исследованиях.

Образцы сталей изготавливались в виде прямоугольников, размеры которых составляли 20×30 мм, и крепились на перемещаемом штоке, который устанавливается в реакционную камеру при монтаже установки. Перед размещением образцов в установку они проходили процедуру обезжиривания спиртом или ацетоном.

Внешний вид образцов до и после экспозиции их в свинцово-висмутовом теплоносителе представлен на рис. 2.



Рис. 2. Внешний вид образцов до и после испытаний

Испытывались следующие металлургические стали, AISI-430, 03X18Ю3БТ, ЭИ-417, химический состав которых представлен в таблице.

Марка стали	С	Mn	Р	S	Si	Cr	Ni	Ti	Cu	Al
AISI-430	0,05-0,12	0,7-1,0	0,21-0,045	0,024-0,03	0,6-1,0	16,0-18,0	-	-	-	
03Х18Ю3БТ	-	-	-	-	-	16,0-18,0	0,05-0,1	0,1-0,2	-	3,0
ЭИ-417	до 0,2	до 0,2	до 0,035	до 0,02	до 1,0	22,0-25,0	17,0-20,0	до 0,2	до 0,3	-

Химический состав металлургических сталей, %

Испытания проводились при двух температурах 450 и 650 °С на двух практически одинаковых установках. На первой установке (T = 450 °С) постоянно поддерживался кислородный режим максимально высокой окислительной способности теплоносителя (a = 1). На второй установке испытания проводились при различных значениях ТДА кислорода в теплоносителе. Переход на пониженные уровни активности кислорода осуществлялся с использованием пароводородных смесей. При достижении заданного уровня ТДА кислорода его поддержание осуществлялось подачей в газовую систему дозированных порций воздуха. Эксперименты проводились микрокампаниями различной продолжительности с отсадкой и пополнением образцов.

Характерный пример одной из таких микрокампаний приведен на рис. 3.



Рис. З. Изменения показаний датчика ТДА кислорода и температуры сплава (Pb-Bi) при поддержании заданного уровня активности кислорода

#### Основные результаты

Эксперименты при температуре 450 °C. Все исследуемые стали при эксплозии в расплаве свинца висмута при температуре 450 °C и активности кислорода на уровне a = 1 окисляются крайне медленно (толщины оксидных пленок при экспозиции сталей в течение 100 часов меньше 1 мкм. При увеличении времени экспозиции до 230 (сталь ЭИ-417) и 330 (сталь AISI-430) толщины оксидных пленок подрастают соответственно до уровня ~ 0,5–1 мкм и ~ 2–3 мкм. Этот результат достаточно хорошо согласуется с данными по реакторным сталям типа ЭП-823 и ЭП-302, окисление которых в этих условиях также происходит достаточно медленно.

Эксперименты при температуре 650 °С. Эксперименты при данной температуре проводились при двух кислородных режимах теплоносителя (a = 1 и  $a = 5 \cdot 10^{-4}$ )<sup>-</sup> Изменение кислородного режима теплоносителя привело не только к количественным, но и качественным различиям в структуре и составе сформировавшихся оксидных пленок. Для примера на рис. 4–7 приведены фотографии шлифов образцов стали AISI-430, экспонировавшихся в течение 100 часов, а также соответствующие распределения содержания элементов по толщине оксидных пленок.

В случае поддержания высокого окислительного потенциала образуются достаточно толстые двухслойные оксидные пленки, в которых внешний слой формируется за счет выхода компонентов стали в теплоноситель, образуя магнетитовые и плюмбоферритные слои, располагающиеся, выше исходной линии раздела стали и теплоносителя. При пониженном окислительном потенциале теплоносителя сформировалось оксидное покрытие, в котором внешние слои отсутствуют. На границе с матрицей стали и в том и в другом случае формируются слои, обогащенные хромом. Для стали 03X18ЮЗБТ, содержащей в своем составе до 3 % мас. алюминия, данные слои, кроме хрома содержат также повышенное содержание алюминия. Соответствующие данные для этой стали приведены на рис. 8 и 9.

Сравнение представленного выше набора сталей показало, что при повышенной активности кислорода в теплоносителе даже на относительно малой временной базе (100 часов) фиксируется проникновение компонентов теплоносителя в структуру оксидных пленок. При пониженной активности кислорода за этот же период времени проникновение компонентов теплоносителя в оксидные пленки не происходило. Однако при дальнейшем увеличении времени экспозиции образцов до 330 часов такое проникновение уже наблюдалось для всех сталей.

## Электронное изображение 1



10µm

Рис. 4. Электронное изображение области контроля химического состава поперечного строения стали AISI-430 после 100 часов испытаний при а = 1



Рис. 5. Распределение химического состава по глубине анализируемого образца стали AISI-430 после 100 часов испытаний при а = 1

# Панные профиля по линии 1

Электронное изображение 1

Рис. 6. Электронное изображение области контроля химического состава поперечного строения стали AISI 430 с максимальной глубиной образования структурных изменений после 100 часов испытаний при а = 5·10-4



Рис. 7. Распределение химического состава по глубине анализируемого образца стали AISI-430 после 100 часов испытаний при а = 5·10-4

## Электронное изображение 2



Рис. 8. Электронное изображение образца стали 03X18Ю3БТ в области максимальной толщины пленки после 100 часов испытаний при а = 5·10-4



Рис. 9. Распределение химического состава по глубине анализируемого образца стали 03X18ЮЗБТ в области максимальной толщины пленки после 100 часов испытаний при а = 5·10-4

Данное явление проникновения компонентов теплоносителя в оксидные пленки и далее к матрице стали, безусловно, является негативным фактором, ухудшающим защитные свойства оксидных пленок. Ниже в качестве иллюстрации сказанного приведены фотографии оксидных пленок на сталях AISI-430 и 03X18Ю3БТ после 1000 часов их экспозиции в насыщенном кислородом (a = 1) теплоносителе свинец-висмут при температуре 650 °C (рис. 10, 11).



Рис. 10. Электронное изображение поперечного строения стали AISI 430 после 1000 часов испытаний при а = 1



Рис. 11. Электронное изображение поперечного строения стали ОЗХ18ЮЗБТ после 1000 часов испытаний при а = 1

Толщина оксидной пленки на стали AISI-430 в этих условиях составила 40–60 мкм с проникновением компонентов теплоносителя непосредственно к матрице, в то время как толщина оксидного слоя на стали 03X18Ю3БТ достигла порядка 20 мкм, а проникновение теплоносителя ограничилось только внешним слоем.

Выполненные исследования позволяют сделать следующие выводы:

– Исследованный набор конструкционных металлургических сталей в части их окислительного взаимодействия с расплавом свинца-висмута в целом подчиняется основным закономерностям развития окислительных процессов, характерным для реакторных сталей.

– На временной базе исследования до 1000 часов не выявлено признаков жидкометаллической коррозии на образцах всех исследованных сталей.

– Из исследованных сталей наилучшими защитными свойствами обладают оксидные пленки, формирующиеся на стали 03X18ЮЗБТ.

– Все исследованные стали в области относительно умеренных температур 450–500°С можно отнести к коррозионно стойким в среде тяжелых свинец содержащих теплоносителей. Для распространения данного вывода в область более высоких температур необходимо проведение более длительных испытаний при повышенных температурах.

# Список литературы

- 1. Баландин Ю.Ф., Марков В.Г. Конструкционные материалы для установок с жидкометаллическими теплоносителями. – Ленинград: Судпромгиз, 1961.
- Горынин И.В., Карзов Г.П. и др. Конструкционные материалы для ЯЭУ с теплоносителями свинец-висмут и свинец. / Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях. Тезисы докладов конференции ТЖМТ-98, ГНЦ РФ – ФЭИ, Обнинск, 1988. – С. 22.

# Термодинамика процесса окисления в среде тяжелого жидкого металла

#### Лаврова О.В., Легких А.Ю.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Предложен альтернативный подход к разработке модели массопереноса и окисления сталей в контурах ядерных энергетических установок с тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями (свинец, свинец-висмут), заключающийся в определении силы электрического поля, воздействующей на компоненты рассматриваемой системы, и вызывающей движение катионов и анионов. Разработка адекватной модели массопереноса является важнейшей задачей, решение которой позволит обоснованно выбрать оптимальные условия эксплуатации конструкционных сталей ядерных энергетических установок с тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями.

Анализ металлооксидных систем предложено проводить с использованием диаграммы «температура – окислительный потенциал», что позволяет связать в единую картину переход от внешних условий окисления сталей к внутренним условиям посредством расчета разности электрических потенциалов между различными оксидными системами. В качестве примера такого подхода рассчитана низкотемпературная (< 650 °C) область диаграммы состояния «железокислород» и несколько других оксидных и металлооксидных систем (например, Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> и Cr-Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>). Показано, что состав и устойчивость оксидной системы определяется температурой и парциальным давлением кислорода. При изменении любого из этих параметров состав фазы изменяется вплоть до распада на составляющие (например, железо и магнетит).

Показано, что в рамках использования электрохимической модели окисления конструкционных сталей оксидную пленку можно рассматривать как твердый электролит, матрицу стали – как анод, а жидкометаллический теплоноситель в качестве катода.

## 1. Подходы к описанию процесса окисления металлических примесей в расплавах тяжелых жидких металлов

Разработка модели взаимодействия различных примесей с основными компонентами жидкометаллического теплоносителя и между собой, равно как и модели окисления конструкционных сталей кислородом, растворенным в расплаве теплоносителя, является задачей, решение которой позволит обеспечить оптимальные условия эксплуатации конструкционных материалов ядерных энергетических установок с тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями (ТЖМТ).

Для описания этих взаимодействий и построения моделей массопереноса в технологии теплоносителя пользуются понятиями концентрации примеси и ее термодинамической активности [1]. Термодинамическую активность кислорода определяют относительно равновесного состояния системы «жидкий теплоноситель – твердая оксидная фаза на основе компонентов теплоносителя», принимаемую в данном случае за стандартное состояние. Например, для свинцового теплоносителя за стандартное состояние принято равновесие реакции {Pb} + 1/2(O<sub>2</sub>)  $\leftrightarrow$  <PbO>. Именно этим состоянием устанавливается связь между активностью кислорода  $a_{\rm O}$  и его концентрацией  $C_{\rm O}$  в расплаве:

$$a_{\rm O} = \frac{C_{\rm O}}{C_{\rm O}^S}.$$
 (1)

Предельная концентрация кислорода на линии выделения твердой фазы «solidus»  $C_{O}^{S}$  определяется экспериментально методом титрования или методом восстановления.

По аналогии с активностью кислорода активность любой другой примеси определяется тем же соотношением, например, для примеси железа принимается за аксиому аналогичное со-отношение:

$$a_{\rm Fe} = \frac{C_{\rm Fe}}{C_{\rm Fe}^{\circ}}.$$
 (2)

Предельная концентрация железа также определяется экспериментально методами химического анализа. При этом результат анализа зависит от интегрального железа, входящего в навеску независимо от формы его существования – и растворенной, свободной его частью, и железом, окисленным кислородом до твердых оксидных частиц малого размера. Малый размер частиц позволяет им длительно удерживаться в объеме расплава, не выделяясь в самостоятельную фазу на поверхности, несмотря на значительную разность плотностей. В результате экспериментально найденные значения растворимости  $C_{\rm Fe}^{\circ}$ , могут отличаться от истинной растворимости примеси активного железа.

В отличие от изложенных выше определений, в классическом подходе физической химии, за стандартное состояние (систему координат), принимают конденсированное *чистое* вещество и давление газообразного компонента равное 1 атм [2]. При этом активностью *i*-го компонента называют степень отклонения от стандартного состояния, которую определяют соотношением:

$$a_i = \frac{p_i}{p_i^{\circ}}.$$
(3)

В соответствии с (3), активность кислорода равна:

$$a_{\rm O_2} = \frac{p_{\rm O_2}, \, \text{atm}}{p_{\rm O_2} = 1 \, \text{atm}} = p_{\rm O_2} \,.$$
 (4)

В общем случае уравнения (1), (2) и (3) не идентичны, поскольку первые два не содержат информации о формах существования примеси. Уравнение (3), как правило, относят к конкретному компоненту газовой фазы.

В принципиальном плане выбор стандартного состояния является прерогативой исследователя, поскольку переход от одного стандартного состояния к другому характеризуется совершенно определенным значением потенциала Гиббса и может быть всегда учтен.

Однако с точки зрения рассмотрения всех возможных взаимодействий в закрытой многокомпонентной системе, которой является система «теплоноситель – кислород – сталь» значительно удобнее представлять активности компонентов в виде соотношения парциальных давлений (3). В первую очередь это касается кислорода, поскольку для любой системы Me-Me<sub>x</sub>O<sub>y</sub> активность молекулярного кислорода численно равна его парциальному давлению. Таким образом, для любой реакции окисления численные оценки равновесного состояния могут быть представлены в одной и той же системе координат, а значит, их легко сравнивать. Во-вторых, переход к термодинамическим расчетам через компоненты газовой фазы позволяет сравнивать парциальные давления металла и кислорода, поскольку они представлены в одних и тех же единицах, сколь малы бы они не были. И, наконец, взаимодействия компонентов в газовой фазе могут быть теоретически рассчитаны с высокой точностью по статистическим суммам состояний [3], тогда как для описания взаимодействия в жидкой среде необходимы экспериментальные исследования.

Анализ системы по парциальному давлению компонентов в газовой фазе в ряде случаев позволяет сделать дополнительные выводы, которые трудно получить, привязываясь к концентрациям компонентов конденсированной среды. Так, например, в работе [4] путем анализа процессов в газовой фазе было показано, что при окислении железа кислородом с парциальным давлением на уровне равновесия с расплавами свинца или свинца-висмута фронт реакции располагается на некотором удалении от твердого материала в пределах жидкого погранслоя для кислорода. Причем, с уменьшением парциального давления кислорода при прочих равных условиях, удаленность фронта реакции от твердой поверхности возрастает. Этот фактор отвечает, в том числе, за потери части выходящего железа в окружающую среду (в теплоноситель или газовую фазу).

Для наглядности, проведенные оценки удобно представить в виде зависимостей электрохимического потенциала различных оксидных фаз от температуры  $\Delta E_i(t)$  относительно некоторой выбранной системы (нулевой потенциал). На этом принципе работают датчики кислорода в тяжелых теплоносителях [5], представляющие собой гальваническую ячейку с твердым электролитом, и имеющие, как правило, в качестве электрода сравнения систему {Bi} – <Bi<sub>2</sub>O<sub>3</sub>>. Такую  $\Delta E - (t)$  – диаграмму обычно используют для оценки состояния тяжелых жидкометаллических теплоносителей по примеси кислорода. Основным компонентом конструкционных сталей является железо, поэтому рассмотрение процессов окисления сталей в жидкометаллическом теплоносителе целесообразно начать с анализа поведения именно этого элемента. Такой анализ традиционно проводят в согласии с диаграммой состояния «железо – кислород», частично воспроизводимой нами по работе [3] для интересующей нас низкотемпературной области (рис. 1).

Не останавливаясь подробно на описании диаграммы, отметим, что наиболее интересный для нас диапазон температуры ~ 250–650 °C и область составов между вюститом и магнетитом в литературе освещены довольно скупо.

По данным многочисленных работ (например, [6]) в системе «железо-кислород» установлено существование трех стабильных оксидных фаз: *вюстита* (фаза переменного состава близкого к FeO), *магнетита* (Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>) и *гематита* (Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>).

В работе [3] для области составов между вюститом и магнетитом отмечено следующее: «Магнетит со стороны вюстита не имеет области гомогенности и может рассматриваться как соединение стехиометрического состава». Здесь же сообщается, что в указанной области «система состоит из двух конденсированных фаз – железа и магнетита, растворимость которых друг в друге незначительна».

Данные выводы, по-видимому, сделаны на основании различного рода исследований (металлография, рентген и пр.), проводимых при *комнатной* температуре после быстрого охлаждения образцов в изолированной емкости. Визуальное присутствие конденсированного железа в анализируемых образцах позволило авторам считать активность железа в данной области составов равной единице, а для расчета изобар кислорода воспользоваться температурной зависимостью давления насыщенного пара железа и константами диссоциации газообразного оксида (FeO).

Необходимо отметить особенность, относящуюся к идентификации магнетита рентгеновскими методами, позволяющими выявить шпинельную структуру с соответствующим периодом решетки a = 0,8397 нм [7]. Однако кроме чистого магнетита шпинельной структурой обладают твердые растворы, содержащие, кроме железа никель или хром (хромистые или никелевые шпинели). При этом рентгеновские исследования не позволяют судить о присутствии этих элементов, поскольку они практически не влияют на параметры решетки. По-видимому, некоторый избыток железа или кислорода в структуре шпинели по сравнению со стехиометрическим магнетитом также не может существенным образом исказить параметры шпинельной решетки, по наличию которой и судят о присутствии «стехиометрического» магнетита.

Таким образом, используемые в настоящее время методы низкотемпературного исследования образцов не позволяют с уверенностью судить о том, что найденные фазы присутствовали при других температурных и окислительных условиях. Не исключено, что при окислении железа в условиях низкого окислительного потенциала при умеренных температурах синтезируются гомогенные оксидные фазы с пониженным содержанием кислорода относительно стабильного стехиометрического оксида.



Рис. 1. Диаграмма состояния железо – кислород (низкотемпературная область) [3]

Кроме приведенной на рис. 1 диаграммы состояния системы «железо – кислород», в литературе [8] приводят диаграмму равновесия оксидных фаз как функцию  $\lg p_{O_2} = f(T)$ . Следуя графику диаграммы рис. 2, изобары кислорода и изотермы перпендикулярны друг другу, как это и должно быть, поскольку термодинамический потенциал фазовых превращений определяется, по крайней мере, двумя степенями свободы – температурой и давлением. Получается, что диаграмма рис. 2 противоречит диаграмме рис. 1, где изобары и изотермы параллельны.



Рис. 2. Диаграмма равновесных фазовых превращений в системе железо – кислород

#### 2. Определение положения изобар кислорода и железа

Для определения положения изобар кислорода и железа построим диаграмму состояния системы «железо-кислород» в координатах  $\Delta E-t$ , °C относительно равновесной системы {Bi} – <Bi<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.

В соответствие с законом Нернста разность окислительных потенциалов между различными фазами может быть представлена разностью электрических потенциалов. При одинаковой температуре во всех кислородосодержащих фазах имеем:

$$\Delta E(B) = -\frac{\Delta G_T}{z \cdot F} = \frac{(\Delta G^{\Im,\text{cp.}} - \Delta G^{\text{среды}})}{z \cdot F} = \frac{RT(\ln p_{O_2}^{\Im,\text{cp.}} - \ln p_{O_2}^{\text{среды}})}{4 \cdot 96485} = (5)$$
$$= 4,96025 \cdot 10^{-5} T \cdot (\lg p_{O_2}^{\Im,\text{cp.}} - \lg p_{O_2}^{\text{среды}}),$$

где: z – число электронов, участвующих в реакции (для молекулы кислорода  $O_2 z = 4$ ); F – число Фарадея; R – универсальная газовая постоянная; T – температура, K;  $p_{O_2}$  – парциальное давление кислорода (атм.) в электроде сравнения (эл. ср.) и в контролируемой среде (среда)  $\Delta G_T^{\circ}$  – разность изобарно-изотермических потенциалов Гиббса для различных фаз.

Согласно уравнению (5) между двумя фазами, содержащими кислород, формируется электрическое поле, являющееся внешним по отношению к движущимся в этом поле заряженным частицам (электроны, анионы и катионы). При этом парциальное давление молекулярного кислорода определяет парциальное давление атомарного кислорода, а тот, в свою очередь, определяет парциальное давление ионов кислорода и электронов:

(O<sub>2</sub>) = 2(O), 
$$K_{O_2} = \frac{p_O^2}{p_{O_2}} = f_1(T)$$
, (6)

(O) + 2(e) = (O<sup>2-</sup>), 
$$K_{\rm O} = \frac{p_{\rm O^{2-}}}{p_{\rm O} \cdot p_e^2} = f_2(T),$$
 (7)

Me<sup>0</sup> = Me<sup>-</sup> + e, 
$$K_{Me} = \frac{p_{Me^{-}} \cdot p_e}{p_{Me}} = f_3(T).$$
 (8)

Значения  $\lg K_{O_2}$ ,  $\lg K_O$ , так же, как и константы ионизации  $\lg K_{Me}$  для многих металлов приведены в справочнике [9] с точностью до четвертого знака.

Таким образом, согласно уравнениям (6)–(8) через парциальное давление электронов, которое в закрытой равновесной системе одинаково и для кислорода и для металла, формируется разность электрических потенциалов между различными фазами.

В соответствие с уравнением (5) любое значение парциального давления кислорода при заданной температуре может быть преобразовано в электрический сигнал датчика кислорода, и, наоборот – любой сигнал датчика кислорода может быть пересчитан в парциальное давление кислорода.

Парциальное давление кислорода над выбранной равновесной системой оценивается по величине стандартной энергии Гиббса

$$\ln p_{(O_2)} = -\frac{\Delta G_T^\circ}{R \cdot T} \,. \tag{9}$$

Для равновесной системы {Bi} + 1/2(O<sub>2</sub>) = <Bi<sub>2</sub>O<sub>3</sub>> температурная зависимость парциального давления кислорода составляет [3]:

$$\lg p_{O_2}^{{\rm Bi} - {\rm Bi}_2 O_3 >} = -\frac{20609}{T} + 10,188, \qquad (10)$$

где: <...> обозначает вещество в твердой фазе; {...} – вещество в жидкой фазе; (...) – вещество в газовой фазе.

При проведении термодинамических расчетов необходимо помнить, что записанное уравнение реакции определяет все сосуществующие фазы системы. Например, равновесие реакции окисления металла  $\langle Me \rangle > + n(O_2) = \langle MeO_{2n} \rangle$  не тождественно равновесию реакции термической диссоциации оксида  $\langle MeO_{2n} \rangle = (Me) + n(O_2)$ , поскольку в результате термической диссоциации оксида нельзя получить конденсированную фазу металла.

В отличие от равновесной металл – оксидной системы, парциальное давление кислорода над чисто оксидной системой может быть определено по методике, предложенной в работе [3],

путем определения минимума функции  $\Sigma p_i = f(p_O) \left( \frac{\partial \Sigma p_i}{\partial p_O} = 0 \right)$ с использованием балансово-

го уравнения масс при конгруэнтном испарении конденсированного вещества (для магнетита  $3\Sigma p_{(O)} = 4\Sigma p_{(Fe)}$ ). Здесь  $p_i$  – парциальное давление каждого из компонентов газовой фазы, в том числе,  $p_{(Me)}, p_{(O_2)}, p_{(MeO)}$  и т.д.

Для системы <Fe>-<Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>> равновесное парциальное давление кислорода определяется с учетом энергии Гиббса образования магнетита из конденсированного железа и газообразного кислорода с давлением 1 атм. по реакции:

$$3 < Fe > + 2 (O_2) = .$$
 (11)

В соответствии с данными [3] по энергии Гиббса образования магнетита с учетом  $a_{(Fe)} = 1$ , получим:

$$\lg p_{(O_2)_{(11)}} = -\frac{28795}{T} + 8,2505 \quad <843 \ K,\tag{12a}$$

$$\lg p_{(O_2)_{(11)}} = -\frac{28660}{T} + 8,082 > 843 K.$$
(126)

Выше 843 К начинается область существования вюстита. На высококислородной границе вюстита и магнетита имеем:

$$x < FeO_y > + (O_2) = z < Fe_3O_4 >.$$
 (13)

Для реакции (13) в работе [3] выведено уравнение для расчета равновесного парциального давления кислорода:

$$\lg p_{(O_2)(13)} = -\frac{32676}{T} + 12,862 \quad (843 - 1184 K).$$
(14)

Равновесие вюстита с железом (низкокислородная граница вюстита)

$$0.947 < Fe > + 1/2 (O_2) =$$
 (15)

описывается уравнением [3]:

$$\lg p_{(O_2)(15)} = -\frac{27511}{T} + 6,735 \quad (843 - 1184 K).$$
<sup>(16)</sup>

При термической диссоциации стехиометрического магнетита

$$\langle Fe_{3}O_{4} \rangle \leftrightarrow 2(O_{2}) + 3 (Fe)$$
 (17)

в температурном диапазоне ниже 843 К нами выведено уравнение

$$\lg p_{(O_2)(17)} = -\frac{24221}{T} + 7,428, \tag{18}$$

удовлетворительно стыкующееся с уравнением, приведенным в работе [3] для температуры выше 843/К. Следует еще раз подчеркнуть, что по условиям равновесия в системе (11) присутствует конденсированное железо, а значит, давление его паров равно давлению насыщенного пара. В системе (17) конденсированное железо отсутствует, и получить его термической диссоциацией магнетита невозможно. Поэтому давление паров железа существенно меньше предельного, а равновесное парциальное давление кислорода выше, чем в системе (11).

Рассчитать парциальное давление паров железа можно путем использования уравнения (3) и очевидных уравнений для константы образования того или иного оксида железа, полагая, что равновесие наступает при пониженной активности железа, следовательно, при большем парциальном давлении кислорода:

$$a_{(\text{Fe})} = \frac{p_{(\text{Fe})}}{p_{(\text{Fe})}^{\circ}}.$$
(19)

Давление насыщенного пара железа в интересующей нас температурной области может быть оценено путем линейной интерполяции данных [9] для реакции испарения железа:

$$\langle Fe \rangle = (Fe), \tag{20}$$

$$k_{(20)} = p_{(Fe)}^{\circ},$$
 (21)

$$\lg p_{(Fe)}^{\circ} = -\frac{21658}{T} + 7,5993.$$
(22)

Связь парциального давления железа с парциальным давлением кислорода над магнетитом с отклонениями от стехиометрии можно определить путем компиляции данных уравнения (12), (20) и (22):

$$\lg p_{(\text{Fe})} = -\frac{2}{3} \lg p_{(\text{O}_2)} - \frac{40843}{T} + 13,201.$$
(23)

По данным [3], в газовой фазе над системой Fe–O кроме газообразного железа, молекулярного и атомарного кислорода присутствуют мономеры (FeO), константа диссоциации которых на атомы

$$(FeO) \leftrightarrow (Fe) + (O) \tag{24}$$

описывается температурной зависимостью:

$$\lg K_{(24)} = -\frac{21788}{T} + 5,6155.$$
<sup>(25)</sup>

Для перехода от давления атомарного кислорода к давлению молекулярного кислорода и наоборот используются значения константы диссоциации молекулярного кислорода, также представленные в справочнике [9]. В целом эти данные описываются полиномом, поэтому в зависимости от выбранного диапазона температуры уравнения линейной аппроксимации могут несколько отличаться друг от друга:

$$\lg K_{(O_2)} = -\frac{26246}{T} + 6,5985 \ (\sim 250 - 300 \ ^{\circ}\text{C}), \tag{26 a}$$

$$\lg K_{(O_2)} = -\frac{26377}{T} + 6,7654 \ (\sim 300-650 \ ^{\circ}\text{C}).$$
(26 6)

Изобары кислорода в данных координатах рассчитываются по уравнению (5) независимо от остальных линий, задаваясь значениями  $p_{(O_2)}^{cped_b} = const.$  Причем эти изобары в выбранных координатах универсальны для любой металлооксидной системы.

Полученные результаты расчетов для фаз и фазовых переходов в системе «железокислород» преобразованы по уравнению (5) в разность электрических потенциалов относительно выбранного электрода сравнения и представлены на графике рис. 3. Нетрудно видеть, что данная диаграмма аналогична диаграмме состояния «железо – кислород» (рис. 1), а также диаграмме фазовых превращений (рис. 2). Здесь присутствует область вюстита, а также линии стехиометрического магнетита и гематита, которые можно точно привязать к составу. На этом же графике показаны положения изобар кислорода, а также соответствующие им изобары железа.

Изобары кислорода и железа рассчитывались путем фиксирования значений  $p_{\mathrm{O}_2}$  или  $p_{Fe}$ 

с учетом фазовых превращений в системе «железо – кислород». Учет фазовых превращений приводит к изменению угла наклона изобар железа по мере перемещения по окислительному потенциалу и температуре. Уравнения для пересчета некоторых изобар железа в сигнал датчика (мВ) представлены в таблице 1.

Таблица 1

		1, ()	
Изобара железа	Температура перехода от фа- зы <fe₃o₄> к фазе <fe₂o₃>, °C</fe₂o₃></fe₃o₄>	Уравнение изобары железа для <fe<sub>3O<sub>4</sub>&gt;</fe<sub>	Уравнение изобары железа для <fe<sub>2O<sub>3</sub>&gt;</fe<sub>
$p^{\circ}_{(\mathrm{Fe})} = -30$	412,6	E = -2,71t + 1277	E = -2,4313t + 1162
$p_{(Fe)}^{\circ} = -25$	533	E = -2,338t + 1379	E = -2,100t + 1252
$p^{\circ}_{(\mathrm{Fe})} = -20$	713	E = -1,959t + 1477	E = -1,770t + 1343

Уравнения для расчета изобар железа, E(MB) = At + B

Линии равновесия для реакции (11) и реакции  $2 < Fe_3O_4 > +1/2(O_2) = 3 < Fe_2O_3 >$ , отсутствующие на диаграмме состояния рис. 1, на диаграмме рис. 3 обозначены пунктиром.

На этом же графике представлена линия равновесия {Pb}-<PbO>, представляющая интерес для специалистов по ТЖМТ. Положение данной линии рассчитывается автономно без учета каких-либо взаимодействий, кроме кислорода со свинцом.



Рис. З. Потенциалы равновесных фазовых превращений в системе «железо – кислород», а также системы {Pb} – <PbO> относительно равновесной системы {Bi} – <Bi<sub>2</sub>O<sub>3</sub>>

Область диаграммы между равновесием {Pb} – <PbO> и равновесием <Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>> – <Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>>, по-видимому, отвечает условиям формирования плюмбоферритов – сложных оксидов состава nPbO·mFe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>>. Однако пока это только гипотеза, которую необходимо проверять. На сегодняшний день точно известно, что плюмбоферритные фазы образуются на поверхности конструкционных сталей при окислении их в свинце или свинце-висмуте с повышенным содержанием кислорода и при достаточно высокой температуре (> 600 °C).

Еще один вопрос, возникающий из приведенных расчетов, это вопрос о составе оксидной фазы, образующейся на линиях равновесия «Ме – Ме<sub>x</sub>O<sub>y</sub>». Ведь согласно приведенным данным для существования стехиометрических оксидов необходимо поддержание больших парциальных давлений кислорода и меньших парциальных давлений металла. Это означает, что совместное *равновесное* сосуществование стехиометрического оксида с конденсированной металлической фазой в одной закрытой системе невозможно. Эти фазы непременно должны обмениваться кислородом и металлом, поскольку в паровой фазе над оксидом дефицит металла, а в паровой фазе над металлом дефицит кислорода. А по условиям равновесия закрытой системы давление каждого компонента газовой фазы должно быть равновесным для обеих конденсированных фаз.

Для системы свинец-кислород достижение равновесия в системе {Pb} – <PbO> означает достижение предельной концентрации кислорода в растворе. При этом достигается и предельное давление мономеров (PbO) в газовой фазе ( $p_{PbO}^{\circ}$ ). По-видимому, и для любой другой системы равновесие «металл – низший оксид» предполагает достижение состояния насыщения растворенным кислородом и начало образования твердой оксидной фазы. При этом формально рассчитанная активность металла незначительно меньше единицы (отклонение в логарифмической форме в десятом и более знаке) и может быть использована для оценочных расчетов.

## 3. Термодинамический анализ системы «расплав тяжелого металла – металлические примеси – сталь»

В представлениях большинства исследователей в условиях контуров ЯЭУ с тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями основным оксидом на основе железа является магнетит, который образуется на поверхности сталей или в потоке теплоносителя и не подвержен трансформации.

Однако, как видно на графике рис. 4, при температуре 540 °C и концентрации кислорода в теплоносителе на уровне  $C_{\rm O} \approx 1 \cdot 10^{-6}$  % масс образование стехиометрического магнетита из железа, поступающего из стали, и кислорода, поступающего из теплоносителя, невозможно.



Рис. 4. Положение линий изоактивности железа, а также линий изоконцентрации кислорода для свинца относительно электрода сравнения {Bi} – <Bi<sub>2</sub>O<sub>3</sub>>

Формирующаяся при заданных условиях твердая фаза должна иметь активность железа на уровне чуть меньше  $a_{\rm Fe} \leq 1 \cdot 10^{-2}$  (в первом приближении примерно 1 % атомов железа должны находиться в не окисленном состоянии). При минимальной температуре контура 420 °C при той же концентрации кислорода в теплоносителе состав оксидной фазы несколько превышает стехиометрический магнетит по содержанию кислорода. При концентрации кислорода на уровне  $C_{\rm O} \approx 1 \cdot 10^{-5}$  % масс во всем рабочем диапазоне температуры состав оксидной фазы соответствует твердому раствору магнетита с гематитом.

Из графика рис. 4 следует, что при каждой температуре на сталях должны формироваться оксиды состава, соответствующего заданным условиям, поскольку перемещение по температурным зонам влечет за собой изменение условий по окислительному потенциалу даже при одинаковой концентрации растворенного в теплоносителе кислорода. Это, в частности, объясняет зависимость проницаемости магнетита от окислительного потенциала внешней среды, на которую указывал Ю.Д. Третьяков [6].

Но даже сформировавшиеся ранее частицы новой фазы на основе железа при перемещении вместе с теплоносителем по неизотермическому контуру подвержены изменению состава, поскольку с изменением температуры изменяется и окислительный потенциал. При этом изменению состава подвержены в первую очередь внешние слои таких частиц, которые первыми вынуждены подстраиваться под внешние условия.

Положения основных линий на диаграммах рис. 3 и 4, построенные только с участием компонентов газовой фазы, ничем не отличаются от аналогичных линий, построенных с использованием в качестве основного компонента реакций расплава свинца, растворенного оксида свинца и железа.

Представленный материал позволяет сделать дополнительные выводы, касающиеся процесса окисления конструкционных сталей.

Здесь уместно вспомнить работы В.И. Архарова, например, [10], который впервые обратил внимание на «соответствие структуры окалины по ее сечению диаграмме состояния системы «железо – кислород». При этом гомогенным областям диаграммы состояния соответствуют отдельные слои окалины, а двухфазным системам – узкие переходные зоны между слоями. В зависимости от условий получения окалины (температура, время экспозиции, потенциал окислительной среды) в ней могут присутствовать или отсутствовать те или иные фазы. Например, окалина на железе, окисленном при температуре выше 570 °C на воздухе, во внешнем слое содержит гематит, переходящий в магнетит, а затем в вюстит и далее следует область растворов «железо – вюстит». При температуре окисления менее 570 °C в сечении окалины зона вюстита отсутствует. При окислении железа в средах с низким парциальным давлением кислорода (CO<sub>2</sub> или H<sub>2</sub>O) в зависимости от температуры окисления в составе окалины гематит может отсутствовать вовсе, или присутствовать без каких-либо других фаз. Таким образом, «*ока*лина является своеобразным кинетическим слепком, отражающим все особенности фазовых превращений на заданном временном интервале», а последовательность превращений по сечению оксидной пленки на железе полностью соответствует диаграмме рис. 3, учитывающей не только температурные условия окисления, но и окислительные возможности внешней среды.

Проецируя принцип Архарова на материалы сложного состава, такие, как конструкционные стали, следует предположить, что состав оксидных слоев на их поверхности также должен претерпевать последовательные превращения в соответствии с окислительными потенциалами оксидов на основе легирующих компонентов. Последовательность расположения таких слоев должна отвечать положению оксидов на диаграмме  $\Delta E_i(t)$ . Кроме того, внешний слой оксидных покрытий не может содержать фаз, окислительный потенциал которых превышает возможности внешней среды.

На рис. 5 представлены: положение равновесия для реакции образования оксида хрома из чистых компонентов (хрома и кислорода), линий изоактивности хрома, а также реакции диссоциации стехиометрического оксида хрома, рассчитанные нами по методике [3]. В совокупности с основными линиями диаграммы «железо – кислород» эти данные позволяют определить не только активность железа в любой точке ( $T, C_0$  или  $p_{O_2}$ ), но и активность хрома или любого другого элемента.





На рис. 6 в тех же координатах представлены положения равновесия для оксидов основных легирующих элементов сталей. В принципе, для каждой из рассмотренных систем можно было бы рассчитать диаграмму состояния, как это сделано для системы «железо-кислород». Однако на данном этапе ограничимся системами «Ме-О» и «Ме<sub>х</sub>О<sub>у</sub>».



Рис. 6. Положения равновесия систем на основе легирующих компонентов сталей относительно электрода сравнения {Bi} – <Bi<sub>2</sub>O<sub>3</sub>>

Рассчитанные нами положения равновесия для термической диссоциации оксидов совпадают с данными программного ресурса по термодинамике [11] (Канада).

Еще один очевидный вывод, следующий из представленных материалов, заключается в том, что различные оксидные системы отличаются друг от друга по уровню электрического потенциала. Это означает, что оксидную пленку можно рассматривать как твердый электролит, а формирующуюся на ее границах электродвижущую силу, как внешнее электрическое поле, под действием которого происходит движение катионов и анионов.

Используемые в настоящее время модели окисления [12–15] основаны исключительно на диффузионном механизме переноса компонентов стали в теплоноситель и компонентов теплоносителя в сталь. Отметим, что диффузионный механизм переноса является результатом случайного перемещения частиц при отсутствии каких-либо направленных сил.

С точки зрения авторов воздействие направленных сил может быть учтено путем экспериментального определения «эффективного» коэффициента диффузии или коэффициента «проницаемости». Однако уравнения Фика, включающие для оценки потоков вещества разность концентраций, не учитывают разность термодинамических потенциалов. А между тем, например, в твердых оксидах концентрация кислорода существенно выше, чем в растворе теплоносителя, однако кислород при образовании оксидной фазы концентрируется именно в оксиде. Следовательно, уравнения Фика можно использовать только для описания процессов в однородной среде, где разность концентраций вещества пропорциональна разности термодинамических потенциалов. Для процессов, связанных с формированием новой фазы, законов Фика явно недостаточно.

Электрохимическую модель окисления металлов рассматривали многие авторы. При этом процесс роста пленки представлялся результатом работы своеобразного гальванического элемента, у которого поверхность металла на границе с оксидом является анодом, а поверхность пленки на границе с газовой фазой, где происходит ассимиляция электронов кислородом, является катодом [16]. Именно такую электрическую схему рассматривал Вагнер [17, 18], изучая процесс формирования окалины на твердых металлах в окислительных *газовых* средах. Автор полагал, что оксидная пленка, обладающая и электронной и ионной проводимостью, является одновременно и внутренней и внешней цепью гальванического элемента. Включая в описание процесса принцип электронейтральности системы в целом, он получил параболическое уравнение роста оксидной пленки от времени, которое удовлетворительно совпадало с экспериментальными результатами. Необходимые для проверки уравнения числа переноса определялись экспериментально путем измерения электродвижущей силы, возникающей на границах раздела фаз.

В отличие от систем, рассмотренных в работе [16], оксидная пленка, образующаяся на сталях при взаимодействии их с кислородом тяжелых теплоносителей, внешней стороной контактирует с проводящей средой – жидким металлом, который выполняет функцию катода. Возможно, именно поэтому параболическая кинетика роста оксидных пленок в ТЖМТ практически, никогда не выполняется. В области высокой температуры, кинетика, как правило, не дотягивает до параболы (n < 1/2); а в области низкой температуры показатель степени n > 1/2. Это означает, что при высокой температуре часть материла, поступающего из матрицы стали, не задерживаясь в пленке, уходит в теплоноситель. При низкой температуре часть толщины пленки формируется на основе, железа или его соединений, поступающего из внешней среды. Это подтверждается тем, что со временем, полученные при высокой температуре оксидные пленки на основе оксидов железа, замещаются хромистой шпинелью, а затем и оксидом хрома.

Представление оксидных систем в координатах  $\Delta E_i(t)$  позволяет связать в единую картину переход от внешних условий окисления (жидкий теплоноситель) сталей к внутренним условиям.

## Заключение

Низкотемпературная область диаграммы состояния железо-кислород построена в координатах «температура – окислительный потенциал» относительно показаний датчика термодинамической активности кислорода с электродом сравнения {Bi} – <Bi<sub>2</sub>O<sub>3</sub>>.

В выбранных координатах рассчитаны положения линий стехиометрических оксидов железа (магнетит и гематит), а также область существования вюстита. Здесь же показаны положения изобар кислорода, рассчитываемые независимо от рассматриваемой оксидной системы, а также изобары железа, положение которых определяется, в том числе, формируемым оксидом. Показано, что в любой точке такой диаграммы, характеризующейся температурой и парциальным давлением кислорода, может быть рассчитана максимально возможная активность любого металла, а, следовательно, построены изобары давления этого металла.

Оксиды различных металлов, в том числе и стехиометрические, отличаются друг от друга уровнем электрического потенциала, формирующегося свободными электронами над ними и, следовательно, обладают контактной разностью потенциалов.

В соответствие с принципом В. Архарова последовательность образования оксидных слоев на сталях соответствует положению их электрического потенциала на диаграмме «температура – окислительный потенциал». При этом внешние слои окалины не могут превышать окислительный потенциал внешней среды.

Предложено в качестве физической модели окисления стали рассматривать перенос компонентов через оксидную пленку, как движение катионов под действием силы электрического поля, напряженность которого соответствует разности электрохимических потенциалов рассматриваемых оксидных систем. При этом матрица стали является анодом, а движущийся теплоноситель, содержащий кислород, катодом.

Работа выполнена в рамках Соглашения с Министерством образования и науки РФ от 19 августа 2015 г. № 14.579.21.0101 (уникальный идентификатор ПНИ RFMEFI57915X0101).

# Список литературы

- 1. Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties, Materials Compatibility, Thermal-hydraulics and Technologies, OECD / NEA, 2015. No. 7268, 954 p.
- 2. Киреев В.А. Краткий курс физической химии. М.: Химия. 1978. 640 с.
- 3. Куликов И.С. Термодинамика оксидов. Справочник. М.: Металлургия. 1986. 344 с.
- 4. Лаврова О.В., Иванов К.Д., Ниязов С.-А.С., Асхадуллин Р.Ш., Легких А.Ю. Роль внешней диффузии при окислении конструкционных сталей в ТЖМТ // ВАНТ. Серия: ядернореакторные константы. – 2014. – №1. – С. 69–78.
- 5. Мартынов П.Н., Асхадуллин Р.Ш., Стороженко А.Н., Чернов М.Е., Ульянов В.В., Шелеметьев В.М., Садовничий Р.П., Кузин П.В. Особенности метрологической поверки датчиков активности кислорода в жидкометаллических теплоносителях // Известия ВУЗов. Ядерная энергетика. – 2012. – №3. – С. 68.
- 6. Третьяков Ю.Д. Термодинамика ферритов Л.: Химия. 1967. 305 с.
- 7. <u>http://www.ngpedia.ru/cgi-bin/getimg.exe?usid=44&num</u> 16.06.2016.
- 8. <u>http://helpiks.org/3-93906.html</u> 16.06.2016.
- 9. Термодинамические константы индивидуальных веществ. Справочник / Под ред. Глушко В.П. Т. I-IV. М.: Наука. 1978–1982. 4000 с.
- Архаров В.И., Бланкова Н.Б. О структурных характеристиках окалины, используемых при исследовании механизма реакционной диффузии // Физ. металлов и металловед. – 1960. – Т.9. – Вып. 6. – С. 878–887.
- 11. http://www.crct.polymtl.ca/fact/ 16.06.2016.
- Алексеев В.В., Орлова Е.А., Козлов Ф.А., Торбенкова И.Ю. Моделирование процессов массопереноса и коррозии сталей в ядерных энергетических установках со свинцовым теплоносителем (часть 1): препринт ФЭИ-3128. – Обнинск, ГНЦ РФ – ФЭИ. – 2008. – 22 с.
- Steiner H., Schroer C., Voß Z., Wedemeyer O., Konys J. Modeling of oxidation of structural materials in LBE systems // Journal of Nuclear Materials 374 (2008) 211–219.
- 14. Ivanov K.D., Lavrova O.V. and Niyazov S-A.S. Conditions for the Improvement of Protective Properties of the Oxide Coatings Formed on the Steel in the Liquid Lead-bismuth and Lead / Oriental Journal of Chemistry. 2015. Vol. 31. P.71-78.
- 15. Jinsuo Zhang\*, Ning Li Review of the studies on fundamental issues in LBE corrosion. // Journal of Nuclear Materials 373 (2008) P.351–377
- 16. Линецкий Б.Л., Крупин А.В., Опара Б.К., Ракоч А.Г. Безокислительный нагрев редких металлов и сплавов в вакууме. М.: Металлургия. 1985. 183 с.
- 17. Wagner C. Z. Phys.Chem., 1933, v. B21, p.25-36.
- 18. Wagner C. Z. Phys.Chem., 1936, v. B22, p.447-454.

CEKIUNA 2.

ИССЛЕДОВАНИЯ ГИДРОДИНАМИКИ И ТЕПЛООБМЕНА

В РЕАКТОРАХ С ЖИЩКОМЕТАЛІЛИЧЕСКИМИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯМИ

В ОБОСНОВАНИЕ ПРОЕКТНЫХ РЕШЕНИИИ И БЕЗОПАСНОСТИ

# Научная школа теплофизики ФЭИ на рубеже тысячелетий

# Верещагина Т.Н.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

# Введение

На заре атомной энергетики отсутствие знаний о теплофизических свойствах жидких металлов, предполагавшихся к использованию в качестве теплоносителей ЯЭУ, требовало проведения фундаментальных исследований. Широко известно, что в ФЭИ были созданы первые в стране экспериментальные стенды с жидкими металлами. На этих стендах были изучены особенности теплообмена в жидких металлах – будущих теплоносителях ядерных энергетических установок. Впервые в мире были экспериментально зарегистрированы турбулентные пульсации температуры и скорости в потоке жидких металлов и получены сведения о структуре температурных полей турбулентных потоков. Была отработана технология обращения со щелочными (натрий, литий, цезий, сплав натрий-калий) и тяжелыми (сплав свинец-висмут, ртуть) жидкими металлами, разработаны приборы и методы очистки и контроля теплоносителей. Результаты проведенных физико-химических исследований взаимодействия жидких металлов с конструкционными материалами позволили разработать требования к составу теплоносителей и методам обработки поверхностей конструкционных материалов, контактирующих с жидкими металлами. Были определены критические тепловые потоки в каналах сложной формы, характерных для тепловыделяющих сборок. Выпущены руководящие материалы по теплогидравлическим расчетам активных зон реакторов, технологические регламенты по поддержанию качества теплоносителей (свинец-висмут, натрий, натрий-калий).

В процессе выполнения этих и других работ в ФЭИ сложился крупнейший коллектив теплофизиков, имеющий высокий авторитет, как в стране, так и за рубежом. Этот коллектив имел все признаки признанной научной школы: в теплофизическом секторе, а затем в отделении теплофизики ФЭИ сложились и передавались молодому поколению традиции проведения научных исследований на высоком уровне; руководители коллектива, В.И. Субботин, П.Л. Кириллов, А.Д. Ефанов, являясь признанными лидерами научной школы, определяли направления ее развития; коллектив объединяли общие взгляды, идеи и интересы.

История становления и развития теплофизической школы ФЭИ неоднократно опубликована [1–6]. Однако деятельность школы теплофизиков в постперестроечный период, когда происходит распад СССР, сокращение финансирования научных исследований в стране, спад интереса к атомной отрасли во всем мире, связанный с авариями на АЭС, слабо освещена в публикациях.

Недостаточное финансирование научных исследований привело к сокращению объема работ и к оттоку специалистов<sup>1</sup>. Так, если в 70–80-е годы в теплофизическом секторе работало около 700 человек, то в конце 2000 года в теплофизическом отделении оставалось немногим более 400 человек [4].

В эти годы работы по проектам реакторов БН-800, СВБР-75/100, ВВЭР-640 были остановлены. Резкое снижение государственного финансирования заставило исследователей ФЭИ прилагать усилия для конверсии разработок – поиску возможностей применения результатов своих исследований в других отраслях (за периметром атомной отрасли). Однако, несмотря на все трудности, теплофизики ГНЦ РФ – ФЭИ сумели найти приложение своим знаниям и опыту. Их работы стали разноплановыми, направленными на решение задач не только атомной, но и других отраслей промышленности.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Количество работников ФЭИ с 1990 по 2010 год упало в 3 раза, однако количество докторов и кандидатов наук, работающих в ФЭИ, сократилось за этот же период менее чем в 2 раза. В результате, к 2010 году доля высококвалифицированных кадров среди работников ГНЦ РФ-ФЭИ выросла до 10 % от общей численности работников института [7].

Основное государственное финансирование в атомной отрасли в 90-х годах было сосредоточено на повышении безопасности действующих ЯЭУ и на продлении их ресурса. На этом поле деятельности сохранилась ниша и для теплофизических исследований. Так, например, в ФЭИ проводились работы в обоснование пассивных систем безопасности АЭС с ВВЭР. Фундаментальные и поисковые исследования в это время проводились частично при финансовой поддержке Министерства науки, частично на инициативной основе и при поддержке различных грантов. Существенную поддержку проведению теплофизических исследований в этот период оказали международные проекты и гранты.

В настоящей статье представлены только некоторые результаты, полученные в теплофизическом отделении ФЭИ в период 1990–2010 годов, поскольку для представления всех работ потребовался бы формат монографии.

Автор благодарит руководителей и ответственных исполнителей работ, предоставивших информацию о результатах, полученных в рассматриваемый период.

## Работы по проектам МНТЦ

После распада Советского Союза было резко сокращено или сведено практически к нулю государственное финансирование многих оборонных предприятий, что привело к появлению Международного научно-технического центра (МНТЦ). МНТЦ создан в 1994 для поддержки Российских ученых-оружейников – так декларировали его создатели. При поддержке МНТЦ в ГНЦ РФ – ФЭИ в начале третьего тысячелетия выполнялось от 10 до 20 проектов в год, среди которых достойное место занимали и работы теплофизиков. В настоящем разделе приведены примеры проектов, поддержанных МНТЦ.

**Разработка и оптимизация свинцово-висмутовой мишени для ускорителя LANSCE в ЛАНЛ.** В 90-е годы 20-го века во многих странах началась разработка проектов подкритических ускорительно-управляемых реакторов (Accelerate-DrivenSystem – ADS). Такие реакторы предполагалось использовать для получения энергии и для выжигания актинидов. В качестве теплоносителя в реакторах предлагалось использовать жидкий Pb или сплав Pb-Bi. В ADS теплоноситель является также мишенью, в которой под воздействием протонного пучка генерируются нейтроны. В этих работах активно участвовали и теплофизики ГНЦ РФ – ФЭИ.

В 2002 году закончен проект МНТЦ под названием «Разработка и изготовление в России первой в мире демонстрационной жидкометаллической свинцово-висмутовой мишени на мощность 1 МВт для ускорителя LANSCE в ЛАНЛ», в котором участвовали ГНЦ РФ – ФЭИ и ОКБ «Гидропресс».

В результате ядерного взаимодействия пучка протонов с материалом мишени генерируется поток нейтронов высокой энергии. Взаимодействие протонов с материалами мишени сопровождается объемным энерговыделением, и поток сплава Pb-Bi должен обеспечивать необходимый теплоотвод из объема мишени и от мембраны, отделяющей теплоноситель от вакуумной камеры ускорителя. Тонкостенная разделительная мембрана мишени должна работать в напряженных термомеханических и радиационных условиях. Для обоснования конструкции мембраны использовались разработанные в ГНЦ РФ – ФЭИ теплогидравлические расчетные коды, применявшиеся ранее для обоснования энергетических жидкометаллических реакторов.

Высокая теплонапряженность мишени требовала повышения точности расчета полей скорости и температуры теплоносителя и проведения экспериментального обоснования гидродинамики и теплообмена турбулентного потока жидкости.

Цель работ, выполнявшихся в ФЭИ – экспериментальное обоснование конструкции мишени, в целом, и конструкции разделительной мембраны, в частности, для предотвращения локальных перегревов и термоциклических напряжений.

Программа экспериментальных исследований включала проведение гидравлических и тепловых экспериментов на моделях мишени.

В результате гидравлических экспериментов (моделирующая среда – воздух) [8, 10]:

измерено гидравлическое сопротивление мишени и получена зависимость гидравлических потерь от расстояния между разделительной мембраной и профилирующей решеткой;

 обнаружено неравномерное азимутальное распределение расхода теплоносителя в районе разделительной мембраны и разработано техническое предложение по его выравниванию;

получен профиль скорости теплоносителя в зоне объемного энерговыделения;

– обнаружены интенсивные пульсации скорости за профилирующей решеткой, исследована их интенсивность и спектр частот.

В результате проведения тепловых экспериментов (на моделирующем сплаве натрийкалий) [9, 10]:

исследовано распределение температуры теплоносителя и мембраны в модели мишени;

– обнаружены существенные колебания температуры теплоносителя на оси внутренней трубы около решетки;

– измерены амплитуды и частоты пульсаций температуры в объеме теплоносителя в канале и вблизи мембраны, а также в самой мембране.

В результате проведенных экспериментальных исследований были внесены изменения в конструкцию мишени, позволившие снизить неравномерность полей скорости и температуры в проточной части мишени (см. рис. 1).



Рис. 1. Азимутальное распределение скоростей потока воздуха в сечении модели мишени: *а* – исходное; *б* – оптимизированное

По результатам тепловых исследований был проведен бенчмарк по теплообмену в модели мишени ускорительно-управляемой системы [11], в котором приняли участие группы специалистов из Японии, Испании, Китая и Италии. Участники бенчмарка проверили большое число моделей турбулентности, используемых в таких расчетных кодах, как FLUENT, STAR-CD, AQVA-TM, AQVA-ASM, Phoenics 3.2, ANSYS. Результаты расчетов были сопоставлены с экспериментальными данными и представлены на совещании Международной рабочей группы по теплогидравлике усовершенствованных ядерных реакторов Международной ассоциации гидравлических исследований, которое состоялось в ГНЦ РФ – ФЭИ в 2001 году.

В 2001 году были проведены изотермические испытания мишенного комплекса на специальном стенде ГНЦ РФ – ФЭИ, проведена регенерация теплоносителя. Испытания подтвердили, что оборудование, автоматическая система контроля и управления, разработанная совместно с ЛАНЛ, обеспечивают достижение проектных параметров и требований [12].

Проект завершился поставкой мишенного комплекса в Лос-Аламосскую лабораторию (США).

Исследования в обоснование проекта литиевого циркуляционного контура и нейтронной литиевой мишени для IFMIF. Международная установка International Fusion Materials Irradiation Facility (IFMIF) разрабатывалась и сооружается для облучения образцов материалов потоком нейтронов с энергией до 14 МэВ. Поток нейтронов создается при взаимодействии ускоренных до 40 МэВ ионов дейтерия (дейтронов) с литиевой мишенью. Полная мощность пучка дейтронов составляет 10 МВт, удельный тепловой поток на мишень составляет 100 кВт/см<sup>2</sup>. Мишень представляет собой плоскую струю лития шириной 260 мм и толщиной 25 мм, обтекающую вогнутую поверхность задней стенки. Свободная поверхность струи обращена в сторону падающего на неё пучка дейтронов и находится в вакуумной камере с давлением остаточных газов  $10^{-3}$  Па. Для того, чтобы отвести выделяющееся тепло необходим расход 500 м<sup>3</sup>/ч, что соответствует скорости лития в струе около 20 м/с. Струя лития формируется двухступенчатым соплом Шима и стекает в открытом канале по вогнутой стенке с радиусом кривизны 250 мм. Возникающая центробежная сила предотвращает вскипание лития в вакууме. Толщина струи должна быть стабильной в пределах  $\pm 1$  мм. Контроль примесей в литии, важ-

ный для качества «жидкого экрана», обеспечивается холодными и горячими ловушками, которые должны обеспечить необходимую чистоту лития. За задней стенкой мишени располагается камера для облучения образцов конструкционных материалов.

Циркуляционных контуров с литием, способных обеспечить условия для отработки технологии лития, эксплуатации циркуляционного контура в целом, и мишени в частности, в мире не существовало. Поэтому вопросы создания стенда, технологии лития и эксплуатации циркуляционного контура и мишени являлись предметом исследований и разработок, выполнявшихся в ФЭИ, в рамках проекта МНТЦ, в течение 2003–2006 гг.

В проекте, были первые в мире проведены гидродинамические и технологические исследования на специально созданном литиевом стенде, воспроизводящем в уменьшенном масштабе (1:10 по расходу) циркуляционный контур и мишенную сборку проекта IFMIF.

В результате выполнения проекта [13–15]:

– проведены гидродинамические испытания макета мишенной сборки (рис. 2 *a*, *б*). Исследован характер и высота волн на свободной поверхности мишени (на воде и литии). Выявлены недостатки конструкции мишени IFMIF, влияющие на устойчивость струи лития. Предложено внести соответствующие изменения в конструкцию мишенной сборки;

показаны возможности очистки лития от кислорода и водорода холодной ловушкой;

 показана возможность очистки лития от азота с помощью растворённого алюминиевого геттера;

 показано, что для контроля примесей одним из самых необходимых приборов является пробковый индикатор. Испытана его новая конструкция, показана возможность определения трех значений температуры забивания, соответствующих насыщению азотом, водородом и кислородом;

– получены новые результаты по термодинамическому потенциалу кислорода в литии в низкотемпературной области, характеризующие коррозионную активность кислорода при температурах ниже 300 °C.



а



Рис. 2. Макет мишени IFMIF (а) и поверхность струи лития в макете мишени (б)

## Работы по международным контрактам

В рассматриваемый период теплофизиками ФЭИ выполнялся ряд работ по контрактам с международными организациями. Приведем, например, результаты работы, выполненной по контракту с Корейским институтом по ядерной энергии (KAERI).

В проекте корейского реактора на быстрых нейтронах KALIMER-600 предусматривается пассивная система аварийного отвода тепла путем естественной конвекции натрия. Для разработки и экспериментального обоснования системы аварийного расхолаживания необходимы средства измерения малых расходов и скоростей натрия.

В ГНЦ РФ – ФЭИ были разработаны, изготовлены и испытаны преобразователи малых скоростей натрия (от 0,01 до 0,8 м/с) с диаметрами чувствительного элемента 10 и 6 мм и преобразователь расхода (рис. 3), работающий также при низких скоростях.

Разработана оригинальная методика нестационарной калибровки преобразователей, обладающая высокой производительностью, и обеспечившая измерения расхода с погрешностью  $\pm 2,5$ %. Была создана экспериментальная установка и выполнена калибровка преобразователей при скоростях натрия от 0,01 до 0,8 м/с при различных температурах в диапазоне от 150 до 600 °C.

После калибровки преобразователи расхода и скорости поставлены в KAERI, был прочитан цикл лекций для корейских специалистов.



Рис. З. Внешний вид преобразователя расхода (а) и чувствительного элемента (б) расходомера

## Фундаментальные исследования

**Виброакустика неоднородных сред.** Теоретические и экспериментальные исследования в направлении виброакустики неоднородных сред в рассматриваемый период продолжались в инициативном порядке и при поддержке грантов РФФИ.

Разработанная ранее в ФЭИ теория эффективных свойств неоднородных сред позволяет учитывать влияние межфазного взаимодействия на виброхарактеристики оборудования, работающего в таких средах и на характеристики распространения звука.

В результате теоретических и экспериментальных исследований в рассматриваемый период были обнаружены новые фундаментальные эффекты в виброакустической динамике гетерогенных сред. В частности, исследования квадрупольных колебаний капель и пузырьков газа в жидкости привели к установлению новых физических закономерностей:

– впервые теоретически получена резонансная зависимость эффективной сдвиговой вязкости эмульсий от частоты воздействий;

 впервые теоретически предсказано и экспериментально подтверждено существование резонансной частотной зависимости эффективной плотности и трансляционной вязкости газожидкостных сред, связанной с резонансом дипольно-квадрупольных колебаний пузырьков в жидкости (рис. 4).

Кроме того, было выдвинуто и теоретически обосновано предположение о том, что обнаруженный резонанс эффективной плотности может приводить к резонансной дисперсии скорости звука при частоте, равной половине собственной частоты квадрупольных колебаний пузырьков [18]. Это новое физическое явление было подтверждено в ФЭИ в результате экспериментальных исследований, проведенных при поддержке РФФИ и Правительства Калужской области (гранты №04-02-97202 и №05-02-96720) [18]. В отличие от ранее известной дисперсии звука, обусловленной резонансом сжимаемости пузырьков, обсуждаемый резонанс лежит в области частот, характерных для колебаний теплообменного оборудования ЯЭУ (рис. 5).

Результаты фундаментальных исследований в области виброакустики неоднородных сред, выполненных в ФЭИ в описываемый период, позволяют существенно повысить информативность виброакустического диагностирования технического состояния конструкций ЯЭУ.



Рис. 4. Резонансные зависимости виброплотности (*a*) и вибровязкости (*б*) от частоты [17]: сплошные линии – расчет для сферических пузырьков; пунктир – для деформируемых; точки – экспериментальные данные для различной концентрации пузырьков



Рис. 5. Резонансная зависимость скорости звука и коэффициента затухания от частоты [18]: 1 – теоретическая зависимость для деформируемых пузырьков; 2 – расчеты без учета деформации пузырьков; точки – экспериментальные данные

**Исследования магнитовращательной неустойчивости.** Еще одна фундаментальная работа проводилась в ГНЦ РФ – ФЭИ по инициативе Е.П. Велихова при финансовой поддержке Федерального Агентства РФ по атомной энергии.

В конце XX века в астрономии и геофизике возник интерес к явлению неустойчивости во вращающейся электропроводящей среде, теоретически предсказанному Е.П. Велиховым в 1959 году. Ученые-астрофизики предположили, что это явление может объяснить аномально высокую турбулентную вязкость в аккреционных дисках, а интерес геофизиков связан с механизмом генерации магнитного поля в жидком ядре Земли. В связи с этим во всем мире были начаты исследования по экспериментальной проверке магнитовращательной неустойчивости в лабораторных экспериментах.

В ГНЦ РФ – ФЭИ в 2004–2005 годах была создана экспериментальная установка для изучения магнитовращательной неустойчивости во вращающейся электропроводящей среде, про-

ведены пуско-наладочные работы и выполнены предварительные эксперименты (рис. 6 и 7). Совместно с РНЦ «Курчатовский институт» были выполнены расчеты МГД характеристик вращающегося натрия, расчет динамики и параметров разгона натрия с учетом конечной проводимости стенок камеры, определен порог магнитовращательной неустойчивости для экспериментальной установки. К сожалению, прекращение финансирования не позволило закончить работу в полном объеме, однако, был создан существенный задел для дальнейших исследований.



Рис. 6. Рабочий участок для изучения магнитовращательной неустойчивости



Рис. 7. Эпизод работы по магнитовращательной неустойчивости

## Технология тепловых труб

Начиная с 1967 г. В ФЭИ был проделан большой объем работ по исследованиям и разработкам в области устройств, работающих на принципе тепловой трубы. Созданы физические и технологические основы тепловых труб. Практически освоен диапазон температуры от криогенных до 1500 °C. Этот задел позволил в рассматриваемый период разработать целый ряд устройств для разных отраслей промышленности, доведенных до экспериментальных, опытных образцов и мелкосерийного производства.

**Тепловые трубы для космических ЯЭУ.** Возникшая в 1990-х годах необходимость обеспечить интенсивную надежную работу высокотемпературных тепловых труб в космических ядерных энергоустановках в течение не менее 7 лет потребовала значительного улучшения существовавшей тогда технологии жидкометаллических теплоносителей. В ФЭИ был создан специальный стенд и отработана технология заполнения натрием высокотемпературных тепловых труб с оболочками из нержавеющих и жаростойких сталей и сплавов с фитилями из металловойлока. Эта технология позволяет обеспечить длительный ресурс работы тепловых труб при температуре до 750 °С. В 2001 году ГНЦ РФ – ФЭИ получил на эту технологию патент [19], права на который в 2012 году были переданы Госкорпорации «Росатом». В 2013 и 2014 годах Госкорпорация «Росатом» предоставила право использования патента по лицензионным договорам, соответственно, ОАО АКМЭ-инжиниринг и ИТЦП «Прорыв».

Была восстановлена и усовершенствована технология высокотемпературных тепловых труб с литием, изготавливаемых из тугоплавких металлов. Создана газорегулируемая тепловая труба с корпусом из молибденового сплава, рассчитанная на работу при температуре 1300–1400 °C. Продемонстрирована осуществимость технологии газового регулирования тепловых труб.

Разработана и защищена патентом РФ концепция термоэмиссионного электрогенерирующего модуля для активной зоны ядерного реактора с вынесенной термоэмиссионной системой преобразования тепловой энергии в электрическую, использующая данную технологию [20].

Применение технологии тепловых труб вне контура Росатома. В интересах ОАО «Газпром» были выполнены разработки систем подвода и отвода тепла на двухфазных термосифонах для автономных термоэлектрических источников энергии систем катодной защиты газопроводов. Экспериментальные образцы источников энергии успешно прошли полевые испытания.

С целью решения задачи получения электрической энергии от универсального первичного источника (энергия Солнца, органического топлива) был разработан и продемонстрирован термоэлектрический преобразователь тепловой энергии в электрическую с системой подвода и
аккумулирования тепловой энергии на базе высокотемпературной тепловой трубы. Общий вид термоэлектрического генератора приведен на рис. 8.

Тепловые трубы оказались востребованы при создании теплообменников для двигателей Стирлинга. В ФЭИ была создана универсальная система подвода тепла для двигателя Стирлинга, позволяющая использовать различные источники энергии (органическое топливо, ядерный реактор, солнечное излучение) и стенд для ее испытаний. Эта система позволила за счет изотермичности теплопередающей поверхности увеличить к.п.д. двигателя с 17 до 26 % при работе на органическом топливе и резко увеличить ресурс работы. На последующих моделях теплообменников достигнут к.п.д. 30-32 % при температуре греющей поверхности до 700 °C.



Рис. 8. Термоэлектрический генератор с подводом тепла тепловой трубой и тепловым аккумулятором энергии

Актуальность работы по созданию эффективных систем подвода/отвода тепла обусловлена современной ситуацией в области переработки углеводородного сырья. Эта переработка (конверсия) осуществляется в конверторах в присутствии катализаторов химических реакций. Объём катализатора в крупных конверторах составляет от единиц до нескольких десятков кубометров. При производстве различных конечных продуктов в конверторах происходят химические реакции с выделением или с поглощением тепла. Каждая реакция имеет оптимальную температуру, при которой обеспечивается максимальный выход конечных продуктов. Отклонение от оптимальной температуры всего на 10 градусов уже заметно снижает выход конечного продукта. Поэтому для поддержания температуры требуется либо отводить тепло от катализатора, либо подводить к нему.

Эти задачи успешно решались в ГНЦ РФ – ФЭИ. Первый экспериментальный изотермический реактор с объемом катализатора 2 л для производства бензина из попутного газа был изготовлен в ФЭИ. Для подвода тепла использовалась тепловая труба с рабочей температурой около 600 °C. Испытания в г. Дзержинске показали повышение производительности (выхода продукта) на 20–30 %.

Совместно с ООО «САПРНефтехим» в ГНЦ РФ – ФЭИ был разработан химический реактор с объемом катализатора 6 м<sup>3</sup> и тепловой мощностью 2 МВт для переработки попутного нефтяного газа в синтетический бензин. В проекте реактора 30 тепловых труб (в форме трезубцев) мощностью 70 кВт и высотой – 9 м (рабочее вещество – калий, диапазон рабочих температур 450...600 °С), которые были изготовлены в ФЭИ, проверены на работоспособность и изотермичность. К сожалению, этот химический реактор не был построен.

По заказу немецкой фирмы САС (2005–2007 гг.) был разработан пилотный изотермический реактор для производства высокооктанового бензина из природного газа (рис. 9 а, б). Объем катализатора 0,5 м<sup>3</sup>, рабочая температура 430°С, давление перерабатываемого продукта – 70 атм. Отвод тепла из зоны реакции обеспечивался тепловыми трубами, которые в зоне реакции имеют вид панелей (рис. 9 в).

Комплектующие детали тепловых панелей были изготовлены фирмой САС по проекту САПР-Нефтехим и ГНЦ РФ – ФЭИ. Сборка панелей, оснащение их капиллярной структурой, заполнение теплоносителем, нанесение защитных покрытий (от водорода), герметизация и проверка работоспособности были выполнены в ГНЦ РФ – ФЭИ. Этот реактор был изготовлен и успешно испытан в Горной академии (г. Фрайберг, Германия). В результате был получен бензин марки Евро 4+.

Второй реактор, разработанный в 2008–2009 гг. по заказу этой же фирмы, был предназначен для производства метанола. Этот реактор также успешно испытан в Горной академии. Оба эти реактора используются еще и для обучения студентов.

Кроме того, по заказу этой же фирмы разработаны и изготовлены 2 аналогичных реактора для переработки отходов сельскохозяйственного производства в метанол и бензин. Эти два реактора находятся в университете Макса Планка (г. Карлсруэ, Германия).



Рис. 9. Изотермический конвертор синтеза бензина: *а* – продольный разрез конвертора; б – поперечный разрез реакционной зоны; *в* – продольный разрез тепловой панели

Кроме того, были выполнены другие разработки, например, разработаны изотермические прессформы для стекольной промышленности. Эти прессформы были внедрены на Обнинском НПО «Технология» и на Чернятинском стекольном заводе для выпуска стеклянной посуды и высококачественных светорассеивателей. Опыт создания изотермических прессформ показал, что применение принципа тепловой трубы позволяет:

 выровнять температуру рабочей поверхности прессформы, и тем самым улучшить качество изделий из стекла, снизить процент брака и уменьшить материалоемкость изделий;

– интенсифицировать охлаждение прессформы и, следовательно, увеличить производительность процесса прессования;

осуществлять надежный контроль температуры прессформы в процессе формования.

Совместно с Омским опытным заводом «Эталон» теплофизиками ФЭИ были проведены работы по созданию метрологических термостатов для калибровки термометров сопротивления и термопар, а также пирометров и тепловизоров с использованием различных теплоносители: натрий, калий, вода, ацетон и др. Неоднородность температуры по длине измерительного канала термостатов составила 0,01–0,1 °C. На рис. 10 показана модель абсолютно черного тела для градуировки высокотемпературных пирометров, изготовленная по заказу ОАО «Метропир». Она представляет собой коаксиальную тепловую трубу, длиной ~500 мм, с внутренним диаметром 69 мм. Градиент температуры на внутренней поверхности – не более 0,01 °C/см.



Рис. 10. Модель абсолютно черного тела (рабочее вещество – натрий, диапазон рабочих температур 480–800°С)

На рис. 11 изображен внешний вид технологического термостата, изготовленного в теплофизическом отделении ФЭИ по заказу ООО НПФ СМІLаb, для производства полупроводниковых материалов. Термостат имеет три колодца, в которых поддерживается заданная температура с градиентом не более 0,01 °С/см. Глубина колодцев – 350 мм, диаметр – 60 мм. Особенностью этого термостата является то, что он устанавливается на вращающемся столе и тепловые трубы работают в поле действия центробежных сил.

#### Заключение

Приведенный в статье, далеко не полный, перечень результатов, полученных коллективом теплофизиков ГНЦ РФ – ФЭИ в период застоя атомной отрасли, свидетельствует о научной активности коллектива Школы теплофизики ФЭИ и о востребованности его результатов даже в сложных экономических условиях.

Подводя итог, можно сказать, что период рубежа тысячелетий заставил теплофизиков ГНЦ РФ – ФЭИ получить опыт не только выживания, но и развития научной школы в сложных экономических условиях.

Сегодня в условиях кризиса мировой экономики, санкций, реформ науки и образования, мы снова столкнулись с проблемой выживания научных коллективов и науки в целом. В настоящее время наблюдается ситуация, анало-



Рис. 11. Термостат технологический с тремя колодцами для загрузки образцов (рабочее вещество – калий, диапазон рабочих температур 350-650°C)

гичная описанному выше периоду, который уже стал достоянием истории.

Разница в том, что в то время был некоторый запас (и, возможно, избыток) кадровых ресурсов, был задел результатов многолетних исследований, была обширная и современная для того времени экспериментальная база. Сегодня эти ресурсы существенно ограничены. Изменились и внешние условия: Россия вышла из МНТЦ, зарубежные правительства и корпорации уже скупили многие результаты выполненных работ советского периода, а процессы акционирования предприятий повысили степень бюрократизации и эксплуатации. Тем не менее, хочется надеяться, что на новом витке истории опыт сохранения коллектива и внедрения его разработок в различные отрасли хозяйства, несмотря ни на что, позволит коллективу теплофизиков ГНЦ РФ – ФЭИ пережить очередной сложный период.

Будем верить, что государство и корпорация осознают необходимость проведения научных исследований и придут к пониманию, что современное производство должно быть высокотехнологичным, а значит – наукоемким. Ни одна страна мира не может успешно развиваться и процветать без государственной поддержки научных исследований.

#### Список литературы

- Жидкие металлы: от первого теплофизического стенда к крупномасштабной атомной энергетике / Сб. статей под ред. А.Д. Ефанова, Ф.А. Козлова. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2001. – 130 с.
- Государственный научный центр Российской Федерации Физико-энергетический институт им. академика А.И. Лейпунского – 50 лет / Сб. статей под ред. Б.Ф. Громова (отв. редактор), М.Ф. Троянова, Ю.Б. Алферова, А.И. Дитюк. – М.: ЦНИИатоминформ, 1996. – 560 с.
- Ивановский М.Н. Технология высокотемпературных жидкометаллических теплоносителей и тепловых труб / Сб. трудов под ред. Н.И. Логинова – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2005. – 172 с.
- Материалы к истории работ по теплофизике в Физико-энергетическом институте / Составители: Т.Н. Верещагина, А.П. Сорокин, Ю.В. Фролов, Ю.А. Левченко. Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2014. 176 с.
- 5. Верещагина Т.Н., Сорокин А.П. Школе теплофизики ГНЦ РФ-ФЭИ 60 лет // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерные константы. 2014. № 1. С. 26–33.

- Исследования в области теплофизики ядерных энергетических установок [текст] электрон.опт. диск (CD-ROM): (17 Мб). Научно-технический сборник. Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2014. 365 с. ISBN978-5-906512-51-2.
- 7. Верещагина Т.Н. О сохранении знаний в организациях атомной отрасли // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2014. – № 1. – С. 136–148.
- 8. Боронин А.А., Ефанов А.Д., Орлов Ю.И., Левченко Ю.Д., Федотовский В.С. Гидродинамические характеристики экспериментальной модели мишени жидкометаллического мишенного комплекса МК-1 // Атомная энергия. – 2006. – Т. 101. – Вып. 3.
- Ефанов А.Д., Орлов Ю.И., Сорокин А.П., Иванов Е.Ф., Богословская Г.П., Ли Н. Тепловые эксперименты на модели мишени ускорительно-управляемой системы // Атомная энергия. – 2002. – Т. 93. – Вып. 5. – С. 384–389.
- Богословская Г.П., Ефанов А.Д., Иванов Е.Ф., Левченко Ю.Д., Орлов Ю.И., Сорокин А.П., Федотовский В.С. Экспериментальные и расчетные исследования тепло- и гидродинамических процессов в модели жидкометаллического мишенного комплекса МК-1 // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2007. – № 1. – С. 103–112.
- 11. Сорокин А.П., Богословская Г.П., Михин В.И., Марцинюк С.С., Яровицин В.В. Сравнительный анализ результатов бенчмарка по теплогидравлике модели мишени ускорительноуправляемой системы // Атомная энергия. – 2003. – Т. 95. – Вып. 5. – С. 346.
- Ефимов Е.И., Леончук М.П., Орлов Ю.И. и др. Опыт разработки пилотной жидкометаллической свинцово-висмутовой мишени на мощность пучка 1 МВт. / Тезисы докладов конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях». Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2003. С. 53–54.
- 13. Kolesnik V., Mikheyev A. And Loginov N. Lithium Jet Hydraulics // Fluent News. 2005. Vol. XIV. Issue 3.
- Nakamura Hiroo, Riccardi B., Loginov N., Ara K., Horiike H., IdaM., Matsui H., Muroga T., Nakamura Hideo, Takeuchi H., Tanaka S. Present Status of the Liquid Lithium Target Facility in IFMIF// Abstracts of the Reports on 11<sup>th</sup> International Conference on Fusion Reactor Materials. Japan, 2003.
- 15. Loginov N., Aksyonov Ju., Arnol'dov M., Berensky L., Chernov V., Mikheyev A., Morozov V., Nakamura H., Fedotovsky V., Shishulin V. Thermo-hydraulics and Technology of Neutron Lithium Target for IFMIF // ICFRM-12. Santa Barbara, Dec. 2005.
- 16. Федотовский В.С., Верещагина Т.Н., Тереник Л.В. О колебаниях труб с газожидкостной пузырьковой средой // Актуальные проблемы авиационных и аэрокосмических систем: процессы, модели, эксперимент. 2004. Т. 9. № 2. С. 84–103.
- 17. Fedotovsky V.S., Vereshchagina T.N., Terenik L.V. Dynamics of bubble media under vibration // Proc. of 3<sup>rd</sup> Int. Symp. on two-phase flow modeling and experimentation. Pisa, 2004. P. 35.
- 18. Федотовский В.С., Верещагина Т.Н., Низкочастотная резонансная дисперсия звука в пузырьковых средах // Акустический журнал. – 2009. – Т. 55. – №6. – С. 712–718.
- Засорин И.И., Ивановский М.Н., Логинов Н.И. и др. Способ изготовления теплообменного оборудования с жидкометаллическим теплоносителем. Патент РФ на изобретение № 2175102, опубликован 20.10.2001.
- 20. Ярыгин В.И., Купцов Г.А., Ионкин В.И., Михеев А.С. и др. Термоэмиссионный электрогенерирующий модуль для активной зоны ядерного реактора с вынесенной термоэмиссионной системой преобразования тепловой энергии в электрическую (варианты). Патент РФ на изобретение № 2187156, опубликован 10.08.2002.

## Системы контроля герметичности оболочек твэлов по натрию в быстрых реакторах

Зверев И.Д., Керекеша А.В. АО «ОКБМ Африкантов», Нижний Новгород

#### Введение

Наиболее важными критериями функционирования АЭС является обеспечение ядерной безопасности, которая в значительной мере определяется непревышением установленных пределов безопасной эксплуатации и эксплуатационных пределов по степени герметичности оболочек твэлов. Необходимо отметить, что указанные пределы для реакторов на быстрых нейтронах существенно более консервативны по сравнению с пределами, установленными для других типов реакторов. Контроль герметичности оболочек твэл на АЭС осуществляется комплексом соответствующих оперативных систем по активности технологических сред первого контура. Оперативные системы КГО реакторов БН осуществляют контроль активности сред при работе реактора на мощности и, как правило, включают несколько систем (подсистем):

– газовая система КГО, фиксирует появление негерметичных твэлов путем анализа активности газообразных продуктов деления в ГПР;

– натриевая система КГО, определяет уровень загрязнения натрия первого контура различными радионуклидами (главным образом радионуклидами цезия);

 секторная система КГО, фиксирует появление в активной зоне твэлов с негерметичностью типа «контакт топлива с теплоносителем» путем контроля нейтронного излучения короткоживущих продуктов деления (предшественников запаздывающих нейтронов) из теплоносителя первого контура.

#### 1. Натриевая система КГО в реакторах БН

Специфика натриевой системы КГО (НСКГО) заключается в том, что помимо решения задачи контроля герметичности оболочек твэлов, система позволяет оперативно контролировать процесс загрязнения первого контура (теплоносителя и оборудования) продуктами деления, в частности цезием, при наличии разгерметизации твэлов в активной зоне. Натриевая система КГО задействована во всех режимах эксплуатации блока, в которых функционирует система первого контура.

#### 2.1. Натриевая система КГО в реакторах БН-600 и БН-800

На реакторе БН-600 натриевая система КГО связана с системой очистки первого контура. Теплоноситель в систему поступает из трубопровода подачи натрия на очистку. Возврат натрия из системы осуществляется в трубопровод возврата натрия от системы очистки.

В составе натриевой системы КГО входят два участка – отсекаемый спектрометрический участок и спектрометрический участок с улавливанием цезия (см. рис. 1, 2).

Отсекаемый спектрометрический участок функционирует следующим образом. При нормальной работе реактора через петлю спектрометрии в течение 6 часов прокачивается теплоноситель с требуемой температурой и расходом. После этого участок перекрывается запорной арматурой, замораживается и после распада <sup>24</sup>Na (через 7–10 дней) с помощью гаммаспектрометра измеряется активность продуктов деления в теплоносителе (<sup>137</sup>Cs, <sup>134</sup>Cs, <sup>131</sup>I и другие), а также продуктов коррозии на поверхности измерительного участка (<sup>54</sup>Mn, <sup>58</sup>Co, <sup>60</sup>Co).

Спектрометрический участок с улавливанием цезия предназначен для оперативного контроля активности изотопов цезия в натрии первого контура. В основу положено свойство углеродосодержащих материалов сорбировать из натрия некоторые продукты деления, в том числе радионуклиды цезия. В качестве сорбента используется реакторный графит, который обеспечивает высокую сорбционную способность, достаточную для обеспечения контроля активности изотопов цезия в теплоносителе с высоким уровнем собственной активности <sup>24</sup>Na высокую стойкость в потоке натриевого теплоносителя.



Рис. 1. Натриевая петля спектрометрии реактора БН-600. Технологическая схема



Рис. 2. Устройство ЦЕНА реактора БН-600

В состав технологической части спектрометрического участка с улавливанием цезия входит «врезанный» в натриевую петлю микроадсорбер, состоящий из:

– сорбирующей части теплоизолированный участок трубы, заполненный сферическими гранулами графита;

 – фильтров с набивкой из нержавеющей стружки на входе и выходе сорбирующего участка, предотвращающих попадание на сорбент примесей натрия и вынос частиц графита из микроадсорбера в первый контур.

Определение активности цезия в натрии первого контура производится по результатам спектрометрических измерений сорбирующей части микроадсорбера. Измерения выполняются с помощью ППД-спектрометра, который располагается за защитной перегородкой в соседнем помещении. Для обеспечения эффективности измерения в перегородке между помещениями монтируется специальное коллимационное устройство, назначением которого является снижение фонового гамма-излучения на ППД-спектрометр и обеспечение надлежащей загрузки спектрометра.

Натриевая система КГО реактора БН-800 разработана с учетом опыта эксплуатации и использованием основных технических решений аналогичной системы, используемой на реакторе БН-600.

Пробоотборная часть натриевой системы КГО реактора БН-800 (рис. 3) подключена параллельно системе очистки натрия 1 контура и также состоит из двух участков:

- отсекаемый спектрометрический участок (функционирует циклически);
- спектрометрический участок с улавливанием цезия (непрерывный контроль).



Рис. З. Натриевая петля спектрометрии реактора БН-800. Технологическая схема

Основное отличие используемой схемы НСКГО реактора БН-800 от БН-600, является дооснащение участка с улавливанием цезия теплообменником, который предназначен для снижения необходимой температуры натрия и поддерживания ее на заданном уровне. При снижении температуры натрия значение равновесной активности цезия, накапливаемого в сорбирующей части, значимо растет, в результате чего повышается эффективность контроля активности изотопов цезия в теплоносителе [1–3].

#### 2.2. Системы КГО в быстрых реакторах за рубежом

В решении задач КГО у российских и зарубежных специалистов принята одинаковая стратегия, заключающаяся в недопущении появления серьезных дефектов оболочки, приводящих к возможности сильного радиоактивного загрязнения теплоносителя продуктами деления и попадания в первый контур топлива.

В зарубежных реакторах на быстрых нейтронах общий контроль за состоянием твэлов в активной зоне осуществляется двумя системами, регистрирующими разгерметизацию твэл по повышению активности продуктов деления в газовом объеме (КГО по газу) и теплоносителе первого контура (КГО по запаздывающим нейтронам). Система контроля по газообразным продуктам деления не позволяет классифицировать твэлы по степени негерметичности и идентифицировать сборки с большими дефектами, т.е. имеющими контакт топлива с натрием. Появление в активной зоне твэлов с большой степенью негерметичности фиксируется по короткоживущим радионуклидам брома и йода – источникам запаздывающих нейтронов.

В реакторах США и Японии контроль дефекта оболочки твэл в активной зоне осуществляется по следующей схеме:

– общий контроль (по секторам активной зоны) ведется системами КГО по газу и запаздывающим нейтронам;

– локализация дефектной ТВС осуществляется системой КГО по газу методом «меченного» подоболочечного газа.

Таким образом, анализ систем контроля целостности оболочек твэл в активной зоне показывает, что основным методом локализации дефектных ТВС является:

– в реакторах Франции и Англии запаздывающие нейтроны с отбором проб натрия от каждой ТВС. ТВС классифицируются по типу дефекта;

– в реакторах США и Японии «меченый» газ. ТВС не классифицируются по степени разгерметизации.

#### 2.2.1. Системы КГО проектируемого демонстрационного реактора JSFR

В реакторе JSFR (Япония) планируется использовать две системы КГО для контроля твэлов в активной зоне:

система обнаружения дефектного твэла;

- система локализации (поиска местоположения) дефектного твэла.

На начальном этапе система обнаружения дефектных твэлов сигнализирует о наличии повреждения оболочки твэла в активной зоне, а затем, с помощью системы локализации, осуществляется ТВС с поврежденным твэлом.

В состав систем входят датчик запаздывающих нейтронов и ППД – спектрометр. В реакторе JSFR датчик запаздывающих нейтронов является одним из важных устройств контроля и введен в систему аварийной защиты реактора.

В актуальном на настоящий момент проекте реактора JSFR применяется система обнаружения и локализации с использованием селекторного клапана. С помощью селекторного клапана осуществляется идентификация TBC с поврежденными твэлами во время работы реактора путём отбора натрия от каждой сборки и определения в пробе наличия газообразных продуктов деления либо ядер-предшественников запаздывающих нейтронов.

На рис. 4 показана принципиальная схема системы КГО реактор JSFR, содержащей селекторный клапан. Данная система состоит из следующих основных элементов:

- пробоотборного патрубка;
- барабана селекторного клапана;
- приводного вала;
- электромагнитного насоса;
- датчика запаздывающих нейтронов;
- ППД-спектрометр.

С помощью пробоотборных линий осуществляется отбор натрия последовательно от каждой ТВС и его транспорт к датчику нейтронов и датчику ГПД. Пробоотборный патрубок для отбора проб натрия расположен над каждой сборкой на опорной инструментальной плите активной зоны; пробоотборные линии, подсоединяются к барабану селекторного клапана. Приводной вал селекторного клапана вращается и перемещается в вертикальном направлении для выбора пробоотборной линии. Ранее подобная система применялась в нескольких быстрых реакторах с натриевым охлаждением, таких как реактор PFR, Феникс и Супер-Феникс [4].



Рис. 4. Принципиальная схема системы обнаружения и установления местоположения повреждённого топлива с селекторным клапаном

#### 2.3. Натриевая система КГО перспективного коммерческого реактора

Основная концепция перспективного коммерческого реактора на быстрых нейтронах исключает возможность вывода теплоносителя первого контура за пределы корпуса реактора. В связи с этим ограничением, перенос в полном объеме опыта разработки и эксплуатации натриевых систем КГО РУ БН-600 и БН-800 на перспективный коммерческий реактор невозможен. В качестве нового проектного решения было предложено разместить технологическую (пробоотборную) часть НСКГО во внутрикорпусном оборудовании реактора, в насосе первого контура, а измерительное оборудование (автоматизированную часть) в смежных помещениях с шахтой реактора.

Предполагается, что пробоотборная часть НСКГО перспективного коммерческого реактора будет выполнена в виде технологического канала, представляющего собой конструкцию типа «труба в трубе». С помощью данной конструкции будет организована подача натрия на спектрометрический участок и его отвод. В состав данной конструкции (см. рис. 5) будут входить следующие устройства:

 дросселирующее устройство для обеспечения необходимого расхода через спектрометрический участок;

– расходомер, для определения пропускной способности адсорбера;

датчик температуры;

 угольный адсорбер, расположенный в верхней части канала.

Для обоснования работоспособности выбранной конструкции и определения эффективности НСКГО перспективного коммерческого реактор были выполнены следующие расчетно-аналитические работы:

-анализ опыта эксплуатации натриевой системы КГО РУ БН-600;

-расчетный анализ эффективности системы КГО по натрию при контроле целостности тепловыделяющих элементов активной зоны;

 – оценка прочности (вибропрочности) технологического канала.



Рис. 5. Натриевая система КГО перспективного коммерческого ректора

В настоящее время ведутся работы по следующим направлениям:

- анализ данных полученных по результатам ПНР натриевой системы КГО РУ БН-800;

 оценка эффективного размера дефекта при разгерметизации твэла по показаниям системы КГО по натрию;

– оценка уровня поверхностного загрязнения внутрикорпусных устройств при разгерметизации твэлов по показаниям системы КГО по натрию;

расчетный анализ гидравлических характеристик технологического канала;

– проработка конструктивных исполнений для повышения эффективности контроля, а также затрат на ее разработку и внедрение.

В настоящее время выполнена оценка максимальной мощности поглощенной дозы гамма-излучения от теплоносителя первого контура в районе размещения ППД-спектрометра, которая составляет около 1 мкГр/ч.

Полученные результаты подтверждают принципиальную возможность размещения технологической (пробоотборной) части НСКГО во внутрикорпусном оборудовании реактора.

#### Заключение

Системы радиационного контроля продуктов деления в теплоносителе первого контура являются одной из важнейших компонент обеспечения контроля физических барьеров безопасности на российских и зарубежных реакторах. Возможности натриевых систем КГО по оперативному контролю загрязнения теплоносителя и оборудования первого контура продуктами деления, в частности цезием, при наличии разгерметизации твэлов в активной зоне позволяют также обеспечить эффективную эксплуатацию реакторной установки на всем протяжении жизненного цикла. Конструкция натриевой системы КГО РУ БН-600 и БН-800 является уникальной и не имеет аналогов за рубежом. Эффективность НСКГО подтверждена многолетним опытом эксплуатации на реакторе БН-600.

Для перспективного коммерческого реактора предложена принципиально новая схема контроля и уникальная конструкция системы НСКГО, исключающая вывод теплоносителя первого контура за пределы корпуса реактора. Результаты предварительных расчетов подтверждают принципиальную возможность размещения технологической части НСКГО в внутрикорпусном оборудовании реакторной установки. Для обоснования работоспособности предложенной конструкции НСКГО, определения эффективности, решения вопросов калибровки системы необходимо проведение комплекса расчетно-экспериментальных и аналитических исследований.

#### Список литературы

- Кизин В.Д., Краснояров Н.В., Поляков В.И., Соболев А.М. Поведение нуклидов цезия при очистке натриевого теплоносителя холодными и специальными ловушками. – НИИАР-33(548) Димитровград, 1982 г.
- Дворников П.А., Ковтун С.Н., Лукьянов Д.А., Шутов С.С., Жилкин А.С. Методы локализации дефектных ТВС в реакторе МБИР. // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2013. – №3. – С. 24–33.
- 3. Тезисы докладов конференции молодых специалистов «Инновации в томной энергетике» АО «НИКИЭТ» 20-21 ноября 2014, «Системы КГО в реакторах БН».
- 4. Aizawa K., Chikazawa Y., Ishikawa N., Kubo S., Okazakic H., Mito M., Tozawa K., Hayashi M. Design study and comparative evaluation of JSFR Failed Fuel Detection System / Proceedings of ICAPP '12 Chicago, USA, June 24-28, 2012. Paper 12391.

#### Экспериментальные исследования для обоснования вибропрочности трубного пучка парогенератора натриевого реактора большой мощности

Носенко А.П., Макаров В.В., Афанасьев А.В., Поварова Л.П. АО ОКБ «Гидропресс», Подольск

#### Введение

Развитие атомной энергетики поставило задачу создания парогенератора (ПГ) для реактора на быстрых нейтронах (РБН) с натриевым теплоносителем, отличающимся от существующих конструкций габаритами, мощностью, расходами теплоносителей, применяемыми конструкционными материалами, увеличенным ресурсом работы.

Одни из главных отличий ПГ РБН большой мощности (БНМ) от «предшественников» состоят в увеличенной более чем в 2,5 раза скорости в отверстиях перфорации кожуха трубного пучка, масштабном факторе (количестве труб в пучке) и материале теплообменных труб (ТОТ) и дистанционирующих решеток (ДР). Эти и другие отличия приводят к необходимости проведения исследований, направленных на обоснование работоспособности и надежности выбранной конструкции ПГ в течение заданного срока службы, в частности вибропрочности трубного пучка ПГ БНМ. Повышенные вибрации ТОТ могут привести к серьезным авариям, остановкам АЭС и даже к их закрытию [1]. Можно выделить следующие критерии допускаемой вибрации ТОТ в течение заданного ресурса работы теплообменника:

– динамические напряжения, вызванные колебаниями, не приводят к появлению трещин или нарушению герметичности в зоне заделки труб в трубные доски;

– амплитуды колебаний труб не вызывают соударений соседних труб друг с другом;

– величина вибрационного износа труб в дистанционирующих решетках не ведет к разрушению труб или решеток.

Опыт эксплуатации ПГ РБН с жидкометаллическими теплоносителями показал [2], что одним из основных механизмом отказа ТОТ является виброизнос в местах контакта с ДР. Причиной износа являлась повышенная вибрация ТОТ, вызванная воздействием поперечного потока теплоносителя на ТОТ. Наибольшая вибрация ТОТ была отмечена на входном участке, где поперечная компонента скорости теплоносителя максимальна. По результатам исследований, выполненных на стендовых установках, были определены предельно допустимые величины амплитуды вибраций, при превышении которых наблюдался износ труб. Если уровень вибрации труб ПГ превышал предельно допустимое значение, производилось их глушение. Как показали результаты разборки и исследований отработавшего пароперегревателя петли № 10 РУ БН-350, значительное количество труб с уровнем вибрации выше предельно допустимого имело следы виброизноса, что подтвердило обоснованность выбранных предельных уровней вибрации.

Для обоснования вибропрочности ПГ БНМ по условию отсутствия износа в настоящее время была принята следующая концепция. На стадии технического проекта проводились экспериментальные исследования вибрации трубного пучка 61-трубной модели в воде, а также ресурсные вибрационные испытания однотрубных моделей ПГ (3 этапа по 1000 часов каждый). По результатам вибрационных испытаний были сделаны инженерные оценки колебаний труб ПГ БНМ. Результатом ресурсных испытаний стало определение предельно допустимого уровня вибрации ТОТ, не приводящего к возникновению износа. В ходе пусконаладочных измерений на штатных ПГ должен проводиться контроль вибрации ТОТ с целью выявления труб с недопустимым уровнем вибрации и их последующему глушению. В данной работе представлены результаты экспериментальных исследований, выполненных для обоснования вибропрочности трубного пучка ПГ БНМ, предложены меры по повышению вибропрочности ПГ и корректировке методики обоснования.

### Исследования собственных и вынужденных колебаний теплообменных труб. Описание конструкции модели и стенда

Исследования проводились на 61-трубной модели ПГ БНМ. В качестве модельной жид-кости использовалась холодная вода. Общий вид модели представлен на рис. 1.

Модель ПГ БНМ для вибрационных испытаний состоит из трубного пучка (61 труба), заключённого в цилиндрический корпус. Трубы дистанционируются девятью ДР штатной геометрии, каждая ДР дистанционирует приблизительно третью часть пучка. На входном участке моделировались три длины пролета:283 мм (тип А), 550 мм (тип Б), 817 мм (тип В), которые соответствуют геометрии ПГ БНМ. Диаметр труб и шаг трубного пучка в модели и ПГ составляют 16 мм и 32 мм соответственно.

На рис. 2 показан разрез входной камеры 61-трубнной модели ПГ БНМ.

Первые пролеты труб находятся в поперечном потоке воды, поэтому колебания этих пролетов максимальны и могут возбуждаться тремя механизмами:

- турбулентными пульсациями давления потока;
- гидродинамическими силами, обусловленными отрывом вихрей;
- гидроупругим взаимодействием с потоком.





1 – входная камера модели ПГ; 2 – корпус; 3 – трубный пучок; 4 – выходная камера; 5 – перемещаемые зонды;
 6 – отборы давления на корпусе модели; 7 – перфорированный лист; 8 – отверстия перфорации



Рис. 2. Разрез входной камеры 61-трубной модели ПГ БНМ: 1 – корпус модели; 2 – патрубок подвод; 3 – ДР; 4 – отверстия перфорированного кожуха; 5 – перфорированный лист; 6 – трубная доска

При скоростях, характерных для входной камеры 61-трубной модели и ПГ БНМ доминирует турбулентный механизм возбуждения колебаний ТОТ.

Вибрационные испытания включали в себя:

- исследования собственных колебаний теплообменных труб на воздухе;

- исследования вынужденных колебаний теплообменных труб в потоке воды.

Испытания проводились на стенде сейсмических и вибрационных испытаний, схема установки модели приведены на рис. 3. Виброизоляция модели от трубопроводов осуществлялась через сильфон в нижней части и гибкий рукав в верхней части, а от металлоконструкции



Рис. 3. Схема установки модели: 1 – 61-трубная модель; 2 – опорная металлоконструкция; 3 – гибкий рукав; 4 – сильфон; 5 – входной и выходной коллектор

стенда – при помощи слоя резины, размещенного под опорами модели. Для исследования собственных колебаний труб модель соединялась в верхней части с электродинамическим вибратором, создававшим возмущения корпуса модели («белый шум» или гармонический сигнал с разверткой по частоте).

Отклик труб в исследованиях собственных и вынужденных колебаний определялся при помощи виброизмерительного щупа. Общий вид виброизмерительного щупа приведен на рис. 4. Цанговый механизм 1 соединен с управляющим механизмом 2 системой коаксиальных труб. Первичный преобразователь ускорения закрепляется в цанговом механизме, который при помощи разжимного конуса фиксируется в исследуемой трубе. Первичным датчиком служит миниатюрный пьезоакселерометр. Виброускорения определялись с погрешностью 9 % от показаний канала.



Рис. 4. Устройство для измерения виброускорений т/о труб (виброщуп): 1 – цанговый механизм; 2 – управляющий механизм

#### Результаты вибрационных испытаний

Собственные колебания ТОТ близки к колебаниям двухопорных (трехопорных) балок, с частотами исследуемого и соседних пролетов, определенных по аналитическим формулам для многоопроных балок.

Вынужденные колебания труб происходят на собственных частотах пролетов, определенных в стоячей воде. Также в спектрах помимо широкополосного шума в ряде случаев наблюдаются колебания на лопаточной и оборотной частотах циркуляционного насоса 24,8 и 149 Гц. При сопоставлении спектров собственных колебаний в стоячей воде и вынужденных колебаний в потоке было обнаружено, что демпфирование колебаний в потоке значительно выше, чем у собственных колебаний ТОТ в стоячей воде и на воздухе.

На рис. 5 показаны спектры вынужденных колебаний середин пролетов трубы во втором ряду (тип Б). Верхний пролет имеет максимальный уровень ускорений. В спектрах колебаний помимо собственной частоты исследуемого пролета присутствуют частоты колебаний соседних пролетов (третий пролет 1068 мм имеет пик как для собственной частоты 66 Гц и частоты соседнего пролета длиной 801 мм 110 Гц). У труб с типами дистанционирования Б и В уровень ускорений на входном участке в зоне поперечного обтекания значительно выше, чем во втором и следующих по ходу теплоносителя пролетах, находящихся в зоне продольного обтекания. Однако по уровню виброперемещений (рис. 5 б) пролеты на участке входа теплоносителя сопоставимы с удлиненными пролетами, находящимися в зоне продольного обтекания.

Максимальное СКЗ виброускорений имеют трубы с дистанционированием типа Б. У труб с дистанционированием типа В ускорения труб во входном пролете ниже примерно в 2 раза, у труб типа А – в 11 раз. При этом наблюдается существенный разброс ускорений для одинакового типа дистанционирования, но находящихся в разных зонах трубного пучка модели. Распределение СКЗ ускорений труб в поперечном сечении для радиального направления колебаний приведено на рис. 6.

Зависимости СКЗ виброускорений нижних пролетов теплообменных труб от средней скорости воды в отверстиях входной камеры имеют форму степенных законов (от линейных до квадратичных). При скорости теплоносителя в отверстиях перфорации, близкой к скорости в отверстиях перфорации ПГ, максимальное значение амплитуды виброускорения составило 3,4 g (для трубы 1.2 в пролете HP-Б1 длиной 550 мм).

В проведенных экспериментах амплитуда виброускорений у ряда труб (преимущественно с типом дистанционирования Б) превысила предельно допустимые уровни вибрации 3 g, определенные по результатам прошлых стендовых исследований виброизноса, и измеренные вибрации в ПГ БН-600. Основной причиной более высоких уровней колебаний труб 61-трубной модели, по-видимому, является более высокая (в 2,6 раза) средняя скорость теплоносителя в отверстиях перфорации модели и ПГ БНМ по сравнению с ПГ БН-600.



Рис. 5. Спектры ускорений и перемещений вынужденных колебаний середин пролетов трубы во втором ряду: *a* – ускорения; *б* – перемещения



Рис. 6. Распределение СКЗ ускорений труб в поперечном сечении для радиального направления колебаний

#### Исследования на виброизнос однотрубных моделей ПГ БНМ

Исследования на виброизнос производились на восьми однотрубных моделях, аналогичных использованным для обоснования износостойкости ТОТ ПГ БН-800 [3] в три этапа продолжительностью 1000 ч каждый. Испытания проходили на стенде ГНЦ РФ – ФЭИ. Принципиальная схема модели представлена на рис. 7.



Рис. 7. Принципиальная схема модели на виброизнос

Модели состояли из корпуса внутри которого содержались исследуемые образцы ТОТ – трехпролетные однотрубные фрагменты, трубы закреплялись в модели с помощью трех имитаторов ДР и одного имитатора трубной доски. Нумерация ДР шла сверху вниз. Моделировались зазоры между трубой и ДР, входящие в диапазон возможных зазоров в ПГ БНМ. Температура натрия на входе в каждую модель поддерживалась равной температуре входа натрия в ПГ 527±5 °C. Длины пролетов в моделях соответствовали длинам трех верхних пролетов в ПГ.

Колебания возбуждались в верхнем пролете при помощи электромагнитных вибраторов. Вибрационный отклик труб моделей определялся с помощью виброизмерительных щупов, содержащих высокотемпературный пьезоакселерометр. Щупы устанавливались в середины верхних пролетов имитаторов ТОТ. Во время пуска и по окончании каждого этапа испытаний производился отбор проб теплоносителя для исследования химического состава натрия. Каждый этап заканчивался разбором моделей и металлографическими исследованиями образцов труб.

В испытаниях на виброизнос варьируемыми параметрами являлись длина верхнего пролета (*L*), амплитуда виброускорений (перемещений) (*A*, *X*) и частота гармонических колебаний середины верхнего пролёта (*f*). На первых двух этапах испытаний длины верхних пролетов у четырех моделей составляли 456 мм, у четырех – 721 мм.

В качестве нового параметра (взамен виброускорения), отвечающего за виброизнос, была взята за основу наиболее часто используемая для подобных задач теория Арчарда, согласно которой скорость объемного износа пропорциональна нормальной силе и тангенциальной скорости скольжения трубки относительно образца ДР:

$$W = K \cdot \frac{F_N \cdot v_{\rm rp}}{H_V},\tag{1}$$

где: W – скорость объемного износа; K – коэффициент износа;  $F_N$  – нормальная сила;  $v_{\rm тp}$  – скорость в узле трения;  $H_v$  – твердость по Бриннелю или Виккерсу более мягкого материала пары.

Нормальная сила в ДР пропорциональна амплитуде перемещения середины пролета X и обратно пропорциональна кубу длины пролета L, а скорость в узле трения примем пропорциональной скорости в середине пролета v. В этом случае скорость износа пропорциональна комплексу:

$$W \sim \frac{X \cdot v}{L^3} \,. \tag{2}$$

Нижние уровни виброускорений выбирались исходя из равенства максимального значения комплекса (2) для объемного износа в настоящих испытаниях на виброизнос и пусконаладочных измерениях ПГ БН-600 на третьем блоке Белоярской АЭС. Верхние уровни виброускорений соответствовали удвоенному значению амплитуды виброускорения. Для третьего этапа испытаний было принято решение об изменении длины верхнего пролета ТОТ для четырех моделей. Верхний пролет для этих моделей составил 280 мм. В пролетах длиной 456 мм на втором этапе испытаний был достигнут уровень ускорений, близкий к предельному уровню, вызывающему износ. Поэтому на третьем этапе для пролета длиной 456 мм производится более детальное исследование двух моделей на уровнях  $\sqrt{2}$  и от предельного уровня 5,1 g. Для пролета длиной 721 мм предельный уровень ускорений на собственной частоте по результатам первых двух этапов достигнут не был. В связи с этим на третьем этапе испытывались две модели при амплитудах ускорения в  $\sqrt{2}$  и в 2 раза выше, чем на втором этапе (2,1 g).

По результатам профилометрических исследований, проведенных после второго этапа испытаний были отмечены процессы адгезии и формоизменения контактирующих поверхностей в зоне «ТОТ-ДР» для трех моделей, которые можно трактовать как начальную стадию изнашивания. Для изношенных ТОТ имеет максимальное значение комплекс:

$$W \sim \frac{X \cdot \Delta \cdot f}{L^3} = \frac{A}{L^3 \cdot f} = \frac{V}{L^3}.$$
(3)

На рис. 8 приведены спектры перемещений середин верхних пролетов моделей 5 и 7 (приведены амплитуды перемещений) во время второго этапа испытаний. В процессе испытаний непрерывно отслеживались и поддерживались постоянными уровни ускорений (перемещений) в середине верхнего пролета каждой модели, а также температура и расход натрия на входе в каждую модель.

Для определения глубины износа проводились профилометрические исследования образцов труб на участке вне контакта с ДР и на участках с потертостями. При профилометрировании сканировались изношенные и неизношенные участки вдоль образующих, после чего определялась средняя высота профиля неизношенного участка в окрестности зоны износа по каждой образующей. Затем вычислялось отклонение высоты профиля изношенного участка от средней высоты профиля неизношенного участка. Для каждой зоны контакта «ДР – труба» вычислялось отклонение профиля изношенного участка как среднее значение отклонений, определенной по каждой образующей.



Рис. 8. Спектры перемещений середин верхних пролетов

В результате первого этапа испытаний износ не был обнаружен. На некоторых трубах в районе кромок ДР имелись участки с блеском, характерным для чистых металлических поверхностей, лишенных защитных пленок. В зоне, лишенной защитной пленки, наблюдалась повышенная шероховатость по сравнению с исходной поверхностью, максимальный перепад высот составляет 20 мкм, но при этом на участке с исходной структурой имеются риски от механической обработки с сопоставимой глубиной. Профилограмма одного из таких участков (под ДР 2 модели 1) приведена на рис. 9 а, на рис. 9 б приведена исходная поверхность.



Рис. 9. Участки контакта ТОТ с ДР 2 в модели 1: а – зона контакта трубы с ДР; б – зона исходной поверхности



Рис. 10. Потертость модели №8 на уровне первой ДР

В результате разборки моделей после второго этапа испытаний было обнаружено, что для трех моделей с удвоенным комплексом (3) в зоне контакта «ДР – труба» развилась начальная стадия износа. Потертость на модели №8 на уровне первой ДР (L = 456 мм, a = 5,1 g, f = 200 Гц) показана на рис. 10.

Вынос материала был определен на двух образцах, но глубина износа не превышает погрешности ее определения. После третьего этапа испытаний виброизнос моделей с оптимизированным расположением ДР (верхний пролет 280 мм) отмечен не был при, как минимум, двукратном превышении оценочного уровня вибрации в ПГ. Для моделей с длиной пролета 721 мм была установлена граница начала износа для частоты 70 Гц, близкой к собственной частоте пролета. Предельный уровень амплитуды ускорений составил 2,1 g. Для пролета ТОТ 456 мм была уточнена граница начала износа, предельный уровень виброускорений составил 3,6 g.

#### Анализ экспериментальных результатов

Вибрационная модель ПГ (рис. 1) существенно отличается от предполагаемой конструкции ПГ БНМ как геометрическими размерами (размер трубного пучка и входной камеры, длина поперечного обтекания), так и средой, возбуждающей колебания.

Поэтому необходимо оценить, какова вносимая этими отличиями погрешность в определении виброускорений ТОТ для ПГ, относительно 61-трубной модели.

В поперечном потоке жидкости при доминировании турбулентного механизма возбуждения колебаний для оценки уровней СКЗ  $A_{RMS}(z)$  перемещений ТОТ можно использовать формулу, приведенную в [4] и [5]:

$$\frac{A_{RMS}(z)}{d_a} = \sum_i \Phi_i(z) J_i \cdot \frac{\sqrt{2}}{16 \cdot \pi} \left(\frac{1}{\mathrm{Sr}_i}\right)^{1,5} \frac{\rho \cdot d_a^2}{m} \left(\frac{S_F}{\Lambda_i}\right)^{0,5},\tag{4}$$

где  $\Phi_i(z)$  – форма *i*-й моды колебаний;  $\Lambda$  – логарифмический декремент колебаний *i*-й моды колебаний;  $S_F$  – спектральная плотность мощности гидродинамической силы;  $Sr_i$  – число Струхаля, посчитанное по частоте *i*-й моды колебаний;  $\rho$  – плотность жидкости; d – диаметр обтекаемой трубы; m – погонная масса трубы;  $J_i$  – коэффициент, учитывающий корреляцию поперечной гидродинамической силы и *i*-й моды колебаний, и он определяется по формуле:

$$J_i = \frac{\int_0^L F'(z) \cdot \Phi_i(z) dz}{\int_0^L \Phi_i^2(z) dz},$$
(5)

где F'(z) – распределение нормированной силы по длине пролета.

Основные отличия формулы (3) для модели и ПГ могут быть связаны с  $S_F$ ,  $J_i$ ,  $\rho$ .

Данные по спектральной мощности гидродинамической силы и в ПГ и в модели отсутствуют, хотя в литературе [5] в безразмерном виде они совпадают для одинаковой геометрии пучка (одинаковой компоновки и равных шагов пучка). Пример зависимости  $S_F$  от безразмерной частоты отрыва вихрей приведен на рис. 11.



Рис. 11. Нормированная спектральная плотность мощности гидродинамической силы как функция безразмерной частоты для треугольного пучка с s/d = 3 (Re=10<sup>4</sup> - 5·10<sup>5</sup>)

Плотность воды при 20 °C больше плотности натрия на входе в ПГ БНМ примерно на 18 %, что снижает амплитуду колебаний ТОТ в ПГ БНМ.

Оценим различия коэффициента  $J_i$ . Рассмотрим только первую (преобладающую) форму колебаний и примем ее как sin(z). Интеграл в знаменателе берется по всей длине трубы и является константой, одинаковой и для модели, и для ПГ. Положим, что гидродинамическая сила действует только на участке перфорации и профиль ее равномерный, поэтому интеграл в числителе возьмем по длине обтекаемого участка. Считаем, что скорость теплоносителя максимальна напротив отверстий перфорации и равна нулю в зоне между отверстиями (для модели – 2 отверстия, для ПГ – 4 отверстия). При одинаковой плотности распределения гидродинамической силы из-за различий в высоте обтекаемых участков интеграл в числителе (и, соответственно, коэффициент (4)) для конструкции штатного парогенератора будет оценочно в 4,5 (пролет 550 мм) и в 7 раз (пролет 817 мм) больше, чем для 61-трубной модели. То есть СКЗ перемещений середины ТОТ может также увеличиться в 7 раз. Если пересчитать на ускорения в середине пролета получим уровни 15–20 g. Расчетная схема для пролета 550 мм приведена на рис. 12.



Рис. 12. Расчетная схема для коэффициента корреляции Јі для пролета 550 мм

По результатам трех этапов на виброизнос наибольшие повреждения поверхности ТОТ в районе ДР имели три модели после второго этапа и три модели после третьего этапа. Следует отметить, что для моделей с длиной пролета 280 мм уровни вибрации, при которых наступает износ, не были достигнуты.

Для нахождения параметра или сочетания параметров вибрации середины пролета ТОТ, контролирующего виброизнос в паре трения «ТОТ-ДР» в натрии, были построены графики зависимостей ускорения, скорости и перемещения для трех длин пролетов моделей ТОТ в испытаниях на виброизнос. На рисунках нанесены линиями уровни вибрации в 61-трубной модели (синий цвет), а также оценочный уровень колебаний в ПГ БН-1200 (пунктирная линия). Красным цветом показаны параметры вибраций моделей, имеющих износ (рис. 13).

По этим графикам видно, что ни для одного параметра вибраций (ускорение, скорость, перемещение) нельзя провести предельный уровень, разграничивающий область отсутствия и наличия износа. Для скорости можно провести наклонную линию разграничения между этими областями. Для перемещения и ускорения изношенные и неизношенные модели расположены вперемешку. В качестве параметров, определяющих износ, также можно взять комплексы, полученные из уравнения (1). Из рис. 14 видно, что для длин пролетов 456 мм и 721 мм одинаковому значению комплекса (2) соответствуют как изношенные, так и неизношенные модели. Для короткого пролета ТОТ (280 мм) значение комплекса в испытаниях на виброизнос было больше, чем ожидается в ПГ БН-1200.

Аналогичный график можно получить для комплекса (3). Зависимость комплекса для трех длин пролетов ТОТ приведена на рис. 15. Для пролетов 456 мм и 721 мм существуют зоны наличия (красный цвет) и отсутствия износа (зеленый цвет), также для этих моделей можно выделить границу начала износа. На ТОТ с пролетом 280 мм эту границу распространить нельзя, так как для короткого пролета не были определены предельные значения комплекса скорости, при которых начинает развиваться износ. Это может быть вызвано малыми перемещениями в узлах

«ТОТ-ДР», которые могут быть ниже пороговых перемещений, вызывающих износ. Для длинного и среднего пролета уровень начала износа близок к уровням вибрации в 61-трубной модели и значительно меньше ожидаемого уровня в ПГ БН-1200. При этом для пролета 280 мм, ожидаемый уровень вибрации в ПГ БНМ ниже верхнего значения комплекса (3) в испытаниях на виброизнос.



Рис. 13. Зависимости перемещения, скорости и ускорения для трех длин пролетов: а) перемещение; б) скорость; в) ускорение





#### Выводы и рекомендации

Созданный в на первых двух этапах исследований на виброизнос уровень вибрации образцов был значительно ниже оценочного уровня вибрации ТОТ в штатном ПГ (виброускорения уровней 15–20 g) и близок к виброускорениям, определенным в 61-трубной модели. При этом на трех образцах была определена начальная стадия виброизноса. Что можно трактовать как неудовлетворительный результат даже на уровнях виброускорений, значительно ниже возможных в ПГ БНМ. Поэтому на третьем этапе испытаний на виброизнос было принято решение проводить испытания укороченного пролета 280 мм, который может быть реализован в ПГ БНМ (вместо испытанных на первых двух этапах пролетов 721 мм и 456 мм) на участке с поперечным течением теплоносителя. Также рекомендуется снизить скорость теплоносителя в отверстиях перфорации кожуха.

#### Список литературы

- 1. Бергункер В.Д. Новые проблемы вертикальных парогенераторов / 8-я МНТК «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, Россия, 28–31 мая 2013 г.
- Федоров В.Г., Додонов В.А., Соколов А.С. Исследование вибрационного износа труб теплообменников / Доклад на советско-канадском семинаре «Исследование вибрации ВКУ (реактор-парогенератор)», Москва, 9–12 сентября 1975.
- Федоров В.Г., Додонов В.А., Макаров В.В. и др., Исследование виброизноса труб парогенератора // Вопросы судостроения. – 1983. – Вып. 33. – С. 83–88.
- 4. Blevins R.D. Flow-induced vibration, 2nd edn. Van Nostrand Reinhold, New York, 1990, 410 p.
- 5. VDI Heat Atlas. 2<sup>st</sup> edition published. Dusseldorf, Germany. 2010. 1585 p.

#### Экспериментальное и численное исследование гидродинамики и теплообмена при подъёмном течении жидкого металла в кольцевом канале с винтовым оребрением

Генин Л.Г., Крылов С.Г., Листратов Я.И., Захаров А.Г. Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва

В настоящее время жидкометаллические теплоносители находят все более и более широкое применение в науке и технике. В частности, жидкометаллические теплоносители будут неотъемлемой частью реакторов нового поколения. Конструктивные особенности подобных реакторов предполагают течение теплоносителя в каналах сложной формы. Сложная форма каналов неизбежно приводит к явлению закрутки потока.

К настоящему моменту хорошо изучены закономерности турбулентного теплообмена жидкометаллических теплоносителей лишь в каналах простой формы – плоском канале и круглой трубе [1]. Надежные же экспериментальные данные по турбулентному теплообмену в закрученных потоках жидких металлов отсутствуют. По этой причине в современных CFD кодах нет и верифицированных трехмерных моделей турбулентности, пригодных для расчета таких процессов.

Основная сложность при моделировании теплообмена с низкими Pr связана с проблемой назначения  $Pr_T$ . В жидких металлах  $Pr_T$  является переменной величиной не только в пристеночной области, как в большинстве других жидкостей, но и в ядре потока.

Вместе с тем для обоснования безопасности и работоспособности ядерных реакторов нового поколения необходимым условием является проведение CFD расчетов. Проблему же надежности используемых кодов можно решить только одним способом – отверифицировав их на высококачественных экспериментальных данных.

С целью получения таких данных по договору с АО «НИКИЭТ» на кафедре инженерной теплофизики Московского Энергетического Института в настоящее время проводится эксперимент по изучению влияния закрутки на турбулентный теплообмен в жидких металлах. Полученные из этого эксперимента данные планируется использовать для верификации используемых в ядерной отрасли трехмерных CFD кодов.

В представленной работе приводятся экспериментальные данные по полям скорости и температуры, полученные на установке. Также приводится сравнение с результатами, полученными с помощью трехмерного CFD-кода Fluent 15.0.

Экспериментальный стенд представляет собой герметизированный ртутный контур [2]. Схема контура представлена на рис. 1.



Рис. 1. Схема экспериментального стенда:

1 – рабочий участок; 2 – вентиль; 3 – измерительный зонд; 4 – дифманометр; 5 – расходомер; 6 – запорно-регулировочный вентиль; 7 – холодильник; 8 – резервуар со ртутью и насос; 9 – напорный бак постоянного уровня; 11, 12 – система автоматизации с персональным компьютером; 13 – сливной вентиль



Рис. 2. Конструкция внутренней оребрённой трубы

Собственно, рабочая часть опытного участка представляет собой кольцевой зазор, образованный двумя трубами длинной 1 м. Размеры внутренней трубы 12×1 мм, внешней – 30×1,5 мм. К поверхности внутренней трубы приварено ребро (рис. 2) с шагом 400 мм, высотой 7,5 мм и толщиной 2 мм. Движение ртути осуществляется снизувверх. Ртуть поступает через входной патрубок в нижней камере, затем проходит через опытный участок и выходит из опытного участка через выходной патрубок верхней камеры.

Во внутреннюю трубу вставляется электрический нагреватель, изготовленный из нихромовой проволоки диаметром 1 мм.

На наружную поверхность внешней трубы наложена фторопластовая изоляция толщиной 1 мм, в которую вмонтированы 3 тепломера. На наружную поверхность опытного участка наносится дополнительный слой изоляции из пенопласта.

Измерения температурных профилей в канале осуществляется рычажным зондом шарнирного типа (рис. 3 а, б). Зонд представляет собой рычаг способный поворачиваться вокруг шарнира. Более длинное плечо – стержень с датчиком на конце (микротермопара), вводится в кольцевой зазор навстречу потоку. Для перемещения кончика зонда по сечению зазора используется координатный механизм, пред-

ставляющий собой два микрометрических винта, с помощью которых зонд может независимо перемещаться в двух взаимно перпендикулярных направлениях.

Если бы в канале не было ребра, то на участке стабилизированного теплообмена профиль температуры в любом поперечном сечении был бы один и тот же. Поэтому в экспериментах достаточно было бы провести измерения вдоль одного радиуса. Наличие спирального ребра в кольцевом зазоре значительно усложняет картину течения. Поэтому в экспериментах необходимо выполнить измерение профилей температуры вдоль нескольких радиусов, расположенных на разных расстояниях от ребра. Изменение расстояний мест измерения температурных профилей от ребра будет осуществляться путем поворота внутренней трубы.



Рис. З. Опытный участок с зондом-качалкой (а) и макет опытного участка (б)

Схема, поясняющая описанный выше способ измерений, показана на рис. 4. Так как конец зонда с заделанным в нем корольком термопары опущен в канал на глубину 60 мм, что составляет примерно 1/7 шага ребра, то недоступной для измерения областью потока является сектор величиной ~60° (эта область на схеме заштрихована), и доступен для измерений сектор ~300° вдоль радиусов 1, 2, 3, и т.д.

Кроме измерений полей температуры, естественно, измерялись температуры ртути на входе в опытный участок и на выходе из него, расход ртути, мощность нагревателя и тепловые потери в трех местах по высоте опытного участка.



Рис. 4. Схема областей доступных и недоступных для измерений

Измерения планируется проводить в диапазоне  $\text{Re} = 5 \cdot 10^3 - 2,5 \cdot 10^4$ ,  $q_w$  выбирается из допущения об отсутствии влияния свободной конвекции.

Профили скорости измеряются корреляционным методом с использованием естественного фона турбулентных флуктуации температуры, переносимых потоком. Термодатчик продольных корреляций имеет фиксированное расстояние между термопарами. Если Lv – расстояние между термопарами, а Sv – время запаздывания сигнала от второй термопары, то осредненное по времени значение местной скорости W рассчитывается как W = Lv/Sv.

В корреляционном методе время запаздывания соответствует координате максимума на кривой взаимно-корреляционной функции (ВКФ). Для получения оценки времени запаздывания достаточно иметь информацию о мелкомасштабной структуре температурного фона турбулентного потока. Практически используются ограниченные по времени реализации сигналы с термопар корреляционного датчика скорости. Расчет ведется при помощи стандартной функции библиотеки LabView.

Внешний вид датчика для корреляционных измерений продольной компоненты скорости показан на рис. 5. Он представляет собой две микротермопары, спаи которых располагаются на осевой линии. Диаметр спая термопар составляет 0,3 мм, расстояние между термопарами определяется фотометрическим методом Lv = 5,0 мм. Термопары вклеены в стальные капилляры высокотемпературным композитным клеем BK-35.



Рис. 5. Вид корреляционного датчика скорости

Объектом моделирования является опытный участок экспериментального ртутного стенда. Опытный участок представляет собой вертикальный кольцевой канал длиной 1000 мм. с закрученной ленточной вставкой, дистанционирующей внутреннюю и внешнюю трубки, шириной  $r_0 = 7,5$  мм и толщиной h = 2 мм. Эту вставку можно представить как ребро, навитое на внутреннюю трубку. Толщина стенки наружной трубки  $\delta_{\rm H} = 1,5$  мм, толщина стенки внутренней трубки  $\delta_{\rm B} = 1$  мм. Шаг закрутки s = 400 мм. Гидравлический диаметр канала  $d_{\Gamma} = 13,3$  мм. В эксперименте осуществлялось подъемное течение теплоносителя. Постоянным тепловым потоком обогревалась внутренняя стенка канала, схема обогрева показана на рис. 6.

Начало отсчета расположено в центре внутренней трубки на входе в канал. Осевая координата *x* меняется в пределах от 0 м до 960 мм. Радиальная координата *r* отсчитывается в диапазоне от 0 мм до 15 мм. Начало угловой координаты  $\varphi$  соответствует середине ребра (касание ребра термопарой зонда произойдет при  $\varphi = 11^\circ$ ).



Рис. 6. Схема обогрева. Система координат. Сечение x = 900 мм

Задача решалась с помощью трехмерной структурной сетки, состоящей из гексагональных элементов. Первые контрольные объемы находятся на расстоянии не более  $y^+ = 1$  от смоченных поверхностей. По толщине стенок и ребра располагалось 3 контрольных объема.

Сеточная сходимость была показана с помощью трех различных сеток: «грубой» –  $N = N_r \times N_{\phi} \times N_x = 25 \times 58 \times 26$ , «средней» –  $50 \times 116 \times 520$ , и «мелкой» –  $100 \times 232 \times 1040$ . Где  $N_r \times N_{\phi} \times N_x$  – количество контрольных объемов в соответственно радиальном, азимутальном и осевом направлениях. Поперечное сечение «средней» расчетной сетки показано на рис. 7.



Рис. 7. Поперечное сечение «средней» сетки расчетной области

Сеточная независимость результатов расчетов была достигнута на «средней» сетке. Все описанные далее результаты были получены именно для нее.

В процессе моделирования использовался RANS-подход [3].

Замыкающие отношения для турбулентной вязкости были получены с помощью низкорейнольдсовой AKN *k*-є модели турбулентности [4]. В процессе моделирования турбулентное число Прандтля принималось постоянным и равным  $\Pr_T = 1,2$  на основании численной оптимизации Nu при расчете теплообмена жидких металлов в трубе.

На входе в расчетную область задавались граничные условия однородных профилей скорости и температуры. На выходе использовались конвективные граничные условия. Турбулентные характеристики как на входе, так и на выходе определялись через интенсивность турбулентности I и гидравлический диаметр  $d_{\Gamma}$ .

Задача решалась в стационарной постановке. На границах раздела твердое тело-жидкость использовались условия сопряжения. Контактное термическое сопротивление при этом не учитывалось.

В твердом теле решалось уравнение теплопроводности.

Свойства жидкости и твердого тела принимались постоянными по определяющей температуре в сечении x = 900 мм из данных. Влияние сил плавучести не учитывалось.

Система уравнений конвективного теплообмена решалась методом контрольных объемов с использованием алгоритма SIMPLE [3]. При дискретизации уравнений движения, турбулентных характеристик и энергии использовалась схема 3-го порядка точности (MUSCL). Дискретизация давления осуществлялась схемой второго порядка точности [3]. Точность итерации задавалась равной 10<sup>-5</sup> по относительным средним невязкам.

На рис. 8 представлены расчетное поле скорости в сечении x = 900 мм для режима Re = 20000. Из рис. 8 видно, что вблизи ребра наблюдается значительное искажение поля скорости, особенно с «наветренной» его стороны. При значительном же удалении от ребра где  $\varphi \sim 180^\circ$ , поле скорости практически ничем не отличается от случая турбулентного течения в прямом кольцевом канале.



Рис. 8. Поле магнитуды скорости в сечении x = 900 мм при Re = 20000

На рис. 9 приведено сравнение расчетных результатов радиальных распределений безразмерной скорости  $w/\overline{w}$  (w – локальная магнитуда скорости ( $w = \sqrt{w_r^2 + w_{\phi}^2 + w_x^2}$ ), м/с;  $\overline{w}$  – среденемассовая расходная скорость) с экспериментальными данными.

Как видно из сравнения расчетных и экспериментальных профилей скорости, наблюдаются значительные количественные различия в результатах. При этом наблюдается достаточно хорошее качественное совпадение (особенно заметное в сечении  $\varphi = 281^{\circ}$ ). Сильные отличия могут быть объяснены, прежде всего, высокой погрешностью экспериментального определения локальной скорости *w* корреляционным методом. На рис. 9 нанесены экспериментальные данные с коридором в  $\pm 20$  % (указанный коридор соответствует величине экспериментальной погрешности измерения скорости в 20 %). Отметим, что практически все расчетные результаты находятся внутри коридора погрешностей. Также некоторое влияние может оказывать естественная конвекция, не учтенная в расчете.



Рис. 9. Радиальное распределение безразмерной скорости в кольцевом зазоре:  $a - \phi = 11^\circ; \delta - \phi = 101^\circ; B - \phi = 191^\circ; r - \phi = 281^\circ$ 

На рис. 10 представлены расчетное поле температуры в сечении x = 900 мм для режима Re = 14500. Видно, что закрутка довольно сильно искажает картину не только поля скорости, но и температуры. С «наветренной» стороны ребра наблюдается наибольшее падение скорости (см. рис. 8), и, как следствие – значительный рост температуры по сравнению с «подветренной» стороной.



Рис. 10. Поле температуры в сечении x = 900 мм, Re = 14500

Введем безразмерную температуру как:

$$\theta = \frac{\lambda(T-T)}{q_w d_{\Gamma}},\tag{1}$$

где  $\lambda$  – теплопроводность ртути;  $q_w$  – средняя плотность теплового потока на наружной поверхности внутренней трубки;  $\overline{T}$  – среднемассовая температура в сечении; T – локальная температура.

Среднее по сечению число Нуссельта можно определить как обратную величину средней безразмерной температуры стенки  $Nu = 1/\overline{\theta_w}$ .

Неоднородность теплоотдачи в сечении удобно оценить через распределение  $\theta_w$  на обогреваемой стенке канала, показанное на рис. 11.

Как следует из рис. 11, максимум температуры стенки, как в экспериментах, так и в расчетах, располагается не в застойной зоне около поверхности ребра, а смещен относительно него на 100–200 градусов. Расчетные распределения  $\theta_w$  для разных Re имеют практически идентичный характер поведения. Наблюдается качественное сходство между расчетными и экспериментальными распределениями. Однако стоит отметить, что по отношению к расчетному, экспериментальное распределение довольно значительно смещено по угловой координате (разница между максимумами доходит до 80 градусов), и также имеет большую крутизну. Разница в безразмерной температуре местами превышает 60 %.

На рис. 12 изображено радиальное распределение безразмерной температуры ртути по ширине зазора при φ = 180°, т.е. в самой удаленной от ребра части канала.



Как и в распределении  $\theta_w$ , наблюдается лишь качественное соответствие результатов расчета экспериментальным данным. Отметим, что лучше всего согласуются с расчетом данные, полученные при Re = 14500.

Столь значительные количественные различия между расчетными и экспериментальными данными можно объяснить, прежде всего, отсутствием термической стабилизации в опытном сечении [5], влиянием свободной конвекции, не учитываемой в расчетах, а также несовершенством используемых расчетных моделей турбулентного теплообмена.

#### Список литературы

- 1. Петухов Б.С., Генин Л.Г., Ковалев С.А., Соловьев С.Л. Теплообмен в ядерных энергетических установках. – М.: Издательство МЭИ, 2003. – 548 с.
- 2. Крылов С.Г., Генин Л.Г. Экспериментальное исследование полей температуры при течении жидкого металла в кольцевом канале со спиральным ребром / Труды 6 Российской Национальной конференции по теплообмену М.: Изд. Дом МЭИ, 2014.
- 3. ANSYS Inc. Fluent 15.0 user guide, Lebanon, 2013.
- 4. Abe K., Kondoh T., Nagano Y. A new turbulence model for predicting fluid flow and heat transfer in separating and reattaching flows // I. Flow field calculations. International Journal of Heat and Mass Transfer. 1994. Vol. 37. N 1. P. 139–151.
- 5. Захаров А.Г., Листратов Я.И. Численное моделирование турбулентного теплообмена ртути в кольцевом канале с закрученной лентой / Труды 6 Российской Национальной конференции по теплообмену – М.: Изд. Дом МЭИ, 2014.

# Экспериментальные исследования в обоснование парогенераторов нового поколения, обогреваемых жидкометаллическим теплоносителем

#### Грабежная В.А., Михеев А.С.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского», Обнинск

#### Введение

Одним из перспективных направлений развития большой энергетики является создание АЭС с реакторами на быстрых нейтронах, которые позволяют вовлечь в топливный цикл практически весь природный уран. Тепло, выделяемое в активной зоне таких реакторов, снимается жидкометаллическими теплоносителями. В реакторных установках (РУ) типа БН в качестве такого теплоносителя используется натрий. Соответственно натрий, но уже второго контура используется и в парогенераторах (ПГ) РУ. Создание надёжных конструкций ПГ до сих пор является одной из первоочередных задач атомной энергетики. ПГ натрий-вода являются достаточно дорогими и сложными техническими сооружениями. Основными признаками, которым должны удовлетворять ПГ являются: надёжность, безопасность, эффективность, длительная работоспособность, экономичность и ремонтопригодность. Поэтому любая конструкция ПГ требует экспериментального обоснования как в части подтверждения проектных параметров по пару, так и в части теплогидравлики парогенерирующего канала.

В прямоточных парогенераторах всегда имеет место кризис теплообмена. Одним из неприятных факторов, сопровождающих кризис теплообмена, являются пульсации температуры теплопередающей стенки, от которых зависит долговечность парогенерирующей трубы. Огромное число исследований кризиса теплообмена было проведено на экспериментальных моделях, обогреваемых электричеством. Если в случае кризиса теплообмена величину критического теплового потока и критического паросодержания можно оценить (не определить!), располагая, например, теми же скелетными таблицами, то переносить данные о пульсациях температуры теплопередающей стенки, полученные на электрообогреваемых трубах на случай с жидкометаллическим обогревом в корне неверно в силу ряда причин. Во-первых, при электрообогреве из-за равномерного тепловыделения кризис всегда находится на выходе пароводяного потока из трубы для исключения пережога экспериментальной модели. Поэтому на моделях с электрообогревом трубы невозможно достоверно определить протяженность зоны пульсаций. Во-вторых, при электрообогреве температура стенки в зоне кризиса спонтанно растет и может достигать высоких значений, вплоть до пережога, а при обогреве жидким металлом она ограничена температурой жидкого металла, в данном случае температурой натрия. А именно истинное знание протяженности зоны пульсаций, двойной амплитуды и частоты пульсаций необходимо для оценки долговечности парогенерирующей трубы.

В 70-х годах прошлого века в ФЭИ были проведены исследования, направленные на изучение кризиса и пульсаций температуры стенки в зоне кризиса на нескольких моделях при параметрах работы парогенератора БН-600 [1]. В тех исследованиях рабочее давление изменялось от 9,8 Па до 13,7 Па, а массовые скорости – от 350 до 1000 кг/(м<sup>2</sup>·с).

Спектральный анализ записей пульсаций температуры теплопередающей стенки в зоне кризиса, позволил авторам [1] утверждать, что полоса зарегистрированных частот практически ограничена значением 2 Гц. В ней не обнаруживается какой-либо преобладающей частоты, т.е. спектр частот пульсаций температуры стенки в зоне кризиса теплообмена носит случайный характер. Кривая спектральной плотности имеет максимум при  $f \le 0,1$  Гц, что, вероятно, связано с влиянием общеконтурных нестабильностей – возможных колебаний температуры натрия и воды. Средние квадратичные значения пульсаций температуры стенки практически линейно уменьшаются с ростом массовой скорости. Значения эквивалентных частот для давления P = 9,8 и 13,7 МПа составляли 0,3–0,55 Гц, для P = 7,9 МПа – 0,95 Гц.

Сейчас ведутся проработки новых проектов реакторных установок типа БН более высокой мощности, чем БН-600. В парогенераторах рассматривается более высокое давление острого пара 17 МПа. Массовые скорости из-за перехода от модульных парогенераторов к корпусным парогенераторам также существенно выше [2]. На сегодня для этих параметров работы парогенераторов отсутствуют достаточно надёжные данные по пульсациям температуры теплопередающей стенки парогенератора в зоне развития кризиса теплообмена, полученные в условиях обогрева жидкими металлами, необходимые для обоснования долговечности парогенерирующих труб.

Поэтому, несмотря на обширный экспериментальный материал, полученный в работах по обоснованию ПГ БН-600, был выполнен комплекс исследований, направленных на изучение работы модели парогенератора при давлении 17–18 МПа и повышенных массовых скоростях воды. Особое внимание было обращено на кризис теплообмена и связанные с ним пульсации температуры теплопередающей стенки.

#### 1. Экспериментальная модель

Испытания однотрубной модели проводились на натриевом контуре стенда СПРУТ, технологическая схема которого показана на рис. 1, а подробное описание основных элементов контуров можно найти, например, в [3, 4].





ЭМН – насос электромагнитный; БЕ – буферная емкость; БС – бак сливной; ПН – петля нагревательная;
 ПГ – парогенератор; ПИ – пробковый индикатор; ХЛ – холодная ловушка; ПД – пробоотборник дистиллятор;
 РЕС – ресивер; СЕП – сепаратор; МР1, МР2 – мембраны разрывные; И – индикатор водорода автоматический;
 ЭХДВН – электрохимический датчик водорода в натрии;
 ЭХДКН – электрохимический датчик водорода в натрии;
 ЭХДКН – электрохимический датчик кислорода в натрии;
 ПВ – питательная вода; П – пар; Ө – расходомер электромагнитный; № – вентиль; Ю – датчик давления;
 № – уровнемер; ↑ – клапан предохранительный; < – термопары</li>

Конструкция однотрубной модели парогенератора разработана в АО «ОКБ Гидропресс». Модель представляет собой теплообменник типа «труба в трубе». Теплообменная трубка диаметром 16 мм размещается концентрично по оси корпусной трубы диаметром 42 мм. Для компенсации разности температурных удлинений теплообменной и корпусной труб в нижней части модели установлен сильфонный компенсатор. Для регистрации температуры в зоне кризиса теплообмена в вырезах на глубине 1 мм в теплопередающей трубке установлено 30 микротермопар из термопарного кабеля КТМС ХА диаметром 0,9 мм. Вывод термопарного кабеля КТМС ХА через стенку корпусной трубки выполнен через сальниковое уплотнение и замерзающее уплотнение натрия. Натрий движется в кольцевом зазоре сверху вниз, вода (пар) – по теплообменной трубке снизу вверх. Измерения температуры натрия на входе и выходе из модели и температуры питательной воды и пара осуществляются кабельными термопарами диаметром 1 мм из кабеля КТМС ХА, установленными в чехлах по центру каналов течения теплоносителей по три штуки в каждом чехле. На корпусе модели ПГ установлено 8 акустических датчиков. Всего на модели ПГ установлено 90 термопар.

Визуальный контроль над показаниями датчиков осуществлялся в режиме on-line по мнемосхеме стенда, отображаемой на мониторе оперативного персонала стенда, расположенного в пультовой. Мнемосхема стенда состоит из главной и вспомогательной страниц. На главной странице изображены натриевый контур и контур воды высокого давления с выводом показаний ключевых датчиков. На вспомогательной странице показана модель ПГ и выведены показания всех датчиков температуры на адиабатической стенке и всех датчиков температуры на теплопередающей трубке.

#### 2. Температурные поля

Перед проведением испытания модели были выполнены пусконаладочные работы, которые включали в себя отладку и проверку работоспособности различных узлов и аппаратуры установки. Также были выполнены необходимые тарировки термопар. Тарировочные опыты показали, что разброс в показаниях датчиков температуры натрия, установленных в чехле на входе в модель ПГ, составил 0,1 °C, а на выходе из модели разброс не превышал 1,0 °C. Тарировка термопар, установленных в чехлах на входе/выходе по тракту воды в изотермических режимах без прокачки натрия при различных давлениях (от 12,5 до 18,5 МПа) с небольшим паросодержанием в потоке (x = 0, 1-0, 2) показала, что между собой показания дублирующих термопар, расположенных как на входе, так и на выходе сходились хорошо, разброс был не более 0,5 °С. Поскольку одной из основных задач являлось изучение кризиса теплообмена, особое внимание было уделено термопарам, заделанным в теплопередающей стенке. На рис. 2 представлены результаты тарировок этих термопар в изотермических режимах при разных уровнях температуры натрия (ось абсцисс – места заделки термопар по высоте модели). В каждом сечении были установлены по две термопары, расположенные диаметрально напротив друг друга. Максимальный разброс для этих термопар составил 1 °С. Разброс в показаниях термопар, расположенных по длине теплопередающей трубы также не превышал 1 °C независимо от уровня температуры натрия.



Рис. 2. Показания термопар, заделанных в теплопередающую трубку, в изотермическом режиме работы натриевого контура

Измерения теплогидравлических характеристик модели ПГ проводились при заданных режимных параметрах (расход воды и натрия, давление воды в контуре, температура натрия на входе в модель ПГ, температура питательной воды). Во всех режимах имел место кризис теплообмена, однако не всегда удавалось «загнать» зону кризиса в область размещения термопар на теплопередающей трубе. Мгновенная запись показаний термопар, установленных на теплопередающей стенке, позволяет судить о наличии либо отсутствии кризиса теплообмена в зоне размещения этих термопар.

В ряде режимов, в которых давление было давление ниже 10 МПа а массовая скорость менее 350 кг/(м<sup>2</sup>·с), было зафиксировано смещение профиля температуры корпуса по длине модели во времени, что нашло свое отражение и в показаниях термопар, заделанных в теплопередающую стенку, рис. 3 (опыт 1).



Рис. 3. Распределение температуры натрия по высоте модели (а) и теплопередающей стенки (б) в опыте 1: ●, ◆ – температура воды на входе/выходе модели; ▲, ● – температура натрия на входе и выходе модели; ◇, ▲ – температура адиабатной стенки (начало/конец записи); ●, ● – температура теплопередающей стенки (начало/конец записи)

За время записи режима в течение 200 с изменение температуры натрия на входе в модель не превысило 0,4 °C, а изменение входной температуры воды за тот же период времени было менее 0,3 °C, рис. 4. Максимальная амплитуда пульсаций расхода натрия в этом режиме составляет 0,8 %, расхода воды -0,5 %.

Несмотря на почти постоянство начальных режимных параметров по распределению температуры корпуса, рис. З a, видно не только смещение зоны кризиса вверх по течению воды на расстояние около 0,7 м, но и уменьшение как температуры натрия в месте кризиса, так и плотности теплового потока.



Рис. 4. Запись во времени температуры натрия (а) и температуры воды (б) на входе в модель в опыте 1

В рассмотренном режиме в экономайзерной зоне присутствует область с практически нулевым тепловым потоком, расположенная на расстоянии от одного до двух метров от входа воды в модель. Это балластная зона, где определенная часть поверхности практически не работает, т.е. тепловой поток близок к нулю и температуры греющего и нагреваемого теплоносителей практически равны. Область с низкими значениями теплового потока характерна и для всей закризисной зоны в этом опыте. Такой режим работы называют работой с балластной зоной, а вид неустойчивости – тепловой неустойчивостью. Этот вид неустойчивости довольно подробно рассмотрен в работе [5].

Смещение кризиса отмечалось в тех режимах, где отмечались балластные зоны, т.е. при малых расходах воды и давлениях менее 10 МПа. Данный факт следует учитывать при выборе режимных параметров работы парогенераторов на частичных уровнях мощности.

Как уже отмечалось, прорабатываются различные варианты парогенераторов, в которых давление рабочего тела составляет 17–18 МПа. Из литературы известно, что при давлении воды в контуре свыше 15 МПа кризис теплообмена второго рода (высыхание пленки жидкости в дисперсно-кольцевом режиме течения) не существует [6]. Поэтому была проведена серия опытов при высоких давлениях и массовых скоростях воды.

На рис. 5 представлены распределения температуры корпуса по длине модели и показания термопар, расположенных на теплопередающей стенке (опыт 2). Следует отметить, что при этих режимных параметрах, во-первых, отсутствуют зоны с практически нулевым тепловым потоком, во-вторых, показания термопар на корпусе модели в начале записи и в конце записи опыта совпадают.



Рис. 5. Распределение температуры натрия по высоте модели (обозначения показаны на рис. 2)

#### 3. Пульсации температуры теплопередающей стенки

Типичный пример записи во времени пульсаций температуры теплопередающей стенки для термопар, заделанных в стенку, представлен на рис. 6 (опыт 1). Расстояние между термопарами Т1 и Т10 составляет 0,13 м, а между термопарами Т10 и Т27 – 0,18 м. Аналогичные распределения были получены во всех опытах, когда имел место кризис высыхания пленки жидкости, кризис второго рода.



Рис. 6. Запись во времени показаний термопар на теплопередающей стенке в опыте 1: *a* – термопара T1; б – термопара T10; *в* – термопара T27
Совсем иная картина пульсаций температуры наблюдалась в режимах с кризисом теплообмена первого рода при давлении свыше 15 МПа. Пример записи таких пульсаций показан на рис. 7. Расстояние между термопарами Т1 и Т7 составляет 0,105 м; между термопарами Т7 и T21 – 0,115 м; между термопарами T21 и T28 – 0,09 м.



Рис. 7. Запись во времени показаний термопар на теплопередающей стенке в опыте 2: *а* – термопара T1; *б* – термопара T7; *в* – термопара T21; *г* – термопара T28

Если в режиме с кризисом второго рода, опыт 1, имеющиеся пульсации расхода вода были менее 1,5 % и носили случайный характер, рис. 8 a, то в случае с кризисом первого рода, опыт 2, пульсации расхода превышали 6 % и носили циклический характер с частотой около 0,13 Гц, рис. 8  $\delta$ .

При испытании модели на разных режимах отмечались шумы. С ростом давления, температуры натрия на входе в модель, расхода питательной воды интенсивность шумов нарастала, вплоть до вибрации модели, которая наблюдалась во всех режимах при расходах воды свыше 0,096 кг/с. Изменение расхода питательной воды в опыте 2 указывает на циклические низкочастотные колебания в водяном контуре, которые сопровождаются характерными шумами.



Рис. 8. Фрагменты записи во времени расхода питательной воды в опытах: a – опыт 1; б – опыт 2

Располагая записями пульсаций температуры теплопередающей стенки в местах заделки термопар, были определены максимальные двойные амплитуды этих пульсаций в зависимости от расхода питательной воды, рис. 9.

Говоря о максимальной двойной амплитуде пульсаций температуры стенки, в первую очередь, следует говорить о влиянии массовой скорости. С ростом последней двойная амплитуда пульсаций уменьшается, рис. 9. Две последние точки справа относятся к давлению 16,9 МПа, но им соответствуют разные массовые скорости. Давление также оказывает влияние на амплитуду пульсаций – с ростом давления растет температура насыщения, т. е. при равных температурах натрия в рассматриваемом сечении, уменьшается температурный напор.



Рис. 9. Зависимость максимальной двойной амплитуды пульсаций температуры стенки от расхода питательной воды

Второй немаловажной характеристикой пульсаций температуры является частота этих пульсаций, также влияющая на долговечность парогенерирующей трубы. Диапазон частот пульсаций температуры стенки в проведенных экспериментах изменялся от 0,1 до 0,5 Гц, это согласуется с данными, полученными в [1] при испытании однотрубной модели парогенератора применительно к проекту РУ БН-600. Следует подчеркнуть, что все пульсационные характеристики относятся к точкам размещения термопар, а не к внутренней поверхности парогенерирующей трубы.

Мгновенная фиксация температуры стенки в зоне кризиса позволяет оценить протяженность этой зоны. Анализ данных показывает, что в рассматриваемых опытах зона пульсаций температуры стенки не превышает 0,3 м. В [1] отмечается, что протяженность зоны с пульсациями температуры стенки сильно зависит от массовой скорости: чем выше массовая скорость, тем меньше область пульсаций. На основании полученных нами данных такой вывод сделать нельзя из-за недостатка самих данных.

#### 4. Критический тепловой поток и критическое паросодержание

В любом прямоточном парогенераторе с перегретым паром на выходе в парогенерирующей трубе имеет место кризис теплообмена, который характеризуется критической плотностью теплового потока и соответствующим паросодержанием. Если речь идет о кризисе второго рода, то это граничное паросодержание, в случае кризиса первого рода – критическое паросодержание.

Располагая профилями температуры адиабатной стенки, были вычислены критические паросодержания. В тех режимах, когда в опыте наблюдался кризис второго рода, а это, согласно [6], имеет место при давлении до 16 МПа, был выполнен расчет граничного паросодержания по формуле В.В. Сергеева [7]:

$$x_{\rm rp} = 1 - 0,86 \cdot \exp\left\{-19\left[\frac{(\rho w)^2 d}{\rho' \sigma}\right]^{-0.5}\right\},\tag{1}$$

где  $\rho w$  – массовая скорость, кг/(м<sup>2</sup>·с);  $\sigma$  – коэффициент поверхностного натяжения, Н/м; *d* – внутренний диаметр трубы, м;  $\rho'$  – плотность воды на линии насыщения, кг/м<sup>3</sup>.

Сравнение экспериментальных данных о  $x_{rp}$  с расчетной формулой (1) показано на рис. 10. При построении расчетной кривой (сплошная линия) учитывалось давление воды.



Рис. 10. Сравнение опытных данных о граничном паросодержании с расчетами по формуле (1): Давление: ○ - 6 МПа; ■ - 10 МПа; △ - 14 МПа; ◆ - 17 - 18 МПа

Более низкие значения граничного паросодержания, полученные в опытах, обусловлены, по-видимому, неустойчивостью зоны кризиса, о чем говорилось выше. Но все равно подавляющее число точек попадает в диапазон погрешности формулы (1).

Выброс данных, полученных при давлении свыше 16 МПа, вызван тем, что при этих давлениях кризис теплообмена второго рода отсутствует.

Для тех режимов, в которых давление питательной воды было свыше 16 МПа, было проведено сравнение экспериментальных значений критической плотности теплового потока с данными скелетных таблиц, взятых из [6]. Плотность теплового потока в экспериментах определялась как:

$$q = \frac{G_{\rm H}c_p}{\pi d_{\rm BH}} \frac{dT}{dl},\tag{2}$$

где q – плотность теплового потока в данном сечении парогенерирующей трубы, Bт/м<sup>2</sup>;  $G_{\rm H}$  – расход греющего теплоносителя через модель, кг/с;  $d_{\rm BH}$  – внутренний диаметр теплопередающей трубки, м; dT/dl – градиент температуры греющего теплоносителя, °С/м.

Для того чтобы провести сравнение экспериментальных значений критической плотности теплового потока с данными скелетных таблиц, был проведен пересчет плотности теплового потока, приведенной в скелетных таблицах, на трубу диаметром 12 мм. (В скелетных таблицах приведены данные для трубы диаметром 8 мм.) Поправка на диаметр, согласно [6], записывается как:

$$q_d \quad q_8 \, (8/d)^{0.33},$$
 (3)

где  $q_8$  – плотность теплового потока в скелетных таблицах, MBt/м<sup>2</sup>;  $q_d$  – плотность теплового потока в трубе внутренним диаметром d, MBt/м<sup>2</sup>. Сравнение опытных данных о величинах критического теплового потока с данными скелетных таблиц для трубы показано на рис. 11.



Рис. 11. Сравнение опытных данных о критическом тепловом потоке с данными скелетных таблиц [6] при *P* > 16 МПа

Из рисунка видно, что опытные данные о величине критического теплового потока ниже значений, приведенных в скелетных таблицах. С одной стороны, в проведенных экспериментах имел место нестационарный кризис теплообмена – зона кризиса смещалась во времени. Известно, что любые нестационарные процессы приводят к снижению величины критического теплового потока. С другой стороны, в скелетных таблицах [6] табличные данные представлены с определенным шагом изменения параметров. Так, по давлению имеются данные для давлений 16 МПа и 18 МПа, но отсутствуют для давления 17 МПа. То же – и в отношении массовой скорости и паросодержания. Следует подчеркнуть, что не все приведенные в скелетных таблицах данные о критическом тепловом потоке получены экспериментально, часть из них получена путем интерполяции, либо расчетами по соотношениям, содержащим множество эмпирических коэффициентов.

Нестационарный кризис теплообмена является крайне нежелательным явлением. Увеличивается протяженность теплопередающей трубы, которая подвергается термокачкам, что приводит к накоплению усталостных напряжений материала трубы и снижению ресурса работы всего парогенератора.

#### Заключение

Проведенные испытания однотрубной модели парогенератора длиной 15,4 м показали, что при работе на частичных параметрах возможно наличие балластных зон. В случае натурного парогенератора со многими параллельными каналами присутствие режима с балластной зоной может привести к различным параметрам пара на выходе из труб, вызывая динамическую температурную нагрузку, которая крайне нежелательна.

Во всех режимах имел место нестационарный кризис, характеризующийся смещением зоны кризиса во времени. Обнаружена неплохая, в пределах 20 %, сходимость экспериментальных данных о граничных паросодержаниях с расчетами в области давлений до 16 МПа (кризис второго рода). Проведено сравнение о величинах критической плотности теплового потока, полученных в экспериментах при давлении в водяном контуре свыше 16 МПа, с данными скелетных таблиц. Экспериментальные значения критической плотности теплового потока, определенные из экспериментов, расположены ниже табличных значений, но, в основном, попадают в диапазон погрешности скелетных таблиц.

По записям показаний термопар, заделанных на теплопередающей стенке, были определены основные пульсационные характеристики при кризисе теплообмена. Двойная амплитуда пульсаций температуры теплопередающей трубки не превышала 28 °C. Частоты пульсаций температуры теплопередающей стенки в зоне кризиса были менее 1,0 Гц. Полученные данные согласуются с результатами, полученными ранее в опытах при обосновании работоспособности парогенератора БН-600.

Данные о кризисе теплообмена и о пульсациях температуры теплопередающей стенки при давлениях свыше 16 МПа и массовых скоростях воды свыше 1000 кг/(м<sup>2</sup>·с) в условиях жидкометаллического обогрева получены впервые.

Поскольку в натурных парогенераторах устанавливаются в каждую теплопередающую трубу дроссели, необходимо провести серию экспериментов на данной однотрубной модели парогенератора с дросселем на входе, для выявления влияния последнего на кризис теплообмена. Возможно, наличие дросселя приведет к исключению смещения зоны кризиса теплообмена во времени.

На наш взгляд, совмещение в одном корпусе парогенератора испарителя и пароперегревателя хоть и является экономически выгодным, однако создает определенные трудности в выборе эксплуатационных режимов работы парогенератора из-за возможного появления балластных зон.

Наблюдаемая тенденция перехода в парогенераторах РУ типа БН на повышенные давления (17–18 МПа) обуславливает появление кризиса первого рода со всеми вытекающими последствиями: низкие критические паросодержания, соответственно, избыточная по протяженности закризисная зона по сравнению с кризисом второго рода. Наверное, в будущем следует рассматривать вопрос о сверхкритических давлениях в парогенераторах большой мощности, не опасаясь кризиса теплообмена.

Испытание однотрубной модели выявило негативные моменты теплогидравлических характеристик в определенных режимах работы. Для выбора гарантированных режимов эксплуатации необходимы испытания многотрубной модели.

#### Список литературы

- Пульсации температуры теплопередающей стенки в модели парогенератора, обогреваемого натрием: Отчет о НИР / И. Хум, И. Моснерова, И. Бица, Н.С. Грачев, П.Л. Кириллов, В.А. Прохорова, Н.М. Турчин / Отчет ГКИАЭ и ЧСКАЭ. – Инв. № 78-05017. ГИИМ, Брно, ЧССР. – 1978. – 46 с.
- Поплавский В.М. Быстрые реакторы. Состояние и перспективы // Атомная энергия. 2004. – Т. 96. – Вып. 5. – С. 327–335.
- Грабежная В.А., Крюков А.Е., Михеев А.С. Работы по теплогидравлике парогенераторов БР. Подготовка стенда СПРУТ к проведению исследований / Доклады научно-техн. конф. «Теплофизические и расчетно-теоретические исследования в обоснование характеристик и безопасности ядерных реакторов на быстрых нейтронах (Теплофизика-2011)» в 2-х томах. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2013. – Т. 1. – С. 132–137.
- 4. Грабежная В.А., Грачев Н.С., Михеев А.С. Опыт экспериментального обоснования парогенераторов АЭС с реакторами на быстрых нейтронах / Научно-технический сборник

«Исследования в области теплофизики ядерных энергетических установок (к 60-летию создания теплофизического отдела ФЭИ)». – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. – 2014. – С. 161–187. (CD).

- 5. Кокорев Б.В., Фарафонов В.А. Парогенераторы ядерных энергетических установок с жид-кометаллическим охлаждением. М.: Энергоатомиздат, 1990.
- 6. Справочник по теплогидравлическим расчетам в ядерной энергетике. Том 1. Теплогидравлические процессы в ЯЭУ / Под общ. ред. проф. Кириллова П.Л. / Кириллов П.Л., Бобков В.П., Жуков А.В., Юрьев Ю.С. М.: ИздАт, 2010.
- 7. Сергеев В.В. Кризис кипения при подъемном движении воды в трубах и пучках стержней // 2-я Росс. Нац. конф. по теплообмену. – М.: МЭИ, 1998. – Т. 4. – С. 210–213.
- 8. Титов В.Ф., Лукасевич Б.И., Стекольников В.В. О типе парогенератора натрий-вода для АЭС с быстрыми реакторами // Теплоэнергетика. – 1987. – №4. – С. 18–22.

## Аросселирование потока теплоносителя в тепловыделяющих сборках ядерных реакторов типа БН

Левченко Ю.Д., Дельнов В.Н.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

#### Аннотация

В настоящей работе предлагается дросселирование потока осуществлять путем установки двух и более дросселирующих шайб на центральном штоке или на внутренней стенке обечайки хвостовика с равномерным шагом, соответствующим заданному гидравлическому сопротивлению дросселирующего устройства. Физическая сущность основана на известном факте, что гидравлические потери на двух и более шайбах, расположенных с нулевым просветом между ними, мало отличаются от потерь на одной шайбе и постепенно увеличиваются с величиной просвета между соседними шайбами. Постоянные и максимальные значения гидравлических потерь достигаются при величинах просвета между шайбами примерно 10 высот выступов шайб.

Применимость метода в проектных расчетах проверена на анализе дросселирующих устройств хвостовиков ТВС реакторов на быстрых нейтронах. Анализ проводился с использованием универсальной зависимости взаимного влияния нескольких последовательно установленных шайб в проточной части хвостовика. Для всех вариантов конструкции хвостовика скорости теплоносителя не превышали 15 м/с.

#### Введение

Выравнивание температуры теплоносителя на выходе из активной зоны ядерного реактора обеспечивается профилированием расходов через тепловыделяющие сборки (ТВС). Основным приемом для этого является дросселирование потока теплоносителя с помощью конструктивных элементов, располагаемых в проточной части хвостовика ТВС. Конструкция хвостовика ТВС реактора БН-800 дана на рисунке 1. Первыми по ходу потока теплоносителя дросселирующими элементами являются запиточные пазы. Увеличение гидравлических потерь в запиточных пазах может достигаться лишь уменьшением их проходного сечения. Но изготовление пазов даже по одной технологии не обеспечивает приемлемого разброса значений их местных гидравлических коэффициентов. С уменьшением размера пазов необходимо повышать среднюю скорость теплоносителя в них вместе с интенсификацией коррозионного, эрозионного и кавитационного процессов. Поэтому предпочтительнее общее падание давления в проточной части хвостовика ТВС делать конструктивно распределенным по нескольким дросселирующим элементам. При этом уменьшается разброс в значениях коэффициентов местного гидравлического сопротивления различных изделий - хвостовиков ТВС, а необходимые потери давления в проточной части достигаются при меньших скоростях.

Конструктивно это достигается размещением на внутренней стенке обечайки в проточной части шайб, на центральном штоке, рисунок 2. Но для показанного размещения дросселирующих элементов проектный гидравлический расчет дает только ориентировочные сведения о падении давления в проточной части хвостовика, т. к. необходимо учитывать их взаимное влияние. Справочные рекомендации по взаимному влиянию конструктивных дросселирующих элементов весьма ограничены. Настоящим докладом частично расширяется научно обоснованная область проектных гидравлических расчетов хвостовиков ТВС.



Рис. 1. Конструкция хвостовика ТВС реактора БН-800



Рис. 2. Конструкция штоков ТВС БН-1200: а) хвостовик ТВС с дросселированием запиточными пазами; б) дроссельное устройство типа «ёлочка»; в) дроссельное устройство с расположением дроссельных шайб по лабиринту

#### Цель разработки

 – разработать метод гидравлического расчета хвостовика ТВС с системой дросселирующих шайб и на этой основе обеспечить непревышение допустимой скорости теплоносителя в проточной части хвостовика;

 привести результаты гидравлического расчета нескольких вариантов конструкции хвостовиков ТВС.

#### Научные основы метода

Гидравлические потери на двух и более шайбах, расположенных с нулевым просветом между ними, мало отличаются от потерь на одной шайбе и постепенно увеличиваются с величиной просвета между соседними шайбами [1]. Постоянные и максимальные значения гидравлических потерь достигаются при величинах просвета между шайбами *S*, примерно равными 10 высотам *h* выступов шайб. Т. е. диапазон коэффициентов местного гидравлического сопротивления увеличивается с расстоянием между шайбами от  $\zeta_N / \zeta_1 \approx 1$  до  $\zeta_N / \zeta_1 = N$  для *N* шайб. Принятыми обозначениями являлись  $\zeta_N$ ,  $\zeta_1$  – коэффициенты местного гидравлического сопротивления *N* шайб и одиночной шайбы, соответственно.

Постоянные и максимальные значения гидравлических потерь достигаются при величинах просвета между шайбами примерно 10 высот выступов шайб. Для проектирования конструкции хвостовика важно, что справочные рекомендации для расчета коэффициента местного гидравлического сопротивления одиночной шайбы с прямоугольным сечением являются достаточно точными [2].

На рисунках 3, 4 представлены нормированные коэффициенты сопротивления для турбулентного течения в канале прямоугольного сечения с системой из двух и трех шайб, масштабом для которых являлись предельные значения соответствующих коэффициентов при S/h>10. Первоисточником для них были опытные данные из работы [1]. При S/h=0 значения нормированных коэффициентов сопротивления практически равны 1, при S/h>10 становились независимыми от шага их расположения в канале и равным количеству шайб.



Рис. 3. Зависимость нормированного коэффициента гидравлического сопротивления от величины просвета между двумя шайбами в канале прямоугольного сечения: 1 – опыты, 2 – аппроксимация полиномом



Рис. 4. Зависимость нормированного коэффициента гидравлического сопротивления системы из трех шайб от величины просвета между двумя соседними шайбами в канале прямоугольного сечения: 1 – опыты, 2 – аппроксимация полиномом

Определение функций влияния для 2-х, 3-х и N шайб в системе было следующим:

$$\zeta_2 = 2 \Psi_2 \zeta_1, \quad \zeta_3 = 3 \Psi_3 \zeta_1 \quad \text{i} \quad \zeta_N = N \Psi_N \zeta_1. \tag{1}$$

Здесь и далее  $\zeta$  – коэффициент гидравлического сопротивления системы дросселирующих шайб;  $\Psi$  – функция влияния в системе дросселирующих шайб; нижние индексы «1», «2», «3» и «*N*» – соответствуют количеству дросселирующих шайб.

На рисунке 5 даны изменения значений функций влияния с величиной просвета между одинаковыми шайбами. Важно, что кривые при S/h>1 в пределах погрешности результатов можно считать совпадающими. При малых расстояниях просвета между шайбами видна немонотонность изменения  $\Psi_2 = f(S/h)$  и  $\Psi_3 = f(S/h)$ . Эти особенности изменения кривых объяснимы структурой вихревых зон, возникающих в местах срыва потока с кромок первой шайбы. На последнем рисунке приведена осредняющая кривая данных для 2-х и 3-х шайб. Эта кривая рассматривается как универсальная и большего числа последовательно установленных одинаковых шайб и с равными промежутками между ними. Эти опытные кривые получены при числе Рейнольдса 40000, но его влияние считаем малым на форму и количественные характеристики кривой  $\Psi_N = f(S/h)$ . Это предположение позволяет легко перейти к расчету коэф-фициентов гидравлического сопротивления системы из 4-х и более последовательно установленных шайб в канале.

При известном коэффициенте гидравлического сопротивления системы шайб размер и количество шайб устанавливается с использованием универсальной кривой функции влияния (рисунок 5) и задаваемой скорости потока в исследуемом канале.

В нашем случае анализа конструкции хвостовика максимальная ограничивающая скорость потока теплоносителя равнялась 17 м/с.

Для упрощения использования опытных данных универсальная кривая  $\Psi_N = f(S / h)$  аппроксимирована полиномом 4-й степени:

$$\Psi_N = 0,223 + 0,0599 \cdot \tilde{S} + 1,035 \cdot 10^{-2} \cdot \tilde{S}^2 - 1,26 \cdot 10^{-3} \cdot \tilde{S}^3 + 3,523 \cdot 10^{-5} \cdot \tilde{S}^4,$$
(2)

где  $\tilde{S} = S / h - 0,524$ .

В работе [3] дан другой метод экстраполяции опытных данных на большее количество локальных местных гидравлических сопротивлений. Но при использовании универсальной зависимости для функции влияния (2) метод стал более очевидным и более простым для проектных расчетов.



Рис. 5. Функции влияния нескольких шайб в канале: 1 – опыты для 2-х шайб; 2 – опыты для 3-х шайб; 3 – аппроксимация зависимости полиномом для N шайб

#### Результаты расчетного анализа вариантов конструкции хвостовиков ТВС

Не останавливаясь на деталях места расположения ТВС в активной зоне реактора, отметим, что массовые расходы теплоносителя через ТВС для проверочных расчетов задавались равными 16,9; 30,9; 31,9; и 32,9 кг/с. На входе в проточную часть всех ТВС реактора давление является постоянным, задаваемым напором циркуляционного насоса. С уменьшением задаваемого из тепловых расчетов расхода теплоносителя значение падения давления в пакете твэлов уменьшается, но увеличивается в хвостовике ТВС с соответствующим дросселирующим устройством. Увеличение падения давления не должно сопровождаться превышением средней скорости теплоносителя в дросселирующем устройстве над допустимой, которую принято считать равной 17 м/с. Ниже этой скорости формоизменение проточных частей дросселирующего устройства из-за негативных явлений, названных во введении, мало за весь проектный ресурс ТВС. Отметим, что в работе [4] в качестве ограничивающей скорости натрия в проточных частях быстрых реакторов указана скорость в 15 м/с.

Конструктивно проходное сечение хвостовика рассматривается постоянным. Проектными расчетами гидравлические потери проточной части хвостовика сосредоточены в запиточных пазах, на трение в кольцевом канале и в возможных дополнительных элементах дросселирования – шайбах, установленных в проточной части хвостовика. Потери на трение имеют наименьшее значение в общем гидравлическом сопротивлении проточной части хвостовика. В проектных расчетах первого приближения ими можно пренебречь. Если основную часть гидравлических потерь в хвостовике ТВС сосредоточить в запиточных пазах, как единственном основном элементе дросселирующего устройства, то дополнительные элементы дросселирования не требуются. Но при этом повышается роль разброса в коэффициентах местного сопротивления запиточных пазов на общие гидравлические потери давления в ТВС. Разброс возможен из-за технологического допуска на размер пазов готового изделия, различия в формах кромок отверстий и т. д. Рассредоточение потерь давления на несколько элементов дросселирования улучшает статистику разброса в значениях падений давления на одинаковых проточных частях различных готовых изделий.

В настоящей работе рассматриваются только те варианты исходных данных, где заданное падение давления в запиточных пазах меньше, чем на всей проточной части хвостовиков ТВС. Для таких конструкций необходимо введение дополнительных элементов дросселирования потока теплоносителя.

Приведенные выше опытные данные, полученные для канала прямоугольного сечения со вставками, распространены на осесимметричные кольцевые каналы с дросселирующими шайбами на вогнутой стенке проточной части хвостовика ТВС. Это допустимо, т. к. использованы относительные величины коэффициентов гидравлического сопротивления каналов.

Расчеты проводятся для хвостовика с четырьмя запиточными пазами шириной 14 мм, центральным штоком  $d_r = 41$  мм и внутренним диаметром трубы  $d_x = 80$  мм.

Для универсализации конструкции размер запиточных пазов хвостовика оставляем постоянным длиной 74 мм.

На рисунке 6 представлена схема проточной части хвостовика ТВС с дросселирующими шайбами, использованная при проведении расчетов.



Рис. 6. Схема проточной части хвостовика ТВС с дросселирующими шайбами

Целью расчета является нахождение размеров и количества дросселирующих шайб для хвостовика ТВС. Результаты расчета даны в таблице.

## Пример расчета дросселирующего устройства хвостовика с постоянным расходом теплоносителя через ТВС 16,9 кг/с

Площадь проходного сечения 4-х запиточных пазов  $F_4 = 3994 \text{ мм}^2$ .

В данном варианте конструкции хвостовика ТВС, как и в остальных вариантах (2–6), имели место следующие общие параметры потока теплоносителя:

- температура теплоносителя  $t = 410 \,^{\circ}\text{C}$ ;

– плотность натрия  $\rho = 854,6$  кг/м<sup>3</sup>;

- кинематическая вязкость натрия  $v = 3,225 \cdot 10^{-7} \text{ м}^2/\text{c};$ 

– заданное значение коэффициента сопротивления запиточных пазов (отверстий) хвостовика  $\zeta_p = 1,5$ .

Значения физпараметров теплоносителя взяты по справочнику [5].

Перепад давления на системе дросселирующих шайб  $\Delta P$  равняется:

$$\Delta P = \Delta P_1 - \Delta P_2 - \Delta P_3 - \Delta P_4 - \Delta P_5, \qquad (3)$$

где  $\Delta P_1$  – падение давления в TBC,  $\Delta P_2$  – падение давления центральной части TBC,  $\Delta P_3$  – падение давления по длине цилиндрического канала,  $\Delta P_4$  – падение давления на запиточных пазах, Па.

Задаем среднюю скорость потока теплоносителя в сечении дросселирующей шайбы  $W_0 = 15,0$  м/с, не превышающую максимально допустимую для потока натрия.

Массовый расход теплоносителя через ТВС – натрия G = 16,9 кг/с;

Средняя скорость натрия в запиточных пазах хвостовика TBC  $W_4 = 4,95$  м/с;

Проходное сечение цилиндрического канала хвостовика равняется:

$$F_3 = \pi \cdot (d_x^2 - d_r^2) / 4 = \pi \cdot (80^2 - 41^2) / 4 = 3706 \text{ Mm}^2$$

(обозначение  $F_3$  соответствует обозначению  $F_1$  в диаграмме 4–15 из справочника [3]);

Проходное сечение шайб равняется:

$$F_0 = G / (W_0 \rho) = 0.01978/15 = 0.001319 \text{ m}^2;$$

Геометрическая характеристика одиночной шайбы в трубе (согласно диаграммы 4–15 из справочника [3]) равняется:

$$F_0 / F_1 = 1319/3706 = 0,356.$$

По диаграмме 4–15 из справочника [3]  $\zeta_0 = 1,567$  для одиночной шайбы в трубе и характерным размером  $F_0$ .

$$\zeta_1 = \zeta_0 / (F_0 / F_1)^2 = 1,567/(0,356)^2 = 12,36;$$

Перепад давления на длине хвостовика ТВС равняется:

 $\Delta P_x = \Delta P_1 - \Delta P_2 = (5,32 - 0,81) \cdot 10^5 = 4,51 \cdot 10^5 \,\,\mathrm{\Pi a}.$ 

Перепад давления в системе дросселирующих шайб равняется:

$$\Delta P = \Delta P_x - \Delta P_3 - \Delta P_4;$$
  
$$\Delta P_4 = \zeta_p \cdot \rho \cdot W_4^2 / 2 = 1,5 \cdot 854, 6 \cdot 4,951^2 / 2 = 0,1571 \cdot 10^5 \text{ IIa.}$$

Потери на трение в кольцевом канале хвостовика  $\Delta P_3$  равняются:

$$W_3 = G / (F_3 \rho) = 0,01978 / (3706 \cdot 10^{-6}) = 5,34 \text{ m/c};$$
  
Re<sub>3</sub> =  $W_3 \cdot d_{G3} / \nu = 5,34 \cdot 0,039 / (3,225 \cdot 10^{-7}) = 645,4 \cdot 10^3$ 

Коэффициент гидравлического сопротивления трения равняется:

$$\xi_3 = (1, 8 \cdot \lg \operatorname{Re}_3 - 1, 64)^{-2} = 0,0129;$$

$$\Delta P_3 = \xi_3 \cdot (L_3 / d_{G3}) \rho \cdot W_3^2 / 2 = 0,0129 \cdot 8,3 \cdot 854,6 \cdot 5,34^2 / 2 = 0,013 \cdot 10^5 \,\mathrm{\Pia}.$$

Потери давления на системе дросселирующих шайб равняются:

$$\Delta P = \Delta P_{xv} - \Delta P_3 - \Delta P_4 = (4,51 - 0,1571 - 0,013) \cdot 10^5 = 4,34 \cdot 10^5 \,\mathrm{Ta}_4$$

Скоростной напор теплоносителя в кольцевом канале хвостовика равняется:

$$H_{W3} = 0.5\rho W_3^2 = 0.5 \cdot 854.6 \cdot 5.337^2 = 0.1217 \cdot 10^5 \, \text{Ta.}$$

Потеря давления на одиночной шайбе равняется:

$$\Delta P_{sh} = \zeta_1 H_{W3} = 12,36 \cdot 0,1217 \cdot 10^5 = 1,506 \cdot 10^5 \,\,\mathrm{\Pia}.$$

Нормированный коэффициент гидравлического сопротивления системы дросселирующих шайб равняется:

$$\zeta_N / \zeta_1 = \Delta P_N / \Delta P_{sh} = 4,34 / 1,506 = 2,88$$
.

Вывод. Для дросселирования потока теплоносителя требуется 3 шайбы.

Значение функции взаимного влияния шайб  $\Psi_3 = \zeta_3 / \zeta_1 = 2,88 / 3 = 0,961$ .

По универсальной кривой изменения функции взаимного влияния дросселирующих шайб друг на друга по рисунку 4 находится значение просвета между соседними шайбами:

При  $\Psi_3 = 0,961$  относительное значение просвета между шайбами *S*/*h*=9,54.

Внутренний диаметр дросселирующих шайб равняется:

$$d_0 = (4F_0 / \pi + d_r^2)^{0.5} = (4 \cdot 1319 / \pi + 41^2)^{0.5} = 57,96$$
 MM.

Высота дросселирующих шайб над внутренней стенкой трубы хвостовика равняется:

$$h = (80,00 - 57,96)/2 = 11$$
 MM.

Значение просвета между соседними шайбами S = 11.9,54 = 105 мм.

Таким образом, для обеспечения максимальной средней скорости теплоносителя в проточной части хвостовика ТВС 15 м/с требуется установка трех шайб размером 58×80 мм с просветом между ними 105 мм.

Результаты расчета и характеристики дросселирующих устройств даны в таблице.

N⁰	HODOLOTD	Варианты конструкций №:							
п/п	параметр	1	2	3	4	5	6		
1	<i>G</i> , кг/с	32,9 30,9		31,9	30,9	31,9	16,9		
2	$\Delta P_1 \cdot 10^{-5}$ , Па	5,12	5,15	5,13	5,15	5,13	5,32		
3	$\Delta P_2 \cdot 10^{-5}$ , Па	2,81	2,50	2,63	2,50	2,63	0,81		
4	$\Delta P_x \cdot 10^{-5}$ , Па	2,31 2,65		2,50	2,65	2,50	4,51		
5	Re <sub>3</sub> ·10 <sup>-3</sup>	1256	1180	1218	1180	1218	645,4		
6	ξ3	0,0115	0,0116	0,0115	0,0116	0,0115	0,0129		
7	$\Delta P_3 \cdot 10^{-5}$ , Па	0,044	0,039	0,041	0,039	0,041	0,013		
8	$\Delta P \cdot 10^{-5}$ , Па	1,670	2,152	1,900	2,152	1,900	4,340		
9	$\zeta_4$	1,5	1,5	1,5	1,5	1,5	1,5		
10	$\Delta P_4 \cdot 10^{-5}, \Pi a$	0,596	0,459	0,56	0,459	0,56	0,157		
11	$F_0$	2570	2411	2489	2782	2872	1319		
12	<i>F</i> <sub>3</sub> , мм <sup>2</sup>	3706	3706	3706	3706	3706	3706		
13	$F_0/F_3$	0,693	0,651	0,672	0,751	0,775	0,356		

Расчеты дросселирующего устройства хвостовика ТВС

						прод	omkenne ruom		
N⁰	поромотр	Варианты конструкций №:							
п/п	параметр	1	2	3	4	5	6		
14	ζ <sub>0</sub>	1,390	1,456	1,454	1,350	1,330	1,565		
15	$\zeta_1$	2,895	3,436	3,220	2,394	2,214	12,34		
16	<i>W</i> <sub>3</sub> м/с	10,39	9,757	10,07	9,757	10,07	5,340		
17	$H_{W3} \cdot 10^{-5}$ , Па	0,461	0,407	0,433	0,407	0,433	0,122		
18	$\zeta_N$	3,620	5,287	4,388	5,287	4,388	35,57		
19	$\zeta_1$	2,895	3,436	3,220	2,394	2,214	12,34		
20	$\zeta_N / \zeta_1$	1,250	1,538	1,363	2,208	1,982	2,880		
21	$\Psi_N$	0,625	0,769	0,682	0,736	0,990	0,961		
22	S/h	4,33	6,34	5,26	5,90	10,0	8,50		
23	<i>h</i> , мм	4,810	5,540	5,030	3,865	3,470	11,00		
24	<i>S</i> , мм	20,83	35,10	26,40	22,80	34,70	93,60		
25	<i>d</i> <sub><i>r</i></sub> , мм	73,1	68,92	69,64	72,27	73,06	57,96		
26	₩4, м/с	9,64	8,462	9,346	8,462	9,346	4,95		
27	<i>W</i> <sub>o</sub> , м/с	15,0	15,0	15,0	13,0	13,0	15,0		
28	N	2	2	2	3	2	3		

Из таблицы результатов следует, что для обеспечения максимальной скорости теплоносителя в хвостовике TBC 15 м/с дросселирующее устройство должно включать 2 или 3 последовательно расположенные шайбы. Толщина шайб практически не влияет на результат и выбирается из технологических условий. Отметим, что для достижения одинакового результата количество и размеры шайб в дросселирующем устройстве могут различаться, например, варианты 2 и 4, 3 и 5.

Описанный метод может быть применим и для анализа дросселирующего устройства с шайбами, крепящимися на центральном штоке хвостовика. Но в последнем случае необходимо принимать конструктивные меры по минимизации влияния гидродинамически возбуждаемой вибрации, например, защемлением центрального штока на его концах и увеличением его диаметра (как в настоящем случае).

#### Заключение

1. Для упрощения использования опытных данных получена универсальная зависимость (2) функции взаимного влияния последовательно установленных с зазором в прямолинейном цилиндрическом канале двух и более дросселирующих шайб.

2. Функция взаимного влияния дросселирующих шайб рекомендуется для использования в проектных расчетах дросселирующих устройств хвостовиков ТВС реакторов на быстрых нейтронах.

3. Показана принципиальная возможность обеспечения относительно высокого гидравлического сопротивления кольцевого канала при скоростях потока теплоносителя, меньших максимально допустимой.

#### Список литературы

- 1. Ефанов А.Д., Левченко Ю.Д., Федотовский В.С., Щукин Н.М. Гидравлические потери на участке взаимного влияния местных сопротивлений / Теплоэнергетика, 1997, № 3. С. 8–13.
- 2. Идельчик И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям. М.: Машиностроение, 1975. 559 с.

- Боронин А.А., Ефанов А.Д., Левченко Ю.Д., Федотовский В.С. Гидравлические потери в трубопроводах при взаимном влиянии местных гидравлических сопротивлений. Подход к обобщению экспериментальных результатов // Гидродинамика и безопасность АЭС / Сборник тезисов докладов на отраслевой конференции «Теплофизика-99». – Обнинск, 1999. – С. 31– 34.
- 4. Методические указания и рекомендации по теплогидравлическому расчету активных зон быстрых реакторов / Под общей редакцией Жукова А.В., Сорокина А.П. / РТМ 1604.008-88, г. Обнинск, Физико-энергетический институт (ФЭИ), 1988, 435 с.
- 5. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). 2-е изд. М.: Энергоатомиздат, 1990. 360 с.

## Исследования температурных полей и теплоотдачи в модельных ТВС реактора с тяжелым теплоносителем (однородная геометрия)

#### Кузина Ю.А., Привезенцев В.В., Сорокин А.П., Рымкевич К.С.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

К настоящему времени на 37-стержневой модельной сборке проведен большой объем исследований. Проводились эксперименты и сравнивались полученные экспериментальные данные для оребренных имитаторов твэлов реактора («ребро по ребру») и для имитаторов, дистанционируемых поперечными решетками (изучалась модельная сборка с регулярной геометрией (шаг s/d = 1,33) [1–3] и сборка, содержащая несущую конструкцию [4]). Однако они были выполнены для относительного шага s/d = 1,33, который предполагалось использовать в центральной подзоне активной зоны реактора типа БРЕСТ (при дистанционировании твэлов ребрами). Таким образом, исследования по теплоотдаче и неравномерностям температуры хотя бы для одного из относительных шагов в активной зоне реактора типа БРЕСТ (s/d = 1,28 или s/d = 1,38) при дистанционировании твэлов поперечными решетками отсутствуют. В докладе приведены результаты экспериментальных исследований теплоотдачи и температурных полей для TBC периферийной подзоны активной зоны реактора типа БРЕСТ с шагом s/d = 1,28. Для дистанционирования использованы четыре поперечные решетки. Результаты сравниваются с данными, полученными ранее для аналогичной модельной сборки с однородной геометрией с шагом s/d = 1,33.

#### 1. Конструкция экспериментальной модельной ТВС

Экспериментальная модельная ТВС с гладкими твэлами, дистанционируемыми поперечными решетками, проектируется в соответствии с принципами теплового моделирования, разработанными в ГНЦ РФ – ФЭИ [5–8].

Модельная ТВС представляет собой сборку 37 электрообогреваемых имитаторов твэлов, расположенных в треугольной решетке с относительным шагом s/d = 1,28 или 1,33 и размещенных в шестигранном чехле без вытеснителей на периферии (ее поперечное сечение показано на рис. 1).

На поверхности измерительных (поворотных) имитаторов твэлов в продольных пазах, выфрезерованных в стенке, заделываются на различных расстояниях от начала энерговыделения 12 микротермопар (расположение термопар относительно дистанционирующих решеток показано на рис. 2). Они располагаются по периметру имитатора с шагом 30°. Поворот имита-





измерительный (поворотный) имитатор твэла;
 неизмерительные имитаторы)

тора в интервале углов 0–360° позволяет измерять распределение температур по его поверхности.

Для модельных экспериментов проведено упрощение конструкции дистанционирующей решетки реактора типа БРЕСТ. Ее поперечное сечение показано на рис. 3.

Измеряется температура поверхности теплообмена измерительных имитаторов твэлов и температура теплоносителя на входе и выходе модельной сборки в коллекторах, а также на выходе по всем ячейкам модельной сборки. Моделирующим теплоноситель – эвтектический сплав натрийкалий с числом Прандтля, близким по своему численному значению к числу Прандтля свинца, используемого в качестве теплоносителя в реакторе типа БРЕСТ (один из принципов теплового моделирования).

Обработка экспериментальных данных велась для гладкой области имитаторов твэлов и области дистанционирующих решеток.



Рис. 2. Схема расположения по высоте измерительного имитатора дистанционирующих решеток и термопар, заделанных на его поверхности:

1-4 – дистанционирующие решетки; 5 – измерительный имитатор твэла; 6 – нижняя торцевая (центрирующая) решетка; 7 – верхняя торцевая (центрирующая) решетка; Т1 – Т12 – термопары)



Рис. 3. Поперечное сечение дистанционирующей решетки в модельной сборке с s/d = 1,28: 1 – измерительный (поворотный) имитатор твэла; 2 – неизмерительный имитатор твэла; 3 – дистанционирующая решетка)

#### 2. Результаты экспериментов для гладкой области имитаторов твэлов

Пример температурного поля измерительного имитатора твэла по показаниям термопар, находящихся между дистанционирующими решетками (гладкая область), показан на рис. 4.

Полученные зависимости для чисел Нуссельта в гладкой области имитаторов твэлов с шагами s/d = 1,28 и s/d = 1,33, дистанционируемых поперечными решетками, в исследованном диапазоне чисел Пекле описывается формулой вида:

$$\operatorname{Nu}_{r\pi} = A + B \cdot \operatorname{Pe}^{C}, \quad 200 \le \operatorname{Pe} \le 1200.$$
<sup>(1)</sup>

что соответствует общему виду зависимостей Nu(Pe) в решетках твэлов, охлаждаемых жидкими металлами [5, 6, 9]. На рис. 5 приведена графическая зависимость для полученных чисел Нуссельта для s/d = 1,28.









Рис. 5. Зависимость чисел Нуссельта от Пекле для центрального имитатора твэла в модельной сборке с s/d = 1,28: —•— – экспериментальные точки по числам Нуссельта в гладкой области имитаторов твэлов, дистанционируемых поперечными решетками, – · - · - – – зависимость для чисел Нуссельта для решеток гладких твэлов с s/d = 1,28, рассчитанная по формулам из справочников [5, 6, 9]

Как и в случае экспериментов с модельной сборкой с шагом s/d = 1,33 [1–3], можно считать, что в исследованном диапазоне чисел Пекле в более тесной решетке (s/d = 1,28) влияние дистанционирующих решеток на твэлы невелико, в результате чего рассчитанные числа Nu совпали с числами Nu для решеток гладких твэлов с соответствующим шагом [5, 6, 9]. Зависимость для решеток гладких твэлов с s/d = 1,28, представлена пунктирной линией на рис. 5.

На рис. 6 приведено сравнение экспериментальных результатов по числам Нуссельта в модельных сборках с шагом 1,28 и 1,33. Видно, что теплоотдача в решетке стержней с шагом 1,28 ниже теплоотдачи в решетке стержней с шагом 1,33 на ~12 % при высоких числах Пекле и на ~5 % при ламинарном течении. Это согласуется со справочными данными [5, 6, 9], где рассматриваются решетки твэлов без дистанционирования.





#### 3. Результаты экспериментов для области дистанционирующих решеток

На рис. 7 показано характерное температурное поле измерительного имитатора твэла по показаниям термопар, находящихся в области дистанционирующей решетки.

Как видно, дистанционирующие решетки приводят к локальному всплеску теплоотдачи, которая оказывается выше, чем для гладких областей имитаторов твэлов (между решетками). То же самое наблюдалось и в экспериментах с шагом s/d = 1,33. Теплоотдача увеличивается по мере движения теплоносителя в решетке. Если температурный напор «стенка-жидкость» в нижнем торце решетки (линия 3) близок к температурному напору для гладких областей имитаторов, то внутри решетки он уменьшается (линия 4) и особенно малым становится у верхнего торца решетки (линия 5) из-за ее турбулизирующего воздействия на поток теплоносителя. В этом месте наблюдается наибольшее увеличение теплоотдачи. На рис. 8 представлено сравнение локальных чисел Нуссельта в районе дистанционирующей решетки (до, после и внутри решетки).

Выведены формулы для расчета коэффициентов теплоотдачи в различных зонах дистанционирующей решетки: непосредственно до, после и внутри решетки. По этим соотношениям можно рассчитывать локальные коэффициенты теплоотдачи, а также использовать данные зависимости для определения результирующего числа Нуссельта (учитывающего влияние дистанционирующих решеток на гладкую область твэлов) для всей зоны энерговыделения.

На рис. 9 приведен пример температурного поля центрального измерительного имитатора твэла внутри третьей по высоте дистанционирующей решетки для одного из экспериментальных режимов. Видны три локальных максимума, которые приходятся на места касания стержней и дистанционирующей решетки.

Величины вышеуказанных периодических неравномерностей приведены к безразмерному виду, и полученные значения представлены на рис. 10.







Рис. 8. Сравнение локальных чисел Нуссельта для центрального имитатора твэла в модельной сборке с дистанционирующими решетками с s/d = 1,28:

—△— – числа Нуссельта внутри дистанционирующей решетки; —+— – числа Нуссельта непосредственно до дистанционирующей решетки; —•— – числа Нуссельта непосредственно после дистанционирующей решетки



Рис. 9. Температурное поле по периметру центрального имитатора твэла по показаниям термопары 8, находящейся внутри дистанционирующей решетки (Pe = 604)



Рис. 10. Безразмерные периодические неравномерности температуры по периметру измерительного имитатора твэла (вызванные касанием дистанционирующей решетки) в зависимости от чисел Ре:

▲ – опытные точки; — – аппроксимирующая кривая

#### Заключение

Проведены экспериментальные исследования температурных полей и теплоотдачи в 37-стержневых модельных ТВС реактора типа БРЕСТ (s/d = 1,28 и s/d = 1,33). Для дистанционирования использованы четыре поперечные решетки. Моделирующим теплоносителем является эвтектический сплав Na-K (22 % Na + 78 % K). Диапазон чисел Пекле в экспериментах – 200–1200.

Обработка экспериментальных данных проведена отдельно для области между дистанционирующими решетками (гладкие участки) и в районе дистанционирующих решеток. Экспериментальные данные обработаны в безразмерном виде, и получены зависимости для чисел Нуссельта и безразмерных азимутальных неравномерностей температуры.

В исследованном диапазоне чисел Пекле влияние дистанционирующих решеток на твэлы невелико, в результате чего полученные экспериментальные числа Нуссельта на гладких участках приблизительно равны числам Нуссельта для решеток гладких твэлов с соответствующим шагом, рекомендованным в справочниках по теплогидравлическим расчетам.

Теплоотдача в решетке стержней с шагом 1,28 ниже теплоотдачи в решетке стержней с шагом 1,33. Это согласуется со справочными данными для решеток твэлов без дистанционирования.

Дистанционирующие решетки приводят к локальному всплеску теплоотдачи, которая оказывается выше, чем для гладких областей имитаторов твэлов (между решетками). Теплоотдача увеличивается по мере движения теплоносителя в решетке. Внутри дистанционирующей решетки проявляются периодические неравномерности температуры по периметру измерительного имитатора, вызванные его касанием элементов решетки.

#### Список литературы

- Жуков А.В., Кузина Ю.А., Привезенцев В.В., Сорокин А.П. Температурные поля и теплоотдача в раздвинутых решетках твэлов, охлаждаемых тяжелым жидкометаллическим теплоносителем / Сб. тезисов докладов Третьей международной научно-технической конференции «Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики» (МНТК НИКИЭТ-2014). – М: ОАО «НИКИЭТ», 2014. – С. 143.
- Жуков А.В., Кузина Ю.А., Привезенцев В.В., Сорокин А.П. Температурные поля и теплоотдача в раздвинутых решетках твэлов, охлаждаемых тяжелым жидкометаллическим теплоносителем / Сб. докладов Третьей международной научно-технической конференции «Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики» (МНТК НИКИЭТ-2014). – М: ОАО «НИКИЭТ», 2014. – Т. 1. – С. 433–442.
- Жуков А.В., Кузина Ю.А., Привезенцев В.В. и др. Сравнение температурных полей и теплоотдачи в раздвинутых решетках (s/d = 1,33) гладких твэлов и твэлов с различным дистанционированием (теплоноситель жидкий металл) / Сб. докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах (Теплофизика-2014)». Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2015. С. 158–164.

- 4. Жуков А.В., Кузина Ю.А., Привезенцев В.В., Сорокин А.П. и др. Влияние несущей конструкции на температурные поля и теплоотдачу в ТВС реактора БРЕСТ / Сб. тезисов докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика-2015)». – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2015. – С. 120–122.
- 5. Жуков А.В., Кириллов П.Л., Матюхин Н.М. и др. Теплогидравлический расчет ТВС быстрых реакторов с жидкометаллическим охлаждением. М.: Энергоатомиздат, 1985.
- 6. Субботин В.И., Ибрагимов М.Х., Ушаков П.А. и др. Гидродинамика и теплообмен в атомных энергетических установках. – М.: Атомиздат, 1975.
- 7. Ушаков П.А., Приближенное тепловое моделирование цилиндрических тепловыделяющих элементов / Сб. «Жидкие металлы». М.: Атомиздат, 1967.
- 8. Кириллов П.Л., Бобков В.П., Жуков А.В., Юрьев Ю.С. Справочник по теплогидравлическим расчетам в ядерной энергетике. Том 1. Теплогидравлические процессы в ЯЭУ / Под общей ред. П.Л. Кириллова. – М: Изд. АТ, 2010.

# Оценка динамической устойчивости трубных пучков теплообменных аппаратов в поперечном потоке теплоносителя

Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Самолысов А.В. Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва

Проблема обеспечения безопасности ВВЭР в штатных и нештатных ситуациях будет являться жизненно важной в течение ближайших десятилетий в России из-за исчерпания срока службы большого числа блоков АЭС с ВВЭР, необходимости их полной замены и модернизации с существенными интеллектуальными и финансовыми затратами.

Согласно данным статистики, разрушение энергетического оборудования происходит изза интенсивных вибраций теплообменных труб и трубных пучков, как наиболее нагруженных элементов. В связи с этим актуальной становится задача создания математических моделей, позволяющих производить оценку и анализ гидродинамически возбуждаемых вибраций трубных пучков.

Численное моделирование позволяет в значительной мере избежать длительных, трудоемких, чрезвычайно дорогих и опасных полнообъемных экспериментальных исследований на натурных объектах, особенно на таких, как мощные современные стационарные энергетические установки.

Теоретический подход и разработанные в последнее время математические модели позволяют свести к минимуму, но не позволяют полностью обойтись без экспериментальных данных, поскольку и здесь эксперимент является основным методом познания и исследования, при помощи которого проверяется справедливость гипотез, моделей, и устанавливаются границы их применимости и эффективности.

#### Принятые обозначения

Радиус трубок – RДиаметр трубок – dКинематическая вязкость среды – vСкорость потока в бесконечно удаленной точке –  $U = U_{\infty}$ Число Рейнольдса –  $\text{Re} = 2RU_{\infty}/v$ Число Струхаля –  $\text{Sh} = 2Rf/U_{\infty}$ Коэффициент силы сопротивления –  $C_x = X/\rho RU_{\infty}^2$ Коэффициент подъемной силы –  $C_y = Y/\rho RU_{\infty}^2$ Густота пучка – q = t/2R (t – расстояние между центрами трубок) Безразмерная собственная частота колебаний трубки –  $\omega_0 = \omega_T R/U_{\infty}$ 

Безразмерная скорость обтекания –  $V_r = \frac{V_{cp}}{2f_T R}$ 

Средняя скорость в минимальном зазоре между трубами –  $V_{cp}$ 

Безразмерный массовый параметр –  $\mu_1 = \rho \cdot R^2 / m$ 

Масса трубки – т

Плотность жидкости – р

Относительное демпфирование – ξ

Безразмерный параметр демпфирования –  $\Delta = \frac{\pi}{4} \left( \frac{2\xi}{\mu_1} \right)$ 

Густота пучка – q = t/2RАмплитуда колебаний трубок вдоль оси  $Y - A_y$ 

#### Механизмы возбуждения колебаний

На основании описанных в литературе экспериментальных данных были проанализированы основные механизмы возбуждения вибраций трубных пучков, а для наиболее опасного механизма возбуждения – гидроупругого механизма возбуждения вибраций - была установлена причина его появления: потеря устойчивости невозмущенного положения труб, вызванная срывным обтеканием пучка труб в условиях их тесного расположения (рис. 1).



Рис. 1. Типичная амплитудно-скоростная характеристика при поперечном обтекании трубного пучка

Поэтому критическая скорость, соответствующая возникновению гидроупругой неустойчивости, является чрезвычайно важной характеристикой для проектировщиков теплообменников, и ее можно рассматривать как предельно допустимую скорость потока.

В работе дается математическая модель гидроупругого возбуждения, в которой гидродинамическое взаимодействие между колеблющимися трубками учтено в наиболее общем виде (в рамках гипотезы линейности дестабилизирующих сил). Эта модель описывает гидроупругий механизм возбуждения как развитие неустойчивости невозмущенного состояния упругих трубок. Для практических целей достаточно определить границу области устойчивости.

Доказано, что природа гидроупругого механизма возбуждения колебаний требует учета отрывного характера обтекания труб, т. к. без учета этого фактора получается выражение для критической скорости, при которой возникает только апериодическая потеря устойчивости. Экспериментально же наблюдается не апериодическая, а колебательная потеря устойчивости с частотой, близкой к собственной частоте отдельной трубки.

#### Цель исследования

Целью исследования является создание математических моделей наиболее опасных механизмов возбуждения пучков труб и плохообтекаемых конструкций, а также создание надежных расчетных методов для реализации этих моделей. Для решения таких задач необходим комплексный подход, основанный на сочетании численных экспериментов на вычислительных машинах и экспериментальных исследований на натурных объектах.

#### Допущения и особенности математической модели

Явление отрыва и наличие вихревого следа за обтекаемыми трубками играет важную роль в формировании дестабилизирующих гидродинамических сил и должны учитываться при исследовании гидроупругого возбуждения, поэтому основным методом в данной работе будет принят численный эксперимент.

#### Независимость от Re

Течение теплоносителя в реальных теплообменных пучках характеризуется числом Re, лежащим в диапазоне  $\text{Re} = 10^3 - 10^5$ . При этом обтекание трубок срывное, то есть с образованием вихревого следа. В диапазоне автомодельности ( $10^3 - 10^5$ ) параметры течения слабо зависят от числа Re, поскольку положение точек отрыва практически не зависят от Re.

#### Плоская задача

Предполагается, что длина трубки l существенно больше радиуса R и межтрубных расстояний, а колебания каждой трубы могут происходить по одной из первых форм изгибных колебаний с характерным масштабом порядка l вдоль оси z, параллельной осям труб. Это предположение дает основание при расчете распределенных гидродинамических сил в условиях срывного обтекания полагать течение плоским, т. е. рассматривать переменную z как параметр.

#### Близкодействие и симметрия

В пучке может быть выделена типовая ячейка, состоящая из нескольких взаимодействующих трубок. Для исследования гидроупругого возбуждения пучка оказывается достаточным из численного эксперимента произвести расчет гидродинамических связей для выбранной ячейки.

#### Малость параметров

Возможность использования результатов проведенного анализа характеристического уравнения в области параметров, характерной для реальных пучков, подтверждается многочисленными экспериментальными данными. Во-первых, в реальных пучках упругие трубки слабо демпфированы, т.е.  $\xi \ll 1$ . Во-вторых, из экспериментов известно, что в случае жидкого ( $\mu_1 = 10^{-1}$ ) и газообразного потока ( $\mu_1 = 10^{-3}$ ) при гидроупругом возбуждении колебания происходят на частоте изгибных колебаний отдельной трубки, т.е.  $\omega \approx \omega_0$  и, следовательно,  $\mu_1 \operatorname{Re}[\lambda(i\omega_0)] \ll \omega_0^2$ . Таким образом, в реальных пучках трубок силы демпфирования и гидродинамические силы малы по сравнению с силами упругости, а это позволяет проводить анализ в предположении малости параметров  $\xi$  и  $\mu_1$ .

#### Математическая модель

В настоящем докладе дается описание математической модели гидроупругого механизма возбуждения пучка трубок на основе использования которой при проведении численного эксперимента для фрагмента пучка трубок определяется значение критической скорости обтекания из анализа условия устойчивости рассматриваемой многокомпонентной системы. Также здесь предлагается метод определения критической скорости обтекания пучка трубок путем построения матрицы гидродинамического взаимодействия, как основной характеристики системы «пучок – жидкость». Матрица гидродинамического взаимодействия для пучка с заданным расположением трубок в поперечном сечении может быть определена с помощью численного эксперимента. Ограничиваясь исследованиями в рамках гипотезы плоских сечений, можно не конкретизировать форму изгибных колебаний труб и проводить анализ распределенных гидродинамических сил в произвольном поперечном сечении пучка. Таким образом, при проведении численного эксперимента достаточно рассмотреть плоскую задачу обтекания системы круговых профилей, каждый из которых может совершать колебания по заданному закону. Ниже в данной главе излагается общая схема численного эксперимента, позволяющая определить элементы матрицы гидродинамического взаимодействия для конкретного пучка.

Для определения матрицы линейной гидродинамической связи требуется вычисление и обработка продолжительных реализаций гидродинамических сил (рис. 2). В связи с этим основное требование к алгоритму – минимизация времени вычислений. По разработанному алгоритму написаны программы, позволяющие проводить расчет гидродинамических нестационарных сил при отрывном обтекании неподвижных круговых и некруговых профилей, профилей, колеблющихся по заданному закону, профилей в режиме автоколебаний.

Матрица линейной гидродинамической связи обладает достаточной информацией о гидродинамических силах для анализа устойчивости предложенной математической модели. Из рассмотрения характеристического уравнения получено общее необходимое и достаточное условие устойчивости, выраженное через безразмерные параметры, характеризующие свойства упругих трубок пучка и гидродинамических сил. Таким образом, определены основные закономерности проявления гидроупругого возбуждения в пучках.



Рис. 2. Пример матрицы гидроупругого взаимодействия для двух труб

Предположим, что пучок совершает колебания по одной из собственных форм колебаний. Ограничимся рассмотрением изгибных колебаний трубок по одной из первых форм колебаний, и не будем конкретизировать условия закрепления концов упругих трубок.

Введем в рассмотрение ( $2N \times 2N$ ) матрицу линейной гидродинамической связи **S**(p), представляющую собой результат вычисления интеграла Лапласа от элементов матрицы гидроупругого взаимодействия **C**( $\tau$ ).

Таким образом, в спектре вычисленных реализаций вектора гидродинамической силы  $C(\tau)$ , соответствующих закону движения профиля, выделяется дискретная составляющая на частоте колебаний профиля.

Для определения границы области устойчивости достаточно рассмотреть лишь один из сомножителей в характеристическом уравнении, в который входит собственное значение  $\lambda(p)$ , обладающее максимальной мнимой частью.

На границе области устойчивости, где  $p = i\omega$  – мнимая величина, при учете только величины не выше первого порядка малости относительно малых параметров  $\xi$  и  $\mu_1$ , можно получить

$$\omega^{2} = \omega_{0}^{2} - \mu_{1} \operatorname{Re}[\lambda(i\omega_{0})],$$

$$2\xi\omega_{0}^{2} / \mu_{1} = \operatorname{Im}[\lambda(i\omega_{0})].$$
(1)

Соотношения (1) определяют частоту колебаний трубок по наименее устойчивой коллективной форме и критическое значение параметра  $2\xi/\mu_1$  при заданной безразмерной частоте. Если известна зависимость  $\lambda(i\omega_0)$ , то второе из равенств (1) позволяет найти критическую скорость, соответствующую значению  $2\xi/\mu_1$  для исследуемого пучка.

#### Постановка численного эксперимента

1. Один цилиндр колеблется, остальные неподвижны. Это повторяется 2N раз (отдельно в направлении x, отдельно y), получаем реализации гидродинамических сил в виде матрицы гидродинамического взаимодействия.

2. Получаем матрицу линейной гидродинамической связи по формуле интеграла Лапласа.

3. Находим собственные значения матрицы линейной гидродинамической связи. Из всех собственных значений находим одно, обладающее максимальной мнимой частью. На границе области устойчивости корень характеристического уравнения – чисто мнимая величина. При учете величин не выше первого порядка малости относительно параметров ξ и μ<sub>1</sub> получим

критическое значение параметра 
$$(2\xi/\mu_1)_{\rm kp}$$
:  $(2\xi/\mu_1)_{\rm kp} = \frac{{\rm Im}[\lambda(i\omega_0)]}{\omega_0^2}$ 

4. Повторяем все пункты (1–3) с другой скоростью обтекания. Получаем границу области устойчивости для пучка.

#### Применяемые численные методы

Для определения наиболее эффективного метода численного моделирования в работе было проведено представительное тестирование современных численных методов на широком круге практических задач, включая сравнение с экспериментальными данными, полученными в аэродинамических трубах и на физических моделях.

Окончательный вывод о пригодности предлагаемых математических моделей расчета колебаний трубных пучков и их адекватности для реальных конструкций может проводиться исключительно на основе сравнения с результатами экспериментальных исследований на натурных полномасштабных или фрагментарных моделях (рис. 3).



Рис. З. Пример визуализации методом вязких вихревых доменов

#### Результаты работы

Разработка математической модели гидроупругого возбуждения и численный эксперимент были проведены:

1) для трех трубок с круглыми поперечными сечениями (круглым профилем конфигурации), расположенных в ряду, перпендикулярном потоку (q = 1,41);

2) для фрагмента пучка из 5 труб (*q* = 1,5).

Таким образом, была проведена серия численных экспериментов при 15 различных частотах  $\omega_j$ . После проведения расчета по указанному выше алгоритму были получены 15 матриц гидродинамического взаимодействия **С**( $\tau$ ). С помощью преобразования составлено 15 матриц гидродинамической связи **S**(*p*).

На рис. 4 показаны результаты расчета при 15 различных частотах возбуждения труб, т.е. при 15 различных безразмерных скоростях обтекания труб. Расчетные точки кривой устойчивости для трех трубок по данным в указанных таблицах, представлены на рис. 4. Стоит отметить, что время, затрачиваемое на расчет рассматриваемой многокомпонентной системы на одной частоте возбуждения достигало более 10 часов на многопроцессорной технике.

Была разработана программа, которая определяет устойчивость (обозначение «звездочка»), либо неустойчивость (обозначение через точку) системы из трех трубок путем решения его характеристического уравнения и анализа его корней.



сплошная линия – расчет авторов для ряда из трех трубок; штриховая линия – эксперимент для бесконечного ряда труб (зависимость Коннорса)

В работе представлены также результаты экспериментального измерения критической скорости по данным работы Коннорса, полученные путем непосредственного анализа амплитудно-скоростных характеристик однорядного пучка с густотой q = 1,41. При этом наблюдается удовлетворительное соответствие расчетных результатов с экспериментальными данными работы Коннорса. Необходимо отметить, что экспериментальная кривая была построена Коннорсом также на основе результатов натурных экспериментов, полученных такими исследователями как S. Chen, J. Jendrzejczyk, R. Hartlen, S. Takahara, H. Tanaka, A.A. Жукаускас, В.И. Катинас и других. Таким образом, представленные численные результаты подтверждают достоверность основных предположений относительно подобия линейных гидродинамических сил и основанной на этих предположениях методики исследования устойчивости больших пучков.

Предположим, что матрицу для большого ряда трубок можно получить по рассмотренной матрице для трех трубок, для чего примем следующую гипотезу: физической характеристикой скорости потока, определяющей нестационарные гидродинамические силы, а значит и элементы матрицы линейного гидроупругого взаимодействия, является среднерасходная скорость в минимальном зазоре между соседними трубками. Основой для этой методики является близко-действие и сдвиговая симметрия гидродинамических связей в пучках с регулярной компоновкой поперечного сечения.

На основании разработанной методики было произведено численное моделирование процесса обтекания фрагмента пучка, состоящего из 5 трубок, расположенных по схеме коридорного пучка. Густота пучка составила q = 1,5. В численном эксперименте задавались гармонические колебания только для центральной трубки и оценивались временные реализации гидродинамических нагрузок, приходящихся на каждую из трубок. Пример визуализации расчета методом вязких вихревых доменов фрагмента пучка из пяти труб представлен на рис. 5.



Рис. 5. Пример визуализации проведения расчета методом вязких вихревых доменов фрагмента пучка из пяти труб

#### Основные результаты исследования

Выявлены специфические критерии подобия для гидроупругого возбуждения вибраций.

Получены формулы для расчета нестационарных гидродинамических сил через параметры невязкого потока.

Разработан алгоритм для численного определения матриц линейной гидродинамической связи конкретных пучков труб.

Разработана математическая модель возникновения гидроупругого возбуждения пучка труб. Необходимое и достаточное условие устойчивости пучка выражено через безразмерные параметры системы и оценку собственных чисел матриц влияния, построенных для рассматриваемого пучка труб.

Предложен способ определения нестационарных гидродинамических сил на трубках в пучках с регулярной компоновкой поперечного сечения, состоящих из большого числа трубок путем расчета сил для небольшого фрагмента пучка.

Определены величины критической скорости теплоносителя в зависимости от безразмерных параметров, проведено сравнение полученных результатов с результатами физического эксперимента для пучка с теми же параметрами. Пример полученных результатов при расчете ряда из трех трубок представлен на рис. 4.

#### Заключение

Гидроупругое возбуждение есть неустойчивость невозмущенного состояния упругих трубок, обусловленная действием дестабилизирующих гидродинамических сил (в результате срывного обтекания), линейных относительно амплитуд колебаний трубок.

В работе была разработана математическая модель, которая позволяет оценить устойчивость либо неустойчивость состояния рассматриваемой конфигурации пучка, основываясь на критерии устойчивости Ляпунова. В соответствии с данной моделью создана универсальная программа, позволяющая проанализировать корни полученного при исследовании динамики многокомпонентной системы частотного уравнения. На основе применения указанной математической модели был создан алгоритм для численного определения матриц линейной гидродинамической связи конкретных пучков труб. Достоверность алгоритма и составленных по нему программ проверена путем сравнения результатов тестовых расчетов с известными экспериментальными данными.

#### Список литературы

- 1. Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Самолысов А.В., Дубинский С.И. Комбинационный подход при моделировании аэродинамики скоростных железнодорожных составов // Вестник института проблем естественных монополий: Техника железных дорог. 2015. №1 (29). С. 48–55.
- 2. Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Самолысов А.В., Марчевская О.А. Определение критических параметров обтекания пучка труб методом численного эксперимента // Теплоэнергетика. 2015. №8. С. 57–62.
- 3. Коннорс Г.И. Гидроупругие вибрации пучков труб теплообменников // Труды Американского общества инженеров-механиков. Конструирование и технология машиностроения. – 1978. – Т. 100. – № 2. – С. 95–102.
- 4. Самолысов А.В., Масевич А.В., Вальес Н.Г. Расчет срывного обтекания неподвижных и колеблющихся цилиндрических тел методом дискретных вихрей // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2014. – №2. – С. 3–9.

### Аналогии в обобщенной проводимости дисперсных сред

Федотовский В.С., Кругликов Ю.С., Михайлова Т.А., Лунина С.В., Орлов А.И. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

В настоящей статье рассмотрена аналогия, относящаяся к обобщенной проводимости гетерогенных сред и к динамике гетерогенных сред и их эффективным инерционным свойствам. В отличие от электро-гидродинамической аналогии ЭГДА, позволяющей моделировать поля скоростей при потенциальном течении идеальной жидкости или поля скоростей фильтрации вязких жидкостей на электрических аналоговых моделях, рассматриваемая здесь термомеханическая аналогия (TMA) позволяет моделировать не только поля скоростей идеальной жидкости, но и определять эффективные инерционные свойства (эффективную динамическую плотность) с помощью аналоговых моделей по их эффективным электрическим (термическим) свойствам [2]. Метод TMA оказывается весьма полезным инструментом для определения эффективной динамической плотности гетерогенных сред по известным данным об эффективной электротеплопроводности гетерогенных материалов.

Основная задача обобщенной проводимости сводится к установлению эффективных свойств переноса в гетерогенных системах по известным свойствам фазовых составляющих и некоторым сведениям об их структуре. В силу эквивалентности математических уравнений, описывающих закономерности рассматриваемых процессов переноса, для иллюстрации способов определения эффективных свойств подобных материалов достаточно рассмотреть какоенибудь одно из них, например, эффективную теплопроводность.

#### Термомеханическая аналогия

В случае геометрического подобия формы включений, идентичности их ориентации и объемной концентрации, выполняется равенство

$$\frac{\rho^*}{\rho} = \frac{R^*}{R},\tag{1}$$

отражающее аналогию эффективных свойств.

Естественно, что соотношения (1) справедливы и в отношении термических, электро- и магнитостатических свойств, т.е. удельного термического сопротивления, диэлектрической и магнитной проницаемости гетерогенных материалов. Таким образом, в правой части соотношения (1) можно записать, например, отношение эффективного удельного термического сопротивления гетерогенного материала  $R_t^*$  к удельному термическому сопротивлению материала матрицы  $R_t$ , или отношение соответствующих коэффициентов теплопроводности ( $\lambda^* = R_t^{*-1}$ ,  $\lambda = R_t^{-1}$ ).

$$\frac{\rho^*}{\rho} = \frac{\lambda}{\lambda^*} \,. \tag{2}$$

В соотношениях (1) и (2), связывающих эффективную плотность и эффективное удельное термическое сопротивления, и заключается термомеханическая аналогия. Эта аналогия эффективных свойств полностью основана на ЭГДА, имеющей место как на макро-, так и на микроуровне гетерогенных сред. Если электрогидродинамической аналогии на одном из уровней нет, как, например, в случае фильтрации вязкой жидкости в пористых средах, где движение жидкости на уровне обтекания включений (скелета пористой среды) описывается уравнением ползущего течения Стокса, не имеющего термического аналога, то такому эффективному свойству как проницаемость пористой среды также нет термического аналога.

На основании ТМА результаты многочисленных исследований эффективных термических свойств гетерогенных материалов могут быть непосредственно применены к расчету эффективной динамической плотности. Также верно и обратное. В частности, используя формулу для эффективной плотности гетерогенных сред с неподвижными сферическими включениями

$$\frac{\rho}{\rho^*} = \frac{1}{1 + (1 + \gamma)\phi} = \frac{1 - \phi}{1 + \phi/2},$$
(3)

получаем формулу для эффективной теплопроводности материала с непроводящими сферическими включениями

$$\frac{\lambda^*}{\lambda} = \frac{\rho}{\rho^*} = \frac{1 - \varphi}{1 + \varphi/2}.$$
(4)

Установленная термомеханическая аналогия является точной для сред с включениями произвольной формы, ориентации и концентрации, но лишь в предельном случае бесконечной их плотности ( $\rho_0 = \infty$ ) и удельного сопротивления ( $R_0 = \infty$ ).

Основываясь на такой частной аналогии для одиночного включения предположим, что термомеханическая аналогия верна и в общем случае с ансамблем включений, т.е. для дисперсных гетерогенных систем. Тогда формулу для эффективной динамической плотности гетерогенной среды

$$\frac{\rho^*}{\rho} = 1 + \frac{(1+\gamma)(\rho_0/\rho - 1)\phi}{\rho_0/\rho + \gamma}$$
(5)

можно записать и для эффективной теплопроводности гетерогенного материала

$$\frac{\lambda}{\lambda^*} = \frac{R^*}{R} = 1 + \frac{(1+\gamma)(R_0/R - 1)\phi}{R_0/R + \gamma}.$$
(6)

Для иллюстрации результата и сопоставления его с известными формулами рассмотрим гетерогенные среды с конкретной формой включений.

Для включений сферической формы  $\gamma = \frac{1+2\phi}{2(1-\phi)}$  и формула (6) принимает вид

$$\frac{\lambda^*}{\lambda} = \frac{2(1-\phi) + (\lambda_0/\lambda)(1+2\phi)}{2+\phi + (\lambda_0/\lambda)(1-\phi)}.$$
(7)

Этот результат совпадает с известной формулой Максвелла [3], Оделевского [7]. Таким образом, эффективная динамическая плотность гетерогенных сред со свободно взвешенными включениями имеет своим аналогом такие эффективные свойства, как термическое (электрическое) сопротивление гетерогенного материала или диэлектрическая (магнитная) проницаемость.

Следует отметить, однако, что такая аналогия для динамической плотности имеет место лишь в том случае, когда несущей средой является идеальная жидкость. Вязкостные же эффекты, играющие значительную роль в динамике жидкой дисперсной среды и влияя на ее эффективную динамическую плотность, в электрических и термических свойствах вообще отсутствуют. Существует еще ряд факторов, таких как возможное вращение, деформируемость включений, приводящих к тому, что динамическая плотность гетерогенных сред оказывается более сложным эффективным свойством, чем эффективная тепло- или электропроводность.

#### Обобщенная проводимость (теплопроводность) среды с равномерно распределенными идентичными сферическими включениями

Изучению эффективной теплопроводности гетерогенных сред со сферическими включениями посвящена обширная литература [1]. В частности, хорошо известна формула Максвелла

$$\frac{\lambda^*}{\lambda} = \frac{2(1-\phi) + \Lambda(1+2\phi)}{2+\phi + \Lambda(1-\phi)},\tag{8}$$

где  $\Lambda = \lambda_0 / \lambda$ ,  $\lambda$  – теплопроводность сплошной среды,  $\lambda_0$  – теплопроводность включений,  $\phi$  – объемная концентрация включений.

В дальнейшем, в исследованиях Рэлея, Рунге, де Вриза, Маккензи и др. при изучении эффективной теплопроводности в среде со сферическими включениями были рассчитаны температурные поля, в которых последовательно учитывались взаимодействия локальных полей включений дипольного, квадрупольного и октупольного типов с внешним тепловым потоком и получены формулы, учитывающие как объемную концентрацию, так и расположение сферических включений в узлах решеток различных типов. Наиболее полное решение получено в работах Маккензи, Мак Федрана [3, 5, 6]

$$\frac{\lambda}{\lambda} = 1 + \frac{3\varphi}{\frac{\Lambda+2}{\Lambda-1} - \varphi - \alpha f \varphi^{10/3} - b_1 \left(\frac{\Lambda-1}{\Lambda+\frac{6}{5}}\right) \varphi^{14/3} - c_1 \left(\frac{\Lambda+1}{\Lambda+\frac{8}{7}}\right) \varphi^6 + \dots$$
(9)  
$$f = \frac{1 + c_2 \left(\frac{\Lambda-1}{\Lambda+\frac{6}{5}}\right) \varphi^{11/3} + c_3 \left(\frac{\Lambda-1}{\Lambda+\frac{6}{5}}\right)^2 \varphi^{23/3}}{\frac{\Lambda+\frac{4}{3}}{\Lambda-1} - b_2 \varphi^{7/3} - c_4 \left(\frac{\Lambda-1}{\Lambda+\frac{6}{5}}\right) \varphi^6$$
(10)

где

Постоянные *a*, *b*<sub>1</sub>, *b*<sub>2</sub>, представлены в табл. 1 для гетерогенных сред, образующих регулярные решетки сферических включений – простую кубическую решетку (ПКР), объемно центрированную решетку (ОЦР) и гранецентрированную решетку (ГЦР) с предельно возможными концентрациями включений  $\phi_{np} = \frac{\pi}{6} = 0,523$ ,  $\sqrt{3} \frac{\pi}{8} = 0,68$  и  $\sqrt{2} \frac{\pi}{6} = 0,74$ .

Таблица 1

Тип решетки	а	$b_1$	$b_2$	$c_1$	<i>C</i> <sub>2</sub>	<i>C</i> <sub>3</sub>	$\mathcal{C}_4$
ПКР	1,305	0,01479	0,4054	0,1259	0,5289	0,6993	6,167
ОЦР	0,05747	0,1661	1,3586	0,0009507	0,7339	0,1347	0,04659
ГЦР	0,004706	0,1307	1,205	0,006033	5,7302	8,2088	0,2956

На рис. 1, 2 приведены зависимости эффективной теплопроводности и коэффициента присоединенной массы для гетерогенных сред с непроводящими включениями, вычисленные по формуле Максвелла (8), Маккензи (9) и численные данные, полученные с помощью Ansys



Рис. 1. Зависимость эффективной теплопроводности от концентрации непроводящих сферических включений для ПКР



непроводящих сферических включений для ПКР

#### Простая кубическая решетка

Для простейшего случая квадратной решетки были выбраны следующие коэффициенты теплопроводности ( $\lambda$  – теплопроводность среды,  $\lambda_0$  – теплопроводность включения):  $\lambda_0/\lambda = 0,01$ ; 0,1; 0,5; 0; 2; 10; 100.

Результаты численных расчетов представлены в табл. 2, в которой для заданных относительного шага (или концентрации) и сочетания коэффициентов теплопроводности среды и включений приводятся значения относительного коэффициента эффективной теплопроводности данной системы:

Таблица 2

φ	4·10 <sup>-6</sup>	0,004	0,014	0,0334	0,113	0,268	0,523	0,671	0,7979	0,895	0,9592
H/2R	50	10	3,33	2,5	1,67	1,25	1,0	0,909	0,833	0,769	0,714
$\lambda_0/\lambda = 0,01$	0,999	0,994	0,979	0,951	0,84	0,644	0,384	0,192	0,094	0,033	0,001
$\lambda_0/\lambda = 0,1$	0,999	0,993	0,979	0,951	0,841	0,648	0,390	0,202	0,105	0,044	0,013
$\lambda_0/\lambda = 0,5$	0,999	0,994	0,981	0,957	0,861	0,689	0,461	0,295	0,204	0,144	0,112
$\lambda_0/\lambda = 0$	0,999	0,997	0,991	0,980	0,933	0,847	0,729	0,640	0,583	0,541	0,515
$\lambda_0/\lambda = 2$	1,00	1,003	1,01	1,025	1,087	1,215	1,426	1,616	1,758	1,873	1,95
$\lambda_0/\lambda = 10$	1,00	1,009	1,031	1,076	1,277	1,763	3,061	5,512	7,179	8,533	9,432
$\lambda_0/\lambda = 100$	1,00	1,012	1,041	1,100	1,369	2,076	5,002	44,29	65,60	82,32	93,25

Зависимость  $\lambda^* / \lambda$  от относительного шага X = H/2R приведена ниже на рис. 3.





Зависимости  $\lambda^* / \lambda$  от концентрации  $\varphi = \frac{4}{3}\pi R^3 / H^3$  приведены ниже на рис. 4.

Рис. 4. Зависимость эффективной теплопроводности λ\*/λ от концентрации

Из графиков видно, что, как и следовало ожидать, при увеличении относительного шага и, соответственно, уменьшении объемной концентрации до нуля теплопроводность гетерогенной среды стремиться к теплопроводности однородной среды. В случае же уменьшения относительного шага до единицы, что соответствует предельной концентрации  $\phi = 0.95$ , относительная теплопроводность уменьшается или увеличивается в зависимости от относительной теплопроводности включений до некоторых предельных значений. Эти предельные значения и представляют наибольший интерес с точки зрения сопоставления их с результатами расчетов по приближенным аналитическим моделям и формулам, в том числе и с формулой (7), основанной на термомеханической аналогии.

#### Список литературы

- 1. Дульнев Г.Н., Заричняк Ю.П. Теплопроводность смесей и композиционных материалов. Л.: Энергия, 1974.
- 2. Дульнев Г.Н., Новиков В.В. Эффективный коэффициент проводимости систем с взаимопроникающими компонентами // ИФЖ. – 1977. – Т. 33. – № 2. – С. 271.
- 3. Исаакович М.А. О распространении звука в эмульсиях // Журнал экспер. и теорет. физики. 1948. Т. 18. Вып. 10.
- 4. Кристенсен Р. Введение в механику композитов: Пер. с англ. М.: Мир, 1982.
- 5. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.Н. Механика сплошных сред. ГИТТЛ, 1953. 795 с.
- Федотовский В.С. Приближённый способ расчёта присоединённых масс и коэффициентов гидродинамического демпфирования колебаний тесных пучков стержней: Препринт № 1072. – Обнинск: ФЭИ, 1980.
- 7. Чудновский А.Ф. Теплофизические характеристики дисперсных материалов. М.: Физматгиз, 1962.

## Инерционно связанные колебания твэлов и тепловыделяющих сборок

#### Федотовский В.С., Никулина А.Н., Иванова Е.А.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

#### Введение

Динамическое поведение пучка стержней под воздействием продольного потока жидкости существенно отличается от динамики одиночного стержня. Это объясняется тем, что движение стержней в пучке гидродинамически связаны, и вибрации каждого стержня не могут рассматриваться как вибрации отдельного элемента, а только в контексте совместных вибраций всех стержней в пучке. Особенно это характерно для тесных пучков, где отношение расстояния между центрами стержней в пучке S к диаметру стержня d меньше 1,3.

Основной целью данной работы является аналитическое определение границ спектра групповых колебаний пучка стержней. Для этого рассматривается две задачи, одна из которых о колебаниях одного, так называемого «пробного стержня», окруженного гетерогенной средой, т.е. множеством таких же стержней. Другая задача представляет собой более сложную, трехфазную модель, в которой пробный стержень в ячейке идеальной жидкости окружен бесконечной гетерогенной средой.

Обе задачи сводятся к определению собственных частот гидродинамически связанной через теплоноситель системы «пробный стержень» и множество окружающих его стержней. Такая связанная колебательная система имеет две собственных частоты, одна их которых меньше, а вторая больше, чем собственная частота синфазных колебаний стержней в теплоносителе. Эти собственные частоты и определяют границы спектра групповых колебаний пучка твэлов.

#### К расчету собственных частот связанных колебаний трубок пучка

Для качественного анализа вибрации трубок в пучках стержней под действием обтекающего их потока жидкости необходимо знание собственных частот и форм колебаний пучка стержней как связанной многомассовой системы. Если для простых систем (1–2 стержня) это довольно просто установить экспериментально, то для многостержневых пучков возникают большие технические трудности. Поэтому большое значение имеет предварительный анализ таких систем с использованием расчетных методов.

Рассмотрим пучок, состоящий из двух стержней. Геометрия представлена на рис. 1. Ось ОХ направлена вдоль компонент 1 и 3. В основе анализа используется аналитическая модель, предложенная в работе [1], в которой используются следующие положения:

1. Движение каждого цилиндра в двух взаимоперпендикулярных направлениях не связано между собой.

2. Колебания соседних цилиндров во взаимоперпендикулярных направлениях не связаны между собой.

Задача нахождения собственных частот и собственных колебаний таких систем сводится к решению системы уравнений, записанных в матричном виде как:

$$A\ddot{x} + B\dot{x} + Cx = 0, \tag{1}$$

где A – матрица инерционных членов, B – матрица демпфирования, C – матрица жесткости, x – вектор перемещения. Размерность матриц A, B, C равна  $2N \times 2N$ , N – число стержней в пучке.



Рис. 1. Схема расположения трубок в пучках
Так как в задачах о колебаниях стержней в жидкости демпфирование является достаточно малым и практически не влияет на собственные частоты колебаний, то решение задачи сводится для системы:

$$4\ddot{x} + Cx = 0. \tag{2}$$

Конкретно для нашей задачи система уравнений распишется в следующем виде:

$$\begin{cases} \ddot{x}_{1} + \frac{m_{\infty}}{M} \left( \alpha_{11} \ddot{x}_{1} + \alpha_{12} \ddot{x}_{2} \right) + \omega_{0}^{2} x_{1} = 0, \\ \ddot{x}_{2} + \frac{m_{\infty}}{M} \left( \alpha_{21} \ddot{x}_{1} + \alpha_{22} \ddot{x}_{2} \right) + \omega_{0}^{2} x_{2} = 0, \\ \ddot{y}_{1} + \frac{m_{\infty}}{M} \left( \beta_{11} \ddot{y}_{1} + \beta_{12} \ddot{y}_{2} \right) + \omega_{0}^{2} y_{1} = 0, \\ \ddot{y}_{2} + \frac{m_{\infty}}{M} \left( \beta_{21} \ddot{y}_{1} + \beta_{22} \ddot{y}_{2} \right) + \omega_{0}^{2} y_{2} = 0, \end{cases}$$
(3)

где  $m_{\infty}$  – присоединенная масса стержня в бесконечной жидкости; M – масса стержня на единицу длины;  $\omega_0$  – собственная частота колебаний стержня в воздухе;  $\alpha_{ij}$  и  $\beta_{ij}$  – элементы матрицы инерционного влияния, где i = 1, 2 и j = 1, 2. В силу симметрии задачи  $\alpha_{11} = \alpha_{22} = \alpha$ ,  $\alpha_{12} = \alpha_{21} = \alpha_1$ ,  $\beta_{11} = \beta_{22} = \beta$ ,  $\beta_{12} = \beta_{21} = \beta_1$ .

Здесь  $\alpha$  – коэффициент присоединенной массы первого (второго) стержня при колебании его в направлении *x* при неподвижном втором (первом) стержне;  $\alpha_1$  – коэффициент присоединенной массы первого (второго) стержня при колебании его в направлении *x*. Аналогично для коэффициентов  $\beta$  и  $\beta_1$ , но только в направлении *y*.

Ввиду принятого в начале положения 2, данная система уравнений распадается на две независимые системы по два уравнения для направлений *x* и *y*.

Нахождение коэффициентов матрицы инерционного влияния является отдельной задачей, которая довольно сложна, особенно для систем со многими стержнями. Решая систему (3), можно найти четыре собственные частоты и формы колебаний описанной системы

$$p_{1}^{2} = \frac{\omega_{0}^{2}}{1 + \frac{m_{\infty}}{M} (\alpha - \alpha_{1})}, \qquad p_{2}^{2} = \frac{\omega_{0}^{2}}{1 + \frac{m_{\infty}}{M} (\alpha + \alpha_{1})},$$

$$p_{3}^{2} = \frac{\omega_{0}^{2}}{1 + \frac{m_{\infty}}{M} (\beta - \beta_{1})}, \qquad p_{4}^{2} = \frac{\omega_{0}^{2}}{1 + \frac{m_{\infty}}{M} (\beta + \beta_{1})},$$
(4)

где  $P_1$  и  $P_3$  – собственные частоты колебаний стержней в противофазе в направлении x и y соответственно;  $P_2$  и  $P_4$  – собственные частоты колебаний стержней в фазе в направлении x и y соответственно.

# 2. Резонансная зависимость динамической плотности пучка упругих твэлов в теплоносителе от частоты. Двухфазная модель

Для пучков стержней, содержащих значительное большее количество трубок, целесообразно использовать континуальный подход [2], при котором жидкость, содержащая бесконечный пучок стержней представляет собой гетерогенную среду, обладающую некоторой динамической плотностью, отличающейся от плотности жидкости. Динамическая плотность гетерогенной среды проявляется при нестационарных (колебательных) движениях и является мерой ее инерционности. Другими словами, динамическая плотность гетерогенной среды определяется как коэффициент пропорциональности между поверхностной силой, действующей на единичный объем гетерогенной среды, и его ускорением. Эффективная динамическая плотность  $\rho^*$  стержневой гетерогенной среды выражается следующей резонансной зависимостью [3]

$$\frac{\rho^*}{\rho} = 1 - (1+\gamma) \left[ \frac{\frac{1-\Delta}{\Delta+\gamma} + \frac{\omega_0^2}{\omega^2}}{1 - \frac{\omega_0^2}{\omega^2}} \right] \varphi, \qquad (5)$$

где  $\Delta = \rho_0 / \rho$  – относительная плотность стержней,  $\omega_0$  – собственная частота изгибных синфазных колебаний бесконечного пучка стержней в свинцовом теплоносителе.

В случае бесконечного пучка отношение собственных частот колебаний стержней в жидкости ( $\omega_0$ ) и в вакууме ( $\omega_c$ ) определяется по формуле

$$\frac{\omega_0}{\omega_c} = \left(\frac{M}{M+m}\right)^{1/2},\tag{6}$$

 ω – частота воздействий, γ – коэффициент присоединенной массы, соответствующий синфазным колебаниям пучка твэлов.

Для пучков стержней, образующих правильную треугольную решетку, зависимость  $\gamma$  выражается через относительный шаг *X* формулой

$$\gamma = \frac{1+0,907/X^2}{1-0,907/X^2}.$$
(7)

Задача о колебаниях цилиндрического твэла в гетерогенной среде сводится к известной задаче о колебаниях тела в однородной жидкости с заменой плотности жидкости на эффективную динамическую плотность гетерогенной среды. При этом, как правило, предполагается, что размеры тела должны быть существенно больше характерного масштаба микронеоднородности гетерогенной среды (в нашем случае – расстояния между стержнями). Здесь, однако, мы применим континуальный подход для описания колебаний одного из стержней пучка, окруженного жидкостью, и множеством таких же стержней, как псевдооднородной средой.

Таким образом, исходя из формулы для расчета собственной частоты синфазных колебаний пучка стержней в жидкости (6) и применяя ее для гетерогенной среды, запишем (заменив  $\omega_0$  на  $\Omega$ , а *m* на *m*\*)

$$\Omega^2 = \frac{\omega_c^2}{1 + \frac{m^*}{M}} = \frac{\omega_c^2}{1 + \frac{\rho^*}{\rho\Delta}},$$
(8)

где  $\omega_c$  – собственная частота колебаний стержня в вакууме, M – масса стержня,  $m^* = \pi \rho^* a^2$  – присоединенная масса гетерогенной среды для «пробного» стержня.

Формулу (5) можно представить в виде

$$\rho^{*} = \frac{\rho_{0}^{*} - \rho_{\infty}^{*} \frac{\omega_{0}^{2}}{\omega^{2}}}{1 - \frac{\omega_{0}^{2}}{\omega^{2}}},$$
(9)

где величины  $\rho_0^*$  и  $\rho_\infty^* - \rho_\infty^* / \rho = 1 + \phi(1+\gamma)$ ,  $\rho_0^* / \rho = 1 - (1+\gamma)\phi \frac{1-\Delta}{\Delta+\gamma}$  являются предельными

выражениями формулы (5) при частоте воздействий  $\omega$ , стремящейся к нулю или к бесконечности, соответственно.

Подставив резонансную зависимость эффективной динамической плотности (9) в формулу (8), получим биквадратное уравнение для искомой частоты Ω в виде

$$\Omega^4 \left( \frac{\Delta + \rho_0^* / \rho}{\Delta + \gamma} \right) - 2\Omega^2 \omega_0^2 + \omega_0^4 = 0.$$
<sup>(10)</sup>

Решение биквадратного уравнения (10) дает две собственные частоты колебаний «пробного стержня»

$$\frac{\Omega_{1,2}^2}{\omega_0^2} = \frac{\Delta + \gamma}{\Delta + \gamma \pm 2\sqrt{\phi}/1 - \phi}.$$
(11)

Для  $\omega_0$  решение сходится к единице при любых  $\Delta$ .

Для  $\omega_c$  решение получается аналогичным образом, учитывая что  $\omega_0^2 = \frac{\Delta}{\Delta + \gamma} \omega_c^2$ .

Одна из собственных частот  $\Omega_1$  (большая) соответствует синфазным колебаниям «пробного стержня» и окружающих его стержней, а другая частота  $\Omega_2$  (меньшая) соответствует противофазным колебаниям [4]. Здесь под синфазными и противофазными колебаниями имеются в виду колебания в направлении линий тока гетерогенной среды как однородной жидкости. Схематично линии тока, синфазные и противофазные колебания пробного стержня и окружающих его стержней (в виде серповидных мгновенных смещений) показаны на рис. 2.



Рис. 2. Синфазные (слева) и противофазные (справа) по линиям тока колебания «пробного стержня» в стержневой гетерогенной среде

Как видно из решения, обе собственные частоты колебаний «пробного стержня»  $\Omega_{1,2}$  связаны с собственной частотой однонаправленных синфазных колебаний бесконечного пучка  $\omega_0$  и зависят как от геометрических параметров пучка стержней (относительного шага X или от объемной концентрации  $\varphi$  через коэффициент присоединенной массы  $\gamma$ ), так и от относительной плотности материала стержней  $\Delta = \rho_0 / \rho$ .





Для наглядности и сравнения полученной зависимости (11) с известными экспериментальными данными Чена [1, 5], полученными для 3-, 5- и 7-стержневых систем, приведем график для отношения  $\Omega_{1,2}/\omega_c$ , где  $\omega_c$  – собственная частота колебаний стержней в вакууме.



Относительный шаг пучка, Х

Рис. 5. Зависимость нижней и верхней границ спектра собственных групповых колебаний пучка стержней от относительного шага (расчет по (11), точки – экспериментальные данные [1, 5] (нормированы на собственную частоту в воздухе)), *Δ* = 2,7

#### 3. Трехфазная модель. Условия на границе раздела двух сред

Рассмотрим две соприкасающиеся среды, образованные невязкой жидкостью и взвешенными недеформируемыми включениями. Отличие гетерогенных сред и их эффективных свойств может быть обусловлено, например, тем, что концентрация, форма включений или их плотность в разных областях различна. Рассмотрим случай соприкосновения однородной и гетерогенной сред, характеризующихся плотностями  $\rho$  и  $\rho^*$  соответственно. Пусть скорость элемента первой среды, находящейся вблизи границы раздела, направлена под углом  $\alpha_1$  к ее нормали, а скорость элемента второй среды, соприкасающегося с элементом первой среды, направлена под углом  $\alpha_2$ . При этом должны выполняться следующие условия: нормальные к поверхности раздела составляющие скорости элементов первой и второй сред в силу их непрерывности равны

$$U_{n(1)} = U_{n(2)}.$$
 (12)

Тангенциальные составляющие векторов импульсов элементов первой и второй сред равны в силу закона сохранения импульса

$$I_{\tau(1)} = \rho_1 U_{\tau(1)} = I_{\tau(2)} = \rho_2^* U_{\tau(1)}.$$
(13)

Из условий (12) и (13) следует, что отношение нормальных составляющих импульса равно  $\frac{I_{n(1)}}{I_{n(2)}} = \frac{\rho U_{n(1)}}{\rho^* U_{n(2)}} = \frac{\rho}{\rho^*}, a \text{ отношение тангенциальных составляющих скорости в обеих средах}$ 

равно 
$$\frac{U_{\tau(1)}}{U_{\tau(2)}} = \frac{\rho^*}{\rho}$$
. Далее, поскольку  $\operatorname{tg}\alpha_1 = \frac{U_{\tau(1)}}{U_{n(1)}}$ ,  $\operatorname{tg}\alpha_2 = \frac{U_{\tau(2)}}{U_{n(2)}}$ , то получим  $\operatorname{tg}\alpha_2 = \frac{\rho}{\rho^*} \operatorname{tg}\alpha_1$ .

Таким образом, при переходе из одной среды в другую, линии тока преломляются на границе раздела. Причем, при переходе из менее плотной среды в более плотную среду, вектор результирующей скорости уменьшается, а вектор импульса увеличивается, рис. 6.



Рис. 6. Преломление потока на границе раздела двух сред

*Математическая модель трехфазной среды.* Рассмотрим пробный стержень в ячейке идеальной жидкости, окруженной бесконечной гетерогенной средой, представляющей собой идеальную жидкость с твердыми цилиндрическими включениями.

При движении пробного стержня с мгновенной скоростью U потенциал поля скорости  $\phi_1$  в области занятой жидкостью с плотностью  $\rho$ , и потенциал поля скорости  $\phi_2$  в области занятой гетерогенной средой с плотностью  $\rho^*$ , должны удовлетворять уравнению Лапласа  $\nabla^2 \phi = 0$  и следующим граничным условиям:

 $\frac{\partial \phi_1}{\partial r}\Big|_{r=a} = -U\cos\theta$  – условие для радиальной составляющей скорости жидкости на по-

верхности ячейки;

 $\frac{\partial \phi_1}{\partial r}\Big|_{r=b} = \frac{\partial \phi_2}{\partial r}\Big|_{r=b}$  – условие равенства нормальных составляющих скорости жидкости

на границе контакта жидкости и гетерогенной среды ТВС;

 $\frac{\partial \phi_1}{\partial \theta}\Big|_{r=b} = \frac{\rho}{\rho^*} \frac{\partial \phi_2}{\partial \theta}\Big|_{r=b}$  – условие равенства тангенциальных составляющих импульса на

границе контакта жидкости и гетерогенной среды ТВС;

 $\frac{\partial \phi_2}{\partial r}\Big|_{r=\infty} = 0$  – рассматриваем безграничный объем жидкости.

Решение будем искать в полярных координатах r,  $\theta$ , записав потенциалы  $\phi_1$  и  $\phi_2$  в виде:

$$\phi_1(r,\theta) = (A/r + Br)\cos(\theta), \quad \phi_2(r,\theta) = (C/r + Dr)\cos(\theta)$$
(14)

Введем обозначения  $\alpha = \left(\frac{a}{b}\right)^2$  – объемная концентрация стержней в пучке (*a* – радиус

«пробного» стержня, *b* – радиус ячейки идеальной жидкости),  $R^2 = \left(1 + \frac{\rho}{\rho^*} / \frac{\rho}{\rho^*} - 1\right)^2$ .

И, удовлетворив граничным условиям, получим:

$$D = 0; \quad A = \frac{a^2 U R}{\alpha - R}; \quad B = \frac{\alpha U}{R - \alpha}; \quad C = \frac{2a^2 U}{\left(\frac{\rho}{\rho^*} - 1\right)(R - \alpha)}.$$
 (15)

Таким образом, получим конечную формулу для потенциала поля скорости в обеих областях:

$$\phi_1(r,\theta) = \frac{\alpha r - a^2 R / r}{R - \alpha} U \cos(\theta); \quad \phi_2(r,\theta) = \frac{2a^2 U \cos(\theta)}{\left(1 - \frac{\rho}{\rho^*}\right)(R - \alpha)r}.$$
 (16)

В отличие от двухфазной модели, константы *A*, *B* и *C* зависят от эффективной динамической плотности. Зная потенциал поля скорости, можно найти радиальную  $u_r(r,\theta) = -\partial \phi / \partial r$  и тангенциальную  $u_{\theta}(r,\theta) = (1/r)\partial \phi / \partial \theta$  составляющие скорости в обеих областях, занятых идеальной жидкостью и гетерогенной средой. На рис. 7 показаны линии тока по результатам вычисления.



Рис. 7. Линии тока в трехфазной модели

Эффективная динамическая масса ячейки с пучком стержней *m*<sup>\*</sup> определяется суммарной кинетической энергией жидкости и равна:

$$m^{*} = \frac{2E}{U^{2}} = \frac{\rho}{U^{2}} \int_{0}^{2\pi} \int_{a}^{b} u_{1}^{2}(r,\theta) r dr d\theta + \frac{\rho^{*}}{U^{2}} \int_{0}^{2\pi} \int_{b}^{\infty} u_{2}^{2}(r,\theta) r dr d\theta, \qquad (17)$$

где  $u_1^2(r,\theta) = u_{1r}^2(r,\theta) + u_{1\theta}^2(r,\theta)$ ,  $u_2^2(r,\theta) = u_{2r}^2(r,\theta) + u_{2\theta}^2(r,\theta) - сумма квадратов радиальной и тангенциальной составляющих скоростей в каждой из областей трехфазной модели. Вычисление дает следующую формулу для <math>m^*$ 

$$m^{*} = \pi \rho a^{2} \frac{R^{4} - \alpha^{4} - 4\alpha^{2} \frac{\rho^{*}}{\rho} R^{2}}{\left(\alpha^{2} - R^{2}\right)^{2}}.$$
 (18)

Определение частоты колебаний. Для определения частоты колебаний подставим (18) в

(8), получим уравнение, зависящее от  $\frac{\Omega^2}{\omega_0^2}$ .

$$\frac{\Omega^2}{\omega_0^2} = \frac{\Delta + \gamma}{\Delta + \Delta \frac{m^*(\Omega)}{M}} = \frac{\Delta + \gamma}{\frac{R^4 - \alpha^4 - 4\alpha^2 \frac{\rho^*}{\rho}R^2}{\Delta + \frac{\rho^2}{(\alpha^2 - R^2)^2}}}.$$
(19)

Подставим в (19)  $\rho^*$  из (8) и упростим выражение, получим

$$\frac{\Omega^{2}}{\omega_{0}^{2}} = \frac{(\Delta + \gamma) (\alpha^{2} - R^{2})^{2} \left(\frac{\Omega^{2}}{\omega_{0}^{2}} - 1\right)}{\left(\frac{\Omega^{2}}{\omega_{0}^{2}} - 1\right) \left(\left(\alpha^{2} - R^{2}\right)^{2} \Delta + R^{4} - \alpha^{4}\right) - 4\alpha^{2} \left(\frac{\Omega^{2}}{\omega_{0}^{2}} \frac{\rho_{0}^{*}}{\rho} - \frac{\rho_{\infty}^{*}}{\rho}\right) R^{2}},$$
(20)

уравнение (20) представляет собой трансцендентное уравнение 8 степени, которое не имеет аналитического решения.





Рис. 9. Сравнение графиков зависимости  $\frac{\Omega_{1,2}}{\omega_c}$  от шага х трехфазной (сплошными линиями)

и двухфазной (пунктиром) моделей, треугольная решетка,  $\Delta$  = 2,7

### Заключение

Приведены зависимости для расчетов верхних (максимальных) нижних (минимальных) собственных частот изгибных колебаний стержней с различными относительными шагами для двухфазной и трехфазной моделей.

У каждой из моделей есть свои достоинства и недостатки. В двухфазной модели с уменьшением шага происходит существенное расширение спектра собственных частот, поэтому данная модель может недостаточно хорошо описывать реальную ширину спектра колебаний.

На рис. 10 видно, что верхняя граница спектра колебаний в трехфазной модели лежит выше, чем значения частот, полученных из имеющихся экспериментальных данных [1].

Это может быть связано с использованием приближенной формулы коэффициента присоединенной массы и упрощенным вычислением эффективной динамической плотности для идеальной жидкости.



Рис. 10. Сравнение трехфазной модели с экспериментальными данными

## Список литературы

- Chen S.-S. Vibration of Nuclear Fuel Bundles // Nuclear Engineering and Design. 1975. V. 35. – P. 399–422.
- 2. Федотовский В.С., Ефанов А.Д., Верещагина Т.Н. Гидродинамически связанные колебания оболочки с жидкостью и пучком стержней // Journal of Engineering Thermophysics. 2003. Т. 12. № 4.
- Федотовский В.С. Концепция эффективных динамических свойств гетерогенных сред при виброакустических воздействиях / Тр. Межд. конф. «Теплофизика-98». – ГНЦ РФ – ФЭИ, Обнинск, 1998.
- Федотовский В.С., Верещагина Т.Н. О спектре собственных частот групповых колебаний пучков стержней в ТЖМТ / 3-я конф. «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях». – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2008.
- 5. Chen S.-S. Fluid Damping for circular Cylindrical Structures // Nuclear Engineering and Design. 1981. V. 63. P. 81–100.

# Теплогидравлический расчет активной зоны реакторов на быстрых нейтронах с учетом влияния различных факторов

Гордеев С.С.<sup>1</sup>, Сорокин А.П.<sup>2</sup>

1 – Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ», Москва 2 – АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

# Введение

Обеспечение высокой эффективности и надёжности работы быстрых реакторов – важная проблема, решение которой в значительной степени определяется уровнем теплофизического обоснования реакторов. Особенности условий работы быстрых реакторов (высокие нейтронные и тепловые потоки, большие выгорания и давления газообразных продуктов деления в твэлах, высокие температуры топлива и оболочки), значительные неопределенности в значениях параметров выдвигают задачу более глубокого проникновения в суть теплофизических процессов, протекающих в реакторах, познания новых явлений, отвечающих современному уровню знаний в области теплофизики реакторов как науки. Гидродинамический и тепловой межканальный обмен, переменное энерговыделение и начальные тепловые участки, деформированные решетки твэлов и нестандартные каналы, несимметричные тепловые нагрузки и оребренные системы, регулярные и стохастические неравномерности температуры и связанные с этим факторы перегрева и горячие пятна – далеко не полный перечень вопросов, выдвигаемых в настоящее время практикой реакторостроения и имеющих решающее значение при теплофизическом обосновании быстрых реакторов.

Повышение эффективности работы ЯЭУ с реакторами на быстрых нейтронах, связанное с достижением выгорания ядерного топлива до 12–15 % т.а. и более, натолкнулось на проблему радиационного формоизменения чехлов ТВС и пучков твэлов, в значительной степени определяющего работоспособность ТВС активной зоны. Эффекты формоизменения в большой степени определяются температурным режимом ТВС, что требует совместного их исследования, корректного учета формоизменения в при реализации методик теплогидравлического расчета ТВС.

Учет перечисленных факторов в теплогидравлическом расчете делает его весьма сложной задачей. Среди требований к теплогидравлическому расчету – большая информативность, высокая достоверность результатов прежде всего по локальным гидродинамическим и тепловым характеристикам, с одной стороны. Большие запасы по параметрам теплоносителя недопустимы, поскольку ограничивают мощность и КПД реакторной установки, с другой стороны, превышение локальных значений температуры сверх допустимых пределов может обусловить выход реактора из строя. Необходимым условием обеспечения безопасности реакторов является выполнение ограничений по максимальному уровню температуры оболочки твэлов и ядерного горючего.

Соответственно, высокие требования предъявляются к теплофизическому обоснованию ТВС быстрых реакторов. Выполнение ограничений не только по средним параметрам, но и всевозможным их отклонениям от номинальных значений требует изучения влияния отклонений на температурные поля в ТВС, их учета при теплогидравлическом обосновании режимов работы активной зоны быстрых реакторов и расчете работоспособности ТВС. Ряд из перечисленных вопросов касается широкого круга задач и по существу определяет дальнейшее развитие теплофизики реакторов в целом. Например, проблема деформированных решеток твэлов, включающая в себя смещения твэлов, локальные перегревы, блокировки проходных сечений, одиночные и групповые прогибы твэлов, определяет кардинальный вопрос надежности и повышения мощности реакторов и, по-видимому, будет разрабатываться и в дальнейшем, поскольку будет развиваться реакторостроение.

# 1. Физические и конструктивные особенности ТВС реакторов с жидкометаллическим охлаждением

Форма активной зоны быстрого реактора – результат компромисса между стремлением обеспечить минимальную критическую массу и иметь большую утечку нейтронов в зону воспроизводства, содержащую повышенную долю сырьевого материала, а также стремлением уменьшить гидравлическое сопротивление активной зоны (что особенно важно для быстрых

реакторов большой мощности). Быстрые реакторы имеют физически неоптимальную, уплощенную форму активной зоны (отношение диаметра к высоте активной зоны около трех), что, однако, благоприятно сказывается на процессе воспроизводства вторичного горючего в торцевой зоне воспроизводства вследствие утечки туда нейтронов [1, 2].

Задача интенсивного охлаждения активной зоны решается за счёт использования теплоносителя с высокими теплогидравлическими свойствами, максимального развития поверхности теплосъёма у твэлов (уменьшение диаметра твэлов), увеличения скорости течения теплоносителя.

Твэлы активной зоны (стержни зоны воспроизводства) располагается в треугольной решетке и заключаются в шестигранные чехлы, из которых собирается активная зона и зона воспроизводства. Дистанционирование твэлов в ТВС активной зоны осуществляется однозаходными проволочным навивками с диаметром проволоки, равным зазору между твэлами. Пристенные твэлы дистанционируются навивками либо из эллипсной проволоки, либо из ленты. Относительный зазор между пристенными твэлами и чехлом ТВС различных быстрых реакторов характеризуется двумя номинальными значениями: половина зазора или зазор между центральными твэлами. Для выравнивания подогревов теплоносителя по сечению ТВС в периферийные ячейки ТВС помещаются вытеснители.

Один из наиболее простых способов выравнивания энерговыделения – использование в активной зоне переменной (возрастающей) по радиусу концентрации основного делящегося нуклида (переменное обогащение топлива). На практике непрерывное распределение заменяют ступенчатым: разбивка активной зоны в радиальном направлении на ряд подзон, в пределах каждой из которых обогащение постоянно. Обычно применяется двухзонное выравнивание.

Для теплового и гидравлического расчетов реактора нужно знать распределение максимальных тепловыделений за время работы. Последовательно рассчитывают множество состояний реактора, которые он проходит в процессе эксплуатации, строят для каждого состояния распределение тепловыделений и проводят по ним огибающую. Проще, но менее точно, можно найти огибающую, рассчитав лишь наиболее характерные «крайние» состояния реактора. В качестве «крайних» состояний принимают состояния «перед перегрузкой» и «после перегрузки». Если перестановка ТВС в течение ее работы в реакторе не производится, огибающая должна строиться с учетом постановки в данное гнездо ТВС с максимальной концентрацией делящегося нуклида. Это – сборка с наименьшим выгоранием в зоне большого обогащения и с наибольшим выгоранием (наибольшим накоплением плутония) в зоне малого обогащения.

## 2. Факторы, определяющие формирование температурных полей в ТВС реакторов

Температурный режим работы тепловыделяющих элементов реакторов определяется большим числом факторов закономерного и статистического характера [3, 4] (рис. 1). На стадии проектных разработок реактора задается номинальное значение поля энерговыделения в активной зоне и в боковой зоне воспроизводства, найденное с учетом выгорания, перестановок ТВС, влияния органов СУЗ. С учетом этого осуществляется гидравлическое профилирование активной зоны.

Закономерное различие мощности ТВС внутри зоны дросселирования обусловливает различие температурного режима наиболее напряженных топливных элементов. Помимо этого, температурный режим топливных сборок изменяется в течение кампании из-за выгорания делящегося материала, перестановок и поворотов ТВС, в результате локальных возмущений нейтронного поля регулирующими и компенсирующими стержнями, соседством свежих и выгоревших сборок. Существует также целый рад других эксплуатационных факторов, связанных с возникающими в процессе эксплуатации реактора изменениями условий работы элементов активной зоны неаварийного характера.

Внутри топливной сборки на формирование температурного поля помимо «глобальных» факторов: мощности ТВС и расхода теплоносителя через нее – оказывают влияние градиент нейтронного потока по сечению, а также сложные процессы течения теплоносителя в системе связанных параллельных каналов, характеризующиеся наличием интенсивного поперечного массо-и теплообмена между ячейками.

Радиационное формоизменение шестигранного чехла и оболочек твэлов в процессе кампании приводит к изменению ширины зазоров между твэлами, между твэлами и чехлом TBC, к изменению проходного сечения ячеек, к продольной деформации твэлов и чехла, изменяя тем самым исходный температурный режим твэлов и напряженное состояние элементов активной зоны, может привести к трудностям при перегрузке TBC.



Рис. 1. Классификация параметров, влияющих на температурное поле активной зоны реакторов

Учет возможных деформаций при конструировании активной зоны, например, увеличение исходных зазоров между ТВС и твэлами, приводит к ухудшению физических и экономических характеристик реактора (глубины выгорания и коэффициента воспроизводства).

Воздействие перечисленных факторов имеет, как правило, сложный характер. Неслучайная компонента их воздействия на температурное поле ТВС может быть учтена детерминистически прямым расчётом, влияние случайного разброса параметров учитывается статистически. Например, изменение размеров твэлов и шестигранного чехла ТВС в результате облучения может быть рассчитано для заданных характеристик тепловой сборки по эмпирическим формулам, дающим усредненные результаты. В то же время статистический разброс распухания отражается на дисперсии шага решетки твэлов и проходных сечений ячеек и, соответственно, на температуре оболочки твэлов в процессе кампании.

К чисто статистическим факторам, оказывающим влияние на формирование температурного поля твэлов и TBC, как правило, принадлежат факторы стабильные во времени. Это факторы, параметры которых заданы на начало кампании, остаются неизменными для любого момента эксплуатации реактора. К ним относится большинство факторов, определяющихся производственными погрешностями, такими как разброс содержания ядерного горючего в твэлах, геометрических размеров топливных элементов и шестигранного, чехла, погрешности гидравлического профилирования. Сюда же относятся погрешности теплофизических свойств конструкционных и делящихся материалов, метрологические погрешности, возникающие на стадии контроля процессов изготовления отдельных деталей и узлов активной зоны и т.д.

В результате учета влияния случайных факторов на температурный режим с использованием различных методов статистики (дисперсионный метод, метод Монте-Карло, метод внешних моментов) или их комбинаций получают законы распределения температуры с возможностью корректно рассчитывать вероятность превышения заданных допустимых пределов.

### 3. Формоизменение ТВС в процессе кампании

Актуальность проблемы формоизменения ТВС в процессе кампании привела к исследованию формоизменения ТВС в различных странах, занимающихся быстрыми реакторами: Франции, Индии, США, Японии, России и т.д. Для исследования взаимодействия ТВС во Франции был создан стенд с полномасштабными сборками реактора СУПЕРФЕНИКС-1 моделирующий 1/6 часть активной зоны [5]. Механическое взаимодействие между ТВС активной зоны реактора CDFR в Англии моделируется на стендах путем создания усилий на ТВС домкратами [6]. Деформация ТВС под нагрузкой изучалась также в ФРГ [7]. Распределение геометрических параметров в «холодной» номинальной ТВС реактора БН-600 исследовано Б.Б. Тихомировым и другими [8]. Эксплуатация ядерных реакторов позволила установить степень деформации твэлов и чехлов TBC, изготовленных из различных материалов. Такие данные представлены, например, в работах [9–15]. Следует отметить, что определение законов распухания и ползучести затруднено вследствие значительного разброса данных. Большое влияние на формоизменение чехлов или твэлов оказывают технология изготовления, обработка материала, небольшие изменения в химическом составе и другие факторы. Трудности предсказания поведения материалов под облучением связаны с отсутствием детального понимания основных физических процессов, про-исходящих в материалах. Результаты исследований распределения геометрических параметров по сечению TBC в «горячих» TBC, отработавших кампанию в реакторе ФЕНИКС, представлены, например, в работе [16].

Во всех странах, занимающихся разработкой быстрых реакторов, выполняются работы по созданию расчетных программ для предсказания поведения активной зоны в процессе кампании. Поведение TBC анализируется с использованием трехмерных и двухмерных программ: CRAMP (Англия), ABADAN (США), ARKAC (Япония), FIAT (ФРГ), в России (см. материалы конференции в Вилмслоу [17]). Недостатком всех этих программ является неучёт влияния пучка на распределение температуры по периметру чехла TBC.

Сравнение расчетных и экспериментальных данных по формоизменению чехла ТВС дает качественное совпадение. Как указывается в работе [5], расхождение составляет от 20 до 50 %. На стадии проектирования реактора достаточно применение двухмерных кодов. При выдаче рекомендаций или проектных критериев вводится коэффициент неопределенности 50 % (25 % из-за незнания законов распухания, ползучести и так далее и 25 % от приближенности математической модели).

Для анализа формоизменения твэльного пучка внутри чехла TBC рассматриваются механические взаимодействия между твэлами в пучке и чехлом TBC. В итоге получают распределение всех геометрических параметров в поперечных сечениях и по длине TBC. Для решения этой задачи создано ряд кодов, в том числе, код СДТ-МИФ [18], составной частью которого является программа МИФ поканального теплогидравлического расчета формоизмененных TBC реакторов.

**Формоизменение чехлов ТВС.** Изгиб сборок может возникнуть под воздействием неоднородности энерговыделения, контактных нагрузок взаимодействия между сборками, усилий при удалении ТВС. Сборки деформируются в процессе кампании под воздействием радиационной ползучести и распухания материала чехла при изменении температуры и плотности нейтронного потока в объёме активной зоны. Максимальные эффекты формоизменения ТВС имеют место на периферии активной зоны, где градиент температуры и нейтронного потока максимальны.

Формоизменение ТВС в значительной степени зависит от системы удержания ТВС. Известны ряд конструктивных решений удержания ТВС [17]. Выбор той или иной концепции удержания ТВС определяется многими факторами: геометрией чехлов, конструкционными материалами, уровнем выгорания и т.д.

Рассмотрим формоизменение TBC в процессе кампании на примере периферийной TBC в активной зоне с ограничением перемещения в верхней части TBC [19]. Первоначально, вследствие неравномерного энерговыделения в поперечном сечении, TBC прогнута к центру активной зоны. Действительно, поскольку плотность энерговыделения в центре активной зоны выше, чем на ее периферии, то грани чехла более нагреты со стороны, обращенной к центру реактора. Оценки показывают, что термический прогиб невелик: смещение центра TBC не превышает нескольких миллиметров.

Радиационное распухание и ползучесть вызывают последующую деформацию оболочек твэлов и чехлов ТВС. Относительный вклад каждого процесса, величина и характер формоизменения в значительной степени зависят от значений флюенса, температуры и механических напряжений в элементах зоны. Влияние радиационного распухания на свойства конструкционных материалов аналогично по форме термическому расширению, но существенно сильнее. Поскольку распухание является все возрастающей функцией флюенса, внутренняя часть периферийной сборки, где поток выше, распухает быстрее, чем внешняя часть, также вызывая прогиб с выпуклостью, обращенный внутрь.

Разница в линейном расширении между противоположными сторонами изменяется по длине сборки сложным образом, поскольку зависит от температуры так же, как и от флюенса. Таким образом, когда распухание мало (низкий флюенс), радиационная ползучесть может быть

определяющей формоизменение TBC, которое происходит в направлении периферии активной зоны. При большем флюенсе распухание может превалировать над радиационной ползучестью и определять формоизменение элементов активной зоны. Предельное смещение центра TBC может достигать до 10 мм, что вызывает много технологических и конструктивных проблем, связанных с извлечением TBC и обеспечением соосности регулирующих стержней.

В результате ползучести под действием давления теплоносителя происходит выгиб граней чехла наружу по длине граней. Деформация чехла в нижней части TBC, где рабочая температура относительно низкая, а напряжения от давления теплоносителя максимальные, обусловлена главным образом радиационной ползучестью чехла. В верхней части активной зоны основной вклад в формоизменение TBC дает распухание. Также наблюдается эффект скручивания чехла TBC.

Следует заметить, что нагрузка, действующая на чехол со стороны твэлов, недостаточна, чтобы вызвать деформацию чехла ТВС.

Данные по конструкционным материалам показывают, что при использовании для чехлов TBC аустенитной стали достигнутое в настоящее время выгорание около 10 % является предельным. Вместе с тем предполагают, что применение легирующих добавок и холодной деформации позволит добиться выгорания 12–14 %. Для получения большего выгорания нужны новые материалы. В их качестве рекомендуется ферритная сталь. Высоконикелевые стали дают как положительные результаты, так и отрицательные, их поведение во многом зависит от плавки, обработки, условий облучения и так далее.

Для экономичного быстрого реактора требуются конструкционные материалы активной зоны, которые при флюенсах быстрых нейтронов до  $2 \cdot 10^{23}$  см<sup>-2</sup> имели бы объемное распухание не более 5–7 % и радиационную ползучесть не вше 1 %.

Формоизменение пучка твэлов. В ТВС быстрых реакторов твэлы, дистанционируемые проволочной навивкой, зафиксированы только снизу. Соответственно, существующий технологический (сборочный) зазор распределяется между ячейками в центральной области: ТВС. Данные для «холодных» пучков реактора БН-600 [8], полученные Тихомировым Б.Б., показывают, что зазор распределяется таким образом, что распределения проходных сечений центральных и периферийных ячеек описываются законом Вейбулла. Периферийные твэлы с дистанционирущей лентой в среднем отделяются (с некоторым зазором) от чехла ТВС, остальной зазор распределяется в центральной области ТВС. Наблюдается смещение ориентации проволочной навивки у отдельных твэлов от номинального значения.

В процессе кампании в. зависимости от относительного формоизменения чехла и пучка твэлов могут возникнуть следующие ситуации: чехол ТВС и пучок расширяются равномерно с сохранением общего технологического зазора; чехол ТВС расширяется в большей степени, чем пучок; пучок ТВС расширяется больше, чем чехол ТВС.

Следует иметь в виду, что изменение размеров чехла ТВС и пучка происходит неравномерно по длине ТВС в большей степени на участке активной зоны.

Расположение пучка в чехле TBC, естественно, в значительной степени определяется формоизменением самого чехла. Расчеты [20] указали на некоторые варианты расположения пучка в чехле при наличии определенного технологического зазора в TBC. Изгиб чехла может привести к смещению пучка в области центра активной зоны к определенным граням чехла вплоть до их касания твэлами. При более сложном формоизменении чехла имеет место еще более сложное изменение геометрических параметров, в первую очередь зазора между твэлами и чехлом TBC.

Распределение твэлов в пучке в процессе кампании, как показывают, например, результаты работы [21] и экспериментальные данные [16], подчиняется статистическим закономерностям, а их формоизменение по высоте носит сложный характер. Таким образом, конкретное распределение геометрических параметров твэлов может различаться в различных сечениях ТВС. Приближенная модель статистического распределения параметров в ТВС в процессе кампании с учетом распухания твэлов сформулирована в работе [22].

Экспериментальные данные для случая практически одинакового распухания пучка твэлов и чехла ТВС для реактора ФЕНИКС [16] показывают, что имеет место взаимный изгиб чехла и пучка ТВС (рис. 3). В сечении по центру активной зоны пучок смещён к двум граням, расположенным по направлению к центру активной зоны, так что периферийные твэлы, расположенные по этим граням чехла, касаются чехла. В то же время, поскольку изменение поперечных размеров твэльного пучка и чехла ТВС оказывается близким, у противоположных граней шестигранника реализуется приблизительно двойной зазор. Проведенный анализ показал, что размер твэльного пучка в сечении по центру активной зоны увеличивается примерно на 1 % по сравнению с размером номинального пучка. Наружный диаметр твэлов увеличивается вследствие распухания на 4,7 % по сравнению с номинальным. Поскольку в номинальном пучке на технологический зазор приходится всего лишь около 1 % от величины диаметра твэлов, то ясно, что дистанционирование твэлов без повреждения оболочек осуществляется за счет прогиба и «овализации» оболочек твэлов.

Локальная деформация решетки в центральной области ТВС носит случайный характер. Наблюдаются ряд ячеек с параметрами, близкими к плотноупакованным. По направлениям II и III наблюдается значительное число случаев касания оболочками двух твэлов в центральной и периферийной областях ТВС (рис. 2).

Проходные сечения внутренних ячеек пучка распределены в значительно большем диапазоне, по сравнению с ТВС реактора БН-600, близкой по параметрам к пучку реактора ФЕНИКС. Плотноупакованные угловые ячейки и несколько боковых ячеек наблюдаются в периферийной области ТВС.

Как показывают результаты работы [7], деформация ТВС под распределенной нагрузкой в области активной зоны может быть весьма значительной: деформируется и чехол ТВС и твэльная решетка с образованием значительной группы плотноупакованных ячеек в центральной области ТВС. При этом в области деформации ТВС резко уменьшается проходное сечение ТВС (рис. 2). В ТВС имеет место и деформация вытеснителей.



Рис. 2. Поперечное сечение ТВС по центру активной зоны (*a*), распределение относительного шага решетки по различным направлениям 1 (- - -), 2 (- - -), 3 (- - - -), усредненного по направлениям (----) (б) и проходных сечений ячеек формоизмененной ТВС реактора ФЕНИКС на конец кампании (*в*)

Изгиб вытеснителей приводит к увеличению периферийного зазора и к сближению твэлов в центральной областй ТВС. Раздвижка вытеснителями периферийных твэлов существенно увеличивает проходные сечения этих ячеек и, соответственно, приводит к затеснению смежных областей ТВС.

Формоизменение чехла и твэлов приводит к деформации температурного поля в TBC, которое в свою очередь влияет на формоизменение TBC. Задача оказывается сопряженной. Так, например, охлаждение натрием стороны чехла TBC с большим зазором приводит к уменьшению деформации чехла. То же самое для твэльного пучка. Поскольку характеристики температурного поля определяются геометрическими параметрами пучка (шаг решетки, шаг дистанционирующей навивки и т.д.) и режимными параметрами (энерговыделение, расход теплоносителя), то, соответственно, они оказывают влияние и на формоизменение TBC. **Формоизменение индивидуальных твэлов.** Как показывают экспериментальные и расчетные исследования, в ТВС быстрых реакторов под воздействием, нейтронного потока, градиента температур, усилий со стороны чехла ТВС, смежных элементов и других факторов, вследствие термического расширения, распухания, радиационной ползучести и так далее, твэлы претерпевают существенное формоизменение.

Температурный перепад ~  $1500^{\circ}$ К и более между центром и поверхностью топлива вызывает большие термические напряжения [23]. Когда в топливе впервые генерируется мощность, то температурные напряжения приводят к растрескиванию таблетки (рис. 3 *a*). Окружные напряжения в наружных слоях превышают напряжения разрыва, и образуются радиальные трещины. Однако в центре топлива трещины быстро залечиваются вследствие рекристаллизации. После определенной длительности облучения, обычно ~ 0,1 % выгорания, топливо распухает и приходит в соприкосновение с оболочкой. Последующее распухание ограничивается покрытием, и топливо оказывается под воздействием сжимающих напряжений. Под влиянием этого оно ползет, причем быстро в центральной области и очень медленно на периферии, в результате чего трещины центральной области закрываются. Таким образом, после длительного облучения центр оказывается свободным от трещин, а периферия остается в трещинах, принимающих форму свечей внутрь. Когда реактор останавливается, топливо охлаждается и в центре сжимается больше, чем на периферии, и вновь образуются радиальные трещины – более широкие к центру и заостренные на периферии. При изменении мощности реактора меняется распрокие к центру и топлива, развитие процесса изменяется.

Топливо в процессе облучения распухает примерно с постоянной скоростью, имеет как правило малый зазор с оболочкой и входит в контакт с оболочкой после выгорания  $\sim 0,1$  %. Оболочка распухает вначале медленно, затем быстрее, поэтому взаимодействие между топливом и оболочкой может уменьшаться.

Таблетки могут приводить к неравномерной деформации оболочки. Концы таблеток могут выгнуться наружу и вызвать появление окружных гребней у оболочки, придавая ей форму бамбуковой трости. Эти гребни не постоянны, к выгибу оболочки может привести и избыточное давление газа в твэле.

Радиационная ползучесть и распухание приводят к изменению наружного диаметра оболочки твэлов по высоте TBC. Зависимости распухания от температуры, флюенса, выгорания топлива приводят к неоднородному распуханию оболочки твэла по высоте активной зоны (рис. 3  $\delta$ ) [9]. Заметим, что данные работы [24] также указывают, что распухание линейно увеличивается с ростом напряжения в оболочке. Сложнонапряженное состояние складывается в результате давления газообразных продуктов деления, взаимодействия топливного столба в твэле с оболочкой, термических напряжений, связанных с неоднородностью температуры по толщине оболочки, по высоте активной зоны, по сечению TBC. По оценкам только от первых двух факторов напряжения в оболочке могут достигать 100 МПа.

Результаты исследований показали статистический характер формоизменения оболочки при распухании [25]. Величина распухания существенно зависит от материала оболочки (рис. 3 в). Совместные – внутренние (давление со стороны распухающего сердечника и газообразных осколков деления) и внешние (дистанционирующая проволочная навивка, чехол ТВС и окружающие твэлы) нагрузки на оболочку твэла – могут вызвать появление в оболочке твэла значительных контактных напряжений и ее деформирование (овализацию) в плоскости размещения дистанционирующих элементов. Также наблюдается скручивание твэла с дистанционирующей проволочной навивкой (рис. 3 г).

Неравномерности температурного и нейтронного полей по сечению TBC и так далее, обусловливающие изгибные напряжения, могут приводить к сложной картине деформации твэлов по длине TBC. Прогиб твэлов находится в линейной зависимости от уровня выгорания топлива.

Проведенный анализ показывает, что накопленный в настоящее время материал по исследованию формоизменения ТВС указывает на основные факторы и причины возникновения формоизменения ТВС, на эффекты формоизменения. В процессе кампании ТВС подвергается комплексному воздействию этих факторов. Формоизменение носит сложный характер, изменение геометрии может происходить в значительном диапазоне параметров (рис. 4). Наряду с систематическими отклонениями геометрических параметров наблюдаются случайные отклонения параметров. Имеющиеся данные позволяют приближенно описать распределение геометрических параметров в формоизмененных ТВС. Геометрические характеристики ТВС могут быть рассчитаны из решения термомеханической задачи.



Рис. 3. Формоизменение топливного сердечника твэла в начале, в процессе кампании и после останова реактора (*a*), результаты экспериментальных исследований измерения наружного диаметра оболочки твэла вследствие распухания по длине активной зоны (б) и сопротивляемость радиационному распуханию различных сталей (*в*), «овализация» и «скручивание» оболочки твэлов под воздействием облучения (*г*): 1 – сплавы титана; 2 – ферритная сталь марки ЭП-932 (01XX3M4); 3 – сталь 08X18H9; 4 – сталь 09X16H11M3; 5 – сталь X16H15M3Б; 6 – высоконикелевые сплавы марок 4C-42П и 4C-43П; 7 – дисперсно-упрочненная сталь марки ЭП-150



Рис. 4. Характерная деформация элементов активной зоны реактора на быстрых нейтронах: чехлов TBC (*a*), пучка твэлов (б), скручивание элементов с проволочной навивкой и овализация твэлов (*b*): 1 – активная зона; 2 – ограничивающий бортик; 3 – изгиб твэлов TBC; 4 – холодное состояние; 5 – в период кампании

# 4. Методика теплогидравлического расчета активной зоны реакторов с жидкометаллическим охлаждением

Общая схема расчета. Влияние наиболее значительных факторов, определяющих формирование температурного поля в активной зоне (формоизменение чехлов TBC и твэлов, энерговыделение в активной зоне) в определенной степени зависит от характера самого температурного поля. Таким образом, решение задачи расчета температурного поля в активной зоне является сопряженным с решением задач о нахождении формоизменения элементов активной зоны и поля энерговыделения (нейтронно-физический расчет). Расчет формоизменения элементов активной зоны в целом является чрезвычайно сложной задачей, которая, как правило, также разбивается на этапы расчета формоизменения чехлов TBC, решетки твэлов в TBC и индивидуальных твэлов. В общем случае расчет параметров активной зоны реализуется итерационной процедурой и идет по пути создания комплексов нейтронно-физического – теплогидравлического и механического расчета зоны.

Теплогидравлический расчет активной зоны реактора на быстрых нейтронах с жидкометаллическим охлаждением разбивается на три этапа:

- расчет гидравлического профилирования зоны (распределения расхода теплоносителя в TBC);
- расчет распределения расхода и температуры теплоносителя в объеме ТВС;
- расчет температурного поля твэлов и чехлов ТВС.

Схема на рис. 5 демонстрирует сложность и трудоемкость решения этой задачи. Исходными данными для расчета являются геометрические (конструктивные) параметры элементов активной зоны, распределение энерговыделения по высоте и в поперечном сечении активной зоны, расход теплоносителя через зону, теплофизические свойства конструкционных материалов, топлива и теплоносителя.

Гидравлическое профилирование TBC активной зоны и боковой зоны воспроизводства быстрого реактора. Распределение потока теплоносителя в реакторе через TBC активной зоны и боковой зоны воспроизводства, а также на вспомогательные нужды должно быть организовано рационально с точки зрения надежного охлаждения твэлов и элементов конструкции реактора, тепловой и общей экономичности реакторной установки.

Огибающая кривой энерговыделения  $q_{V,\max}(r)$  ставится в соответствие с дискретным законом распределения расхода по ТВС  $G_K(r)$ . Это позволяет обеспечить примерное равенство максимальных подогревов теплоносителя в наиболее напряженных ТВС каждой зоны профилирования. Ясно, что чем больше в реакторе зон гидравлического профилирования, тем точнее аппроксимируется закон распределения  $q_{V,\max}(r)$  расходом теплоносителя и ближе значения подогревов теплоносителя в отдельных сборках. Следовательно, тем выше средняя температура натрия на выходе из реактора.



Рис. 5. Схема теплогидравлического расчета активной зоны реакторов кассетного типа

Максимально возможное число зон гидравлического профилирования ограничено и определяется градиентом зависимости  $q_{V,\max}(r)$  и той максимальной разницей расходов теплоносителя через ТВС, которая может быть обеспечена принятой конструкцией системы профилирования. Гидравлическое профилирование осуществляется дросселированием потока теплоносителя на входе в ТВС с использованием специальной конструкции напорного коллектора и хвостовиков ТВС.



Рис. 6. Схематическое изображение разбиения поперечного сечения ТВС на элементарные ячейки (*a*) и системы взаимодействующих ячеек (б-д)

Поканальный расчет распределения расхода и подогрева теплоносителя в TBC. Поканальный теплогидравлический расчет ТВС быстрых реакторов заключается в решении системы балансовых уравнений, записанных для элементарных ячеек, на которые разбивается объём теплоносителя [26-28]. В результате определяются среднемассовые значения скорости и энтальпии (темпетеплоносителя ратуры) В ячейках (рис. 6). Разбиение на ячейки осуществляется плоскостями, проходящими через оси симметрии элементов и поперек ТВС (для неискаженной геометрии) или соответствующими криволинейными П0верхностями, кроме этого являющимися нормальными к поверхностям элементов (для искаженной геометрии).

Система замыкающих коэффициентов (гидравлического сопротивления и межканального обмена) приведена в [29]. Граничные условия по скорости и температуре задаются на входе в ТВС. Распределение температуры по периметру оболочки твэлов. Результаты экспериментальных исследований показывают, что процессы теплообмена локализованы в области зазоров между твэлами [30]. Для деформированных решеток доминирует первая гармоника, на которую накладываются локальные неравномерности температуры по периметру твэлов в ячейках, определяемые шестой (для треугольных ячеек) или четвертой (для квадратных ячеек) гармониками.

Реализуется следующий алгоритм расчета распределения температуры по поверхности твэлов (рис. 7).



Рис. 7. К расчету распределения температуры по поверхности твэла: *а* – схематическое изображение искаженной решетки твэлов; *б* – алгоритм расчета распределения температуры по поверхности твэла

**Программа МИФ.** Программа МИФ (межканальный обмен и формоизменение) предназначена для расчета полей скорости и температуры в формоизмененных ТВС с жидкометаллическим теплоносителем. Учитываются изгиб чехла ТВС, изгиб твэльной решетки, распухание и овализация твэлов, стохастические отклонения твэлов от номинального значения и другие эффекты.

Расчет осуществляется на основе поканальной методики расчета. Система уравнений баланса массы, импульса и энергии решается конечно-разностным методом. Вычисления осуществляются с двойной точностью. Используются вспомогательные программы:

- для расчета геометрии TBC;
- для вероятностного расчета проходных сечений TBC;
- для расчета распределения температуры по периметру твэлов;
- для вывода полей температуры и скорости по формату ТВС;
- генератор случайных чисел из библиотеки стандартных программ на языке фортран.

Созданные программы расчета апробированы на экспериментальных данных по распределению скорости, температуры теплоносителя, температуры поверхности твэлов и азимутальной неравномерности температуры твэлов, полученных на модельных сборках и в реакторных условиях отечественными и зарубежными специалистами. Например, наблюдается удовлетворительное согласие расчета по программе МИФ с экспериментальными данными Маркли Р.А. (США) для распределения температуры в поперечном сечении ТВС (рис. 8). Среднее квадратичное отклонение расчетных зависимостей подогрева от данных Маркли Р.А. [31] составляет при расчете по программе МИФ – 0,8 %, в то время как для расчетов по соответствующим зарубежным программам СОВRА-IY [32] – 2,6 %, СОТЕС [33] – 4,5 %, SUPERENERGY [34] – 2,7 % (рис. 8).



Рис. 8. Сравнение результатов расчетов с данными экспериментальных исследований относительного распределения подогрева теплоносителя в поперечном сечении модельной ТВС (s/d = 1,08; d = 13 мм; h = 100 мм; L = 1170 мм) с неравномерным энерговыделением по сечению ТВС:

экспериментальные данные Маркли Р.А. [31]; 1 – МИФ; 2 - COBRA-IV [32];
 3 – SUPERENERGY [34]; 4 – COTEC [33]

**Расчет случайных факторов перегрева.** Реальные температуры в активной зоне реактора представляют собой некоторую случайную функцию координат и времени. Это связано с тем, что действительные условия получения и отвода тепла в любой точке активной зоны в любой момент времени отличаются от условий, заданных на стадии расчетов реактора в качестве номинальных, в силу влияния различного рода случайных причин. Для их учета вводится система коэффициентов, называемых факторами перегрева.

Фактор перегрева F – это случайная величина, характеризующая максимальное относительное отклонение некоторого параметра P, определяющего температуру (температурный перепад), от его номинального значения.

Идеология расчета фактора перегрева, развиваемая многими авторами, в том числе Курбатовым И.М. и Тихомировым Б.Б., первоначально воплотилась в дисперсной методике [4, 35, 36]. Максимальное значение номинальной температуры внутренней поверхности оболочки твэла наиболее корректно может быть рассчитано как суперпозиция среднего значения температуры теплоносителя в окружающих каналах, среднего по периметру оболочки температурного напора «стенка-жидкость», половины локальной неравномерности температуры по периметру оболочки, перегрева оболочки под дистанционирующей проволокой и перепада температуры на оболочке топливного элемента:

$$t_{\text{обол}} = t_{\text{вх}} + \Delta \overline{t}_{\text{тH}} + \Delta t_{\alpha} + \frac{z}{z+1} \left( t_{w}^{\text{max}} - t_{w}^{\text{min}} \right) + \Delta t_{p} + \Delta t_{\text{обол}} \,. \tag{1}$$

Учет межканального тепломассообмена в расчете факторов перегрева. В расчетной цепочке (1) основной вклад в величину отклонения температуры оболочки вносит дисперсия подогрева теплоносителя. Для температурного расчета ТВС с учетом межканального тепломассообмена, выполняемого численным методом, аналитическое выражение подогрева теплоносителя получить трудно. Поэтому при расчете факторов перегрева влияние межканального обмена учитывается косвенным образом [30].

В пучке со среднестатистическими размерами ячеек для областей TBC, в которых межканальный обмен существенно выравнивает подогревы (ячейки, находящиеся в пристеночной области сборки или в большом градиенте энерговыделения), отклонение температуры теплоносителя вычисляется для случая изолированных ячеек, а затем изменяется пропорционально изменению подогрева под влиянием тепломассообмена. При использовании статистической модели пучка размер ячеек может быть задан как случайная величина, подчиняющаяся определенному закону распределения. Это позволяет непосредственно учесть влияние статистического размещения твэлов в пучке на формирование случайного температурного поля теплоносителя на выходе из конкретных ячеек. Проводится многократный номинальный теплогидравлический расчет статистической модели пучка, сконструированной с использованием метода Монте-Карло. Из обработки расчетной статистики непосредственно определяется величина перегрева теплоносителя под влиянием дисперсии проходных сечений ячеек. Производится усреднение в ячейках, окружающих рассматриваемый топливный элемент. Полученная величина закладывается в расчет общего отклонения подогрева теплоносителя, при этом из подкоренного выражения исключается член, учитывающий дисперсию проходных сечений ячеек:

$$\delta(\Delta t_{\rm TH}) = \Delta \overline{t} \sqrt{\sum_{m=1}^{l-1} \left(k_m \ a_m \ F_m\right)^2} + \left[\frac{\delta(\Delta \overline{t}_{\rm TH})_{\omega}}{\Delta \overline{t}_{\rm TH}} k_{\omega}\right].$$
(2)

Применение метода статистических испытаний Монте-Карло к расчету температуры в ТВС реакторов. Итоговое случайное распределение температуры находится в результате многократного случайного независимого разыгрывания отклонений параметров по всей ТВС (в случае расчета ТВС) или по всей активной зоне (в общем случае) и проведения полного теплогидравлического расчета ТВС или активной зоны [2, 30, 37, 38].

Применение метода Монте-Карло связано с большим объемом вычислений. Для его сокращения активная зона разбивается на группы ТВС, имеющих близкие параметры. Выполняется последовательный расчет случайного распределения температуры в ТВС каждой группы, а затем для нахождения случайного распределения температуры по всей зоне суммирования характеристик по группам ТВС.

Значения температуры, за которое с вероятностью α выходит температура твэлов в TBC (или активной зоне), находится путем отсечения верхней части площади гистограммы распределения температуры.

Метод статистических испытаний позволяет учесть взаимные корреляционные связи исходных параметров, обусловленные, в частности, многосвязностью системы взаимодействующих каналов и интенсивным межканальным взаимодействием теплоносителя в ТВС быстрых реакторов. Также учитывается неоднородность условий теплосъёма, в которых находятся твэлы в ТВС (или различных группах ТВС) вследствие влияния периферии ТВС, неравномерного энерговыделения в поперечном сечении ТВС, формоизменения ТВС и индивидуальных твэлов и так далее.

Случайное распределение параметров для конкретного варианта находится по известным законам их распределения, найденным в результате экспериментальных или расчетных исследований с использованием метода Монте-Карло. При этом значение случайной величины  $\xi$ , распределенной в интервале (а; в) с плотностью вероятности P(x) находится из решения следующего уравнения:

$$\int_{0}^{\zeta} P(x) dx = \gamma , \qquad (3)$$

где ү – значение случайной величины, равномерно распределенной в интервале (0,1).

Следует заметить, что в случае формоизменения ТВС в процессе кампании распределения исходных геометрических параметров (шаг решетки твэлов, проходные сечения ячеек) имеют значительно большую дисперсию, чем для номинального пучка.

Теплогидравлический расчет ТВС выполняется по канальной методике расчета. Температура поверхности твэлов в искаженной решетке находится интерполяционно по значениям в характерных точках периметра (узкой и широкой частях ячеек).

Статистический расчет температурного поля ТВС показывает, что при учете формоизменения ТВС в процессе кампании кривая распределения твэлов по температуре сдвигается в область более высоких температур (рис. 9).



Рис. 9. Статистическое распределение температуры в индивидуальной ТВС быстрого реактора для номинальных параметров и с учетом формоизменения ТВС в процессе кампании

### 5. Влияние различных факторов на температурный режим ТВС

*Температурные режимы твэлов в рамках различных моделей геометрии TBC.* Распределение проходных сечений ячеек в исходном нераспухающем пучке твэлов, как показано Б.Б. Тихомировым, подчиняется статистическим закономерностям, описываемым законом Вейбулла [8]. Соответственно, температурное поле в TBC, рассчитанное на основе разработанной статистической модели геометрии пучка, имеет статистический характер [29, 38].

Результаты расчета ТВС реактора БН-600 показывают, что для модели компактного пучка максимальная температура оболочки твэлов превышает уровень максимальной температуры оболочки в рамках модели статистического пучка на ~ 22 °C (~ 10 %  $\Delta t$ ), уровень максимальной неравномерности температуры периферийных твэлов больше в 1,5 раза, что обусловлено значительно большей протечкой теплоносителя в периферийных ячейках по сравнению с центральными и образующейся неравномерностью в подогреве теплоносителя по сечению ТВС. Для раздвинутого пучка имеют место практически равномерное поле температуры теплоносителя, а также уровень максимальной температуры оболочек твэлов, невысокий уровень неравномерности температуры по периметру твэлов и весьма небольшое отличие температурных характеристик от соответствующих характеристик для модели статистического пучка. Использование модели полукомпактного пучка, предложенного французскими специалистами (компактный пучок на половине длины активной зоны в области центра активной зоны и раздвинутый пучок на других участках) приводит к результатам, являющимся промежуточными между компактным и статистическим пучком (рис. 10).



Рис. 10. Распределения максимальной температуры оболочки твэлов, температуры теплоносителя, максимальной азимутальной неравномерности температуры твэлов в поперечном сечении TBC для различных моделей геометрии при равномерном (а) и градиентном (б) энерговыделении твэлов в поперечном сечении TBC

Значительную роль в распределении скорости и температуры по сечению ТВС под влиянием неоднородности геометрии периферийной области играет межканальный обмен импульсом и энергией.

Воздействие межканальной протечки теплоносителя и межпакетного теплообмена на температурный режим твэлов. Вследствие неплотности уплотнений ТВС возникает протечка теплоносителя между пакетами, составляющая ~ 2–6 % от расхода теплоносителя через ТВС, которая приводит к снижению подогрева теплоносителя в периферийной области ТВС (также температуры оболочки периферийные твэлов) и увеличению азимутальной неравномерности температуры твэлов.

Влияние неопределенности параметров на значения максимальной температуры оболочки твэлов и максимальной азимутальной неравномерности температуры твэлов. Поскольку между расчетными и экспериментальными данными существует надёжная корреляционная связь [39], неопределенность в значении температуры твэлов определяется неопределенностью исходных параметров и констант расчета. Так как распределения максимальной температуры оболочки твэлов и максимальной азимутальной неравномерности температуры твэлов приближенно описываются законом Гаусса, то используем для оценки среднего квадратического отклонения этих величин метод линеаризации.

Отклонения исходных параметров заданы в соответствии с [36], констант – [29]. Результаты расчета для ТВС БН-600 показывают, что наибольший вклад в неопределенность значения максимальной температуры оболочки твэлов (~4%) вносит неопределенность в расходе теплоносителя через ТВС (80–90%), неопределенность в распределении геометрических параметров (в рамках модели статистического пучка), энерговыделения элементов вносит вклад ~ 10–20%, что существенно отличается от результатов, полученных ранее в работе [36]. Это связано с учетом воздействия межканального обмена на формирование температурного поля при статистическом расчете ТВС.

Среднее квадратичное отклонение значения максимальной азимутальной неравномерности температуры периферийных твэлов не превышает 12 % ее абсолютного значения, причем основной вклад вносит случайное изменение проходных сечений ячеек и энерговыделения твэлов (50–80 %).

Среднеквадратичное отклонение значения неравномерности температуры по периметру центральных твэлов составляет 1,4 %, для ряда твэлов, прилежащих к периферийным – 2,4 °C, для: периферийных твэлов 2,1 °C, то есть не превышает 12 % от их абсолютного значения.

Применительно к сильно формоизмененным пучкам, данный вопрос требует дополнительного изучения в связи с недостаточной представительностью статистики по формоизменению пучков твэлов, имеющейся в настоящее время.

**Различные варианты взаимного формоизменения пучка твэлов и чехла ТВС.** Изменение размеров оболочек твэлов и шестигранного чехла под воздействием нейтронного облучения приводит к изменению проходных сечений ячеек и трансформации законов их распределения. Величина изменений зависит от типа используемых материалов, вида их обработки и интегральной дозы нейтронов.

В случае одинакового распухания пучка и чехла ТВС распределение температурного поля в поперечном сечении и по длине ТВС близко к соответствующему распределению в случае ТВС без формоизменения.

В случае распухания оболочек твэлов, существенно превышающего распухание чехла TBC (например, чехол из слабо распухающей стали), происходит выбирание технологического зазора с последующим отжатием дистанционирующей проволоки (влипание проволоки в оболочку твэла). Результаты расчета для случая увеличения наружного диаметра оболочки твэла до 7,5 мм (затеснено ползазора между твэлами) показывают, что происходит некоторое перераспределение скорости теплоносителя в поперечных сечениях по длине TBC. Отсутствует стабилизация в распределении температуры теплоносителя в поперечном сечении TBC. Затеснение области центра активной зоны приводит к возрастанию максимальной температуры оболочки твэлов в центре активной зоны по сравнению с уровнем температуры для модели геометрии компактного пучка на  $\sim 15$  °C. Максимальная азимутальная неравномерность температуры периферийных твэлов не превышает 30 °C. При этом распределение температуры в поперечном сечении TBC на выходе из активной зоны близко к соответствующему распределению для статистической модели геометрии TBC.

Скручивание твэлов с проволочной навивкой. При больших флюенсах в области центра активной зоны наблюдается скручивание твэлов с проволочными навивками в предельном случае с касанием оболочками твэлов чехла ТВС [40]. Геометрия пучка изменяется по длине ТВС, касание происходит поочередно различных граней в соответствии с ориентацией закрутки твэлов. Амплитуда изгиба достигает максимума в центре активной зоне. При этом распределение скорости и подогрева теплоносителя по сечению ТВС в случае «скручивания» твэлов близко к номинальному. Это связано с относительно малой длиной изгиба и периодичностью повторения геометрии в соответствии с шагом навивки. Наблюдаются локальные перегревы оболочки периферийных твэлов в местах касания чехла ТВС. Соответственно, увеличиваются азимутальные неравномерности температуры твэлов (рис. 11).



Рис. 11. Влияние скручивания твэлов в пучке на температурное поле ТВС

Пазуха в области центра TBC. При значительном распухании чехла TBC образуется «пазуха» в области центра активной зоны: чехол, расширяясь, образует полость глубиной до 5 мм у одной из граней. Предположив, что пучок смещен до касания проволочной навивкой в сечении перед «пазухой» и после ее окончания этой же гранью чехла, рассмотрим результаты расчета. В области «пазухи» вследствие ее заполнения теплоносителем происходит перераспределение потока теплоносителя. Из-за потери части расхода в центральной области TBC наблюдается некоторый перегрев теплоносителя и оболочек твэлов (рис. 12). В области «пазухи» – значительный перегрев теплоносителя и большие неравномерности температуры твэлов. Максимальный перегрев оболочки твэлов, а такие максимальные азимутальные неравномерности температуры периферийных твэлов достигаются в конце «пазухи» (рис. 12). Затем теплоноситель возвращается во внутреннюю область TBC и постепенно перераспределяется между ячейками. Это приводит к улучшению условий работ твэлов, несмотря на рост средней температуры теплоносителя по сечению TBC.



на температурное поле теплоносителя и температурные режимы твэлов: *а* – линии тока; б – распределение температуры теплоносителя; температурный режим твэлов на выходе из активной зоны (*в*) и на выходе из пазухи (*г*)

Смятие чехла ТВС. При смятии чехла ТВС, может происходить значительная деформация пучка в определенных направлениях с изменением среднего шага решетки твэлов (рис. 13). В деформированной области наблюдается перераспределение расхода и подогрева теплоносителя в поперечном сечении ТВС по сравнению с номинальным вариантом, значительный рост максимальной температуры оболочки твэлов и максимальной азимутальной неравномерности температуры. Вместе с тем максимальный уровень температуры оболочки твэлов имеет место в сечении на выходе из активной зоны. Распределение температуры в поперечном сечении на



Рис. 13. Схематическое изображение деформации при смятии чехла ТВС (а), распределение максимальной температуры оболочки твэлов и максимальной азимутальной неравномерности температуры твэлов в сечениях ТВС по центру (б) и на выходе из активной зоны (в)

выходе из активной зоны незначительно отличается от соответствующего распределения для компактного пучка. Следует отметить, что изменение вследствие деформации чехла и пучка твэлов общего гидравлического сопротивления ТВС не превышает 2 % при распухании и изгибе твэлов в процессе кампании, что мало сказывается на изменении подогрева теплоносителя в ТВС и уровне неравномерности температуры твэлов и чехла ТВС. Это объясняется тем, что формоизменение имеет место лишь на небольшой части длины пучка твэлов. При глобальной деформации пучка твэлов-типа «смятие» пучка, захватывающей 1/3 длины пучка, изменение общего гидравлического сопротивления ТВС не превышает 10 %, соответственно, и подогрев теплоносителя увеличивается не более, чем на 10 %.

Влияние некоторых факторов на распределение температуры топливной таблетки и по внутренней поверхности оболочки твэлов. Типичной ситуацией, в частности, при формоизменении твэлов, является смещение таблетки от осесимметричного положения. В ТВС, расположенных на периферии активной зоны, наблюдается неравномерное энерговыделение по их сечению, в формоизмененных ТВС – значительные азимутальные неравномерности температуры твэлов.

Проанализируем влияние этих факторов на температурный режим твэлов, используя аналитическое решение стационарной задачи теплопроводности для твэла при граничных условиях третьего рода. При этом для несимметричного расположения таблетки в твэле изменение температуры теплоносителя по периметру твэла аппроксимируется первой гармоникой, линейное изменением энерговыделения по сечению твэла описывается в виде ряда.

Наибольший эффект наблюдается при смещении таблетки до касания с оболочкой. Для твэла реактора БН-600 максимальная температура топлива при этом снижается на 170 °C, появляется большая азимутальная неравномерность температуры по периметру топливной таблетки (1100 °C) и небольшая азимутальная неравномерность температуры по периметру внутренней поверхности оболочки твэла (17 °C). Эта неравномерность несколько превышает неравномерность температуры топлово периметру внутренней ность температуры теплоносителя по периметру твэла.

Азимутальная неравномерность температуры теплоносителя обусловливает незначительное повышение максимальной температуры топлива (на несколько градусов). Неравномерность энерговыделения по сечению твэлов мало сказывается на максимальном значении температуры топлива и распределении температуры по азимуту таблетки и внутренней поверхности оболочки твэлов.

### Заключение

В процессе кампании TBC подвергается комплексному воздействию различных факторов, одним из важнейших среди которых является неравномерность температурного поля в TBC. Возникающее вследствие этого формоизменение твэлов и чехла TBC носит сложный характер. Изменение геометрических параметров может происходить в большом диапазоне, что в свою очередь является одним из наиболее значительных факторов, влияющих на формирование температурного поля в TBC.

Значительное влияние на распределение скорости и температуры в пучке твэлов оказывает геометрия периферийной области ТВС. Для снижения уровня и выравнивания неравномерностей температуры необходима ее оптимизация (варьирование зазора между твэлами и чехлом, установка вытеснителей и т.д.). Расчеты показывают, что при наиболее вероятном расположении твэлов в ТВС на начало кампании (геометрия статистического пучка) температурные режимы твэлов и чехла ТВС не сильно отличаются от геометрии раздвинутого пучка. При деформации вытеснителей температурные режимы периферийных твэлов близки к варианту геометрии компактного пучка.

Неравномерное энерговыделение твэлов в поперечном сечении TBC приводит, как правило, к росту уровня максимальной температуры твэлов и неравномерности температуры твэлов. Для различных вариантов взаимного формоизменения пучка твэлов и чехла TBC наблюдаются как глобальные неравномерности температуры в поперечных сечениях TBC, так и отдельные локальные перегревы оболочки твэлов. Увеличиваются неравномерности температуры твэлов.

Неопределенность в значениях исходных параметров и констант расчёта, главным образом, расхода теплоносителя через ТВС, энерговыделения твэлов и распределения геометрических параметров, обусловливает неопределенность в значениях максимальной температуры оболочки твэлов порядка до 10 % от среднего подогрева теплоносителя в ТВС и максимальной азимутальной неравномерности температуры до 30 % от ее абсолютного значения.

Азимутальная неравномерность температуры твэлов и линейно-неравномерное энерговыделение по сечению топливной таблетки слабо влияют на максимальное значение температуры топлива в твэле. Смещение топливной таблетки может привести к небольшому возрастанию максимальной температуры оболочки и увеличению азимутальной неравномерности температуры твэлов.

Определяющим фактором формирования температурных полей в TBC является межканальный обмен, эффективно выравнивающий локальные неравномерности температуры теплоносителя в TBC, что приводит к снижению максимальной температуры оболочки твэлов и азимутальной неравномерности температуры твэлов. Теплофизическое обоснование режимов работы TBC необходимо выполнять учетом формоизменения TBC в процессе кампании. Для проведения расчетов температурных режимов твэлов формоизмененных TBC разработана методика расчета, использующая программу МИФ, апробированная на экспериментальном материале.

## Список литературы

- 1. Троянов М.Ф. Развитие научно-технических основ энергетических быстрых реакторов // Атомная энергия. 1981. Т. 50. Вып. 2. С. 102–110.
- 2. Уолтерс А., Рейнольдс А. Реакторы-размножители на быстрых нейтронах. М.: Энергоатомиздат, 1986.
- 3. Методические указания и рекомендации по теплогидравлическому расчету активных зон быстрых реакторов / Под ред. А.В. Жукова, А.П. Сорокина. РТМ 1604.008-88, 1989.
- 4. Клемин А.И., Полянин Л.Н., Стригулин М.М. Теплогидравлический расчет и теплотехническая надёжность ядерных реакторов. М.: Атомиздат, 1980.
- Berhard A., Van Dorssebaere J.P., Durance S.P. Experimental Validation of the Harmonie Code // Predictions and Experience of Core Distortion Behavior. Wilmslow. England. National Nuclear Corporated Limited. – 1984. – N°3/2. – P. 17.
- Barnes W.D. A Review of the U.K. Core Mechanics Experimental Programme // Predictions and Experience of Core Distortion Behavior. Wilmslow. England. National Nuclear Corporated Limited. – 1984. – N°3/1. – P.16.
- Liebe R., Will H., Zehlein H. Mechanical Response of LMFBR Core Under Transient Pressure Loading // Transactions of the American Nuclear Society. – 1984. – V.46. – P. 539–542.
- 8. Богословская Г.П., Жуков А.В., Поплавский В.М. и др. Метод расчета температурного поля в кассете твэлов быстрого реактора при случайном распределении параметров по методу Монте-Карло: Препринт ФЭИ-1340. – Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1982.
- Прошкин А.А., Лихачев Ю.И., Тузов А.Н. и др. Анализ экспериментальных данных об изменении формы ТВС быстрых реакторов // Атомная энергия. – 1981. – Т. 50. – Вып. 4. – С. 13–17.
- 10. Паршин А.М. Структура и радиационное распухание сталей и сплавов. М.: Энергоатом-издат, 1983.
- 11. Лихачев Ю.И., Пупко В.Я., Попов В.В. Методы расчета на прочность тепловыделяющих элементов ядерных реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1982.
- 12. Забудько Л.М., Лихачев В.И., Прошкин А.А. Работоспособность ТВС быстрых реакторов. – М.: Энергоатомиздат, 1960.
- 13. Ошканов Н.Н., Баканов М.В., Потапов О.А. Опыт эксплуатации энергоблока БН-600 Белоярской АЭС // Атомная энергия. – 2004. – Т. 96. – Вып. 5. – С. 342–346.
- 14. Поролло С.И., Шулепин С.В., Дворяшин А.М., Конобеев Ю.В., Забудько Л.М. Результаты исследований твэлов БН-600, облученных в активной зоне первого типа // Атомная энергия. – 2015. – Т. 118. – Вып. 6. – С. 313–320.
- 15. Васильев Б.А., Кузавков Н.Г., Мишин О.В. и др. Опыт и перспективы модернизации активной зоны реактора БН-600 // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2011. № 1. С. 158–169.
- Marbach J. Comportement d'un Faisceau d'aigulles Phenix sour irradiation // Irradiation Behaviour of Mettallic Materials for Fast Reactor Core Components. CEA-DMECH-B.P. N°2-91190 GIF-Sur-YUETTE. France. – 1979. – P. 297-301.

- Букша Ю.К. Международное совещание по опыту и прогнозированию поведения активной зоны быстрых реакторов с учетом формоизменения ТВС// Атомная энергия. – 1965. – Т. 59. – Вып. 6. – С. 453–455.
- Кравченко И.Н., Багдасаров Ю.Е., Лихачев Ю.И. Расчет на прочность твэлов и шестигранного чехла ТВС с учетом совместного деформирования пучка твэлов и чехла ТВС в процессе облучения в активной зоне быстрого реактора: Препринт ФЭИ-1840. – Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1987.
- 19. Kallnowski J.E., Banmgartner A.J. Reactor Assembly Bowing Predictions for Various Alley Classes // Transactions of the American Nuclear Society. 1981. V.38. N°1. P. 301.
- Ohmae K., Morino A., Nakao N. et. al. Channel Deformation Analysis for Fast Reactor Fuel Assemblies Undergoing Swelling and Thermal Bowing // Nuclear Engineering and Design. 1972. V.23. N°3. P.309-320.
- Hishida H. Detailed Design Consideration on Wire-Spaced LMFBR Fuel Subassemblies Under the Effects of Uncertainties and Non-Nominal Geometries // Thermodynamics of FBR Fuel Subassemblies under Nominal and Non-Nominal Operating Conditions. IWGFR/29. IAEA. Vienna. – 1979. – P.29°-°58.
- 22. Тихомиров Б.Б., Савицкая Л.В., Поплавский В.М., Сорокин А.П. Модели статистического учета радиационного формоизменения конструкционных материалов в расчете температурного режима ТВС быстрых реакторов / Доклад на французско-советском семинаре «Вопросы теплогидравлики активной зоны быстрых реакторов», Франция, Кадараш, 1986.
- 23. Джадд А. Реакторы-размножители на быстрых нейтронах. М.: Энергоатомиздат, 1964.
- 24. Porter D.L., Takata M.L., Wood E.L. Direct Evidence for Stressenhonced Swelling in Tipe 316 SS // Journal of Nuclear Materials. 1983. V.116. N°3. P.272.
- Лихачев Ю.И., Попов В.В., Троянов В.М., Хмелевский М.Я. Расчетно-статистическое моделирование формоизменения и работоспособности твэлов энергетических быстрых реакторов методом Монте-Карло // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика и техника ядерных реакторов. – 1982. – Вып. 2 (24). – С. 36–43.
- 26. Казачковский О.Д., Сорокин А.П., Жуков А.В. и др. Метод сосредоточенных параметров в задаче о температурном поле в формоизмененных ТВС быстрых реакторов с неадиабатическими граничными условиями: Препринт ФЭИ-1672. – Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1985.
- 27. Жуков А.В., Сорокин А.П., Ушаков П.А. и др. Метод статистического расчета активной зоны быстрого реактора с учетом формоизменения ТВС в процессе кампании: Препринт ФЭИ-1845. Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1987.
- 28. Гордеев С.С., Сорокин А.П., Тихомиров Б.Б., Труфанов А.А., Денисова Н.А. Методика расчета температурных режимов твэлов в ТВС с учетом межканального перемешивания теплоносителя и случайного отклонения параметров // Атомная энергия. 2016. Т. 121. Вып.5.
- 29. Жуков А.В., Кириллов П.Л., Матюхин Н.М. и др. Теплогидравлический расчет ТВС быстрых реакторов с жидкометаллическим охлаждением. М.: Энергоатомиздат, 1985.
- Жуков А.В., Сорокин А.П., Ушаков П.А. и др. Теплофизическое обоснование температурных режимов ТВС быстрых реакторов с учетом факторов перегрева (температурные поля, факторы перегрева): Препринт ФЭИ-1778. – Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1986.
- Markley R.A., Engel F.C. LMFBR Blanket Assembly Heat Transfer and Hydraulic Test Data Evaluation // Thermodynamic of FBR Fuel Subassemblies under Nominal and Non-Nominal Operating Conditions. .Summery Report. Vienna. IAEA. – 1979. – P.229–253.
- 32. Wheeler C.L. COBRA-IY-I: An Interim Version of COBRA for Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundle Fuel Elements and Cores // BNWL-1962. Battelle-Pacific North-West Laboratories, Richland, Washington, 1976.
- 33. Novendstern E.H. Mixing Model for Wire-Wrap Fuel Assemblies // Transactions of the American Nuclear Society. 1972. V.15. N 2. P. 866.
- Chen B.C., Todreas N.E. Prediction of the Coolant Temperature Field in a Breeder Reactor Including Interassembly Heat Transfer // Nuclear Engineering and Design. – 1975. – V. 35 – P. 423–440.
- 35. Крамеров А.Я., Шевелев А.В. Инженерные расчеты ядерных реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1984.
- 36. Курбатов И.М., Тихомиров Б.Б. Расчет случайных отклонений температур в активной зоне: Препринт ФЭИ-1090. Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1980.

- Богословская Г.П., Жуков А.В., Сорокин А.П., Титов Т.А. Расчет статистических характеристик температурного поля в кассетах твэлов реактора типа БН-600 с использованием метода Монте-Карло: Препринт ФЭИ-1376. Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1985.
- Богословская Г.П., Жуков А.В., Сорокин А.П. и др. Расчет температурного поля в тепловыделяющих сборках быстрых реакторов // Атомная энергия. – 1983. – Т. 55. – Вып. 5. – С. 281–285.
- 39. Сорокин А.П., Ушаков П.А., Юрьев Ю.С. Влияние межканального обмена на выравнивание полей скорости и температуры в кассетах твэлов // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика и техника ядерных реакторов. – 1983. – Вып. 4 (41). – С. 63–69.
- 40. Казачковский О.Д., Жуков А.В., Сорокин А.П. и др. Температурные поля в формоизмененных ТВС быстрых реакторов // Атомная энергия. 1988. Т. 65 Вып. 2. С. 89–97.

# Экспериментальные исследования стратификационных процессов в элементах контура циркуляции ЯЭУ различного типа на водяных моделях

Опанасенко А.Н.<sup>1</sup>, Сорокин А.П.<sup>1</sup>, Труфанов А.А.<sup>1</sup>, Денисова Н.А.<sup>1</sup>, Разуванов Н.Г.<sup>2</sup>, Свиридов Е.В.<sup>2</sup>, Беляев И.А.<sup>3</sup>

1 – АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск 2 – Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва

3 – Объединенный институт высоких температур РАН, Москва

### Введение

Представлены результаты экспериментальных исследований структуры движения, полей температуры и скорости неизотермического теплоносителя в ЯЭУ различного типа на водяных моделях в различных режимах работы. Погрешности моделирования теплогидравлики в ЯЭУ на фрагментарных секторных моделях с изотермическим потоком связаны с не учетом пространственных 3-мерных эффектов и температурной неоднородности потока.

Теплоноситель в ЯЭУ неизотермичен всегда из-за неравномерностей энерговыделения, теплосъема, переходных и аварийных режимов работы, перепада температуры между элементами контура циркуляции. Термогравитационные силы приводят к температурному расслоению в трубопроводах и элементах контура с возникновением встречных движений, застойных и рециркуляционных образований, перестройке характера течения и температурного режима. Температурное расслоение теплоносителя также влияет на ядерно-физические характеристики реактора, физико-химическое взаимодействие между теплоносителем и конструкционными материалами, процессы осаждения окислов в холодных застойных зонах, требует обоснования по установке штатных датчиков управления и контроля, размещения оборудования в корпусе.

Особенностью температурного расслоения теплоносителя в некоторых режимах работы ЯЭУ является предельная стратификация, когда весь перепад температуры локализуется на тонкой границе (поверхности) раздела с полным подавлением конвективного переноса между изотермическими областями потока. Например, в трубопроводах и опускном канале реактора типа ВВЭР с разбалансом температур по петлям, в верхней камере быстрого реактора при срабатывании быстрой аварийной защиты.

Экспериментальные исследования показывают [1–3], что на стратифицированных границах раздела возникают внутренние волны, которые вызывают пульсации температуры на стенках реакторного оборудования. Это приводит к воздействию на конструкционные материалы, термической усталости и снижению сроков эксплуатации реакторного оборудования, что подтверждается результатами работы [4]. Вопросы моделирования теплогидравлики реакторов различного типа на водяных моделях подробно рассмотрены в работах [5, 6].

В работе на прозрачных моделях трубопроводов первого контура и опускного канала реактора типа ВВЭР, секторной модели верхней камеры быстрого реактора проведены исследования температурного режима и структуры движения теплоносителя в различных режимах работы. На интегральной водяной трехконтурной модели быстрого реактора впервые проведены измерения локальных скоростей по высоте и радиусу верхней камеры в плоскости по направлению от центра АЗ к ПТО при принудительной циркуляции и аварийном расхолаживании естественной конвекцией.

Основные задачи исследований:

- исследования стратификационных явлений с большими градиентами и пульсациями температуры на границах раздела, которые влияют на безопасность и ресурс реакторного оборудования, не учитываются в проектной документации и не прогнозируется расчетными кодами;
- измерения пространственных распределений температуры и скорости в элементах контура при установившихся режимах принудительной циркуляции и аварийном расхолаживании естественной конвекцией, обеспечивающих верификацию расчетных кодов;
- исследование градиентов и пульсаций температуры на стратифицированных границах раздела между основным потоком и рециркуляционными, застойными образованиями, необ-

ходимых для разработки методов расчета термических напряжений, усталости материала оборудования и корпуса;

 разработка рекомендаций по интенсификации смешения неизотермического теплоносителя, оптимизации размещения штатных датчиков контроля и управления (исключения их размещение в застойных, рециркуляционных зонах, особенно в переходных режимах работы).

### Экспериментальное оборудование, вопросы моделирования

Создана интегральная водяная модель быстрого реактора в масштабе ~ 1:10, принципиальная схема которой представлена на рис. 1, приближенно моделирующая первый контур реактора на быстрых нейтронах большой мощности.

Первый контур модели реактора состоит из двух параллельных петель, каждая из которых содержит два модельных ПТО, имитатор ГЦН-1 и один АТО. Параметры второго и промежуточного контуров модели (расход и температура) принимались из расчетного обоснования процессов принудительной циркуляции и аварийного расхолаживания. В третьем контуре использовалась техническая вода с регулируемым расходом. Максимальное энерговыделение имитатора активной зоны модели ~ 100 кВт. Подробное описание экспериментальной модели представлено в работе [2].



Рис. 1. Принципиальная схема интегральной водяной модели быстрого реактора

Влияние температурного расслоения на теплогидравлику также исследовалось на прозрачных моделях верхней камеры реакторов БН-800 и типа ВВЭР. На рис. 2 а показана схема секторной модели верхней камеры реактора БН-800 с углом раскрытия 68° от оси, на рис. 2 б – структура движения теплоносителя в камере в зависимости от числа Фруда.

Характерные расслоение и пульсации температуры на моделях трубопровода и опускного участка при разбалансе температур по петлям реактора ВВЭР показаны соответственно на рис. 3, 4. Подкрашенная стратифицированная поверхность раздела (рис. 4 б) колеблется, является устойчивой и полностью подавляет конвективный перенос по высоте.



Рис. 2 а. Схема секторной модели: 1 - головки имитаторов ТВС; 2 - перегородка, разделяющая активную зону и боковые экраны; 3 - центральная поворотная колона; 4 - трубная защита; 5 – ПТО; 6 – обечайка; 7 – боковой (штатный) выход из головок ТВС; 8 - осевой выход из головок ТВС



Рис. 2 б. Структура движения теплоносителя: 1 – активная зона; 2 – боковые экраны; 3 - ПТО; 4 - стержни биологической защиты;

5 – ЦПК; 6 – холодный теплоноситель; 7 - стратифицированная поверхность раздела;

8 - застойная зона горячего теплоносителя



Рис. З. Схема модели трубопровода и характерные пульсации температуры:

колебания температуры связанные с неустойчивостью длины клина горячей жидкости в холодном потоке (а); пульсации температуры на стратифицированной границе раздела горячего и холодного потоков (б); пульсации температуры стенки трубопровода на границе раздела (в)



Рис. 4. Схема прозрачной модели реактора типа ВВЭР (а) и расслоение температуры по высоте опускного канала (б)

Характерная картина движения в замкнутом стратифицированном объеме жидкости при установке охлаждающих теплообменников на стенке емкости или по центру показаны на рис. 5.



Рис. 5. Характерная структура движения стратифицированной жидкости в замкнутой емкости при расположении охлаждающего теплообменника на стенке (а) или по центру емкости (б)

Вопросы моделирования теплогидравлики быстрых реакторов на интегральных водяных моделях в различных режимах работы подробно рассмотрены в работах [6–8]. Чтобы избежать трудностей строгого критериального моделирования, процессы теплоотдачи в активной зоне и теплообменниках заменены равномерными объемными тепловыделениями (теплопоглащением) с сохранением коэффициентов гидравлического сопротивления для модели и реактора. Такой подход использован в работах [6, 7] и позволяет исключить критерии подобия, связанные с влиянием теплоотдачи, теплоемкости системы в переходном режиме. Указанные отступления можно оценить соответствующими расчетными кодами.

В режимах принудительной циркуляции точное моделирование осуществлялось по чис-

лам Фруда Fr = 
$$\frac{W^2}{g\beta\Delta tL}$$
 и Рекле Pe =  $\frac{WL}{a}$ , где р, *c*, *a*, β, *g* – плотность среды, удельная тепло-

ёмкость, коэффициент температуропроводности, коэффициент объёмного расширения, ускорение в поле тяжести; *L*, *l* – характерный размер; *w* – скорость.

Температурное расслоение теплоносителя (особенно в элементах контура с большими объемами, при переходных и аварийных режимах работы) характеризуется возникновением застойных, рециркуляционных образований с большими градиентами температуры на стратифицированных границах раздела. Критериями, определяющими подобие течений в устойчиво стратифицированных зонах теплоносителя, являются числа Фруда, Пекле и локальное градиентное число Ричардсона Ri =  $g\beta(\partial t/\partial z)/(\partial w/\partial z)^2$ . Характеристиками устойчиво стратифицированного течения теплоносителя являются: частота Вайсяля–Брента  $N^2 = (g/\rho)(\partial \rho/\partial z)$  и масштаб плавучести  $l_{\rm n} = \rho(\partial \rho/\partial z)^{-1}$ . В устойчиво стратифицированном турбулентном потоке максимальный размер вихрей не может превышать масштаб плавучести. Поэтому крупномасштабные вихри большие, чем масштаб плавучести, подавляются и растекаются вдоль стратифицированной границы раздела в виде внутренних волн. Внутренние волны создают пульсации температуры в материале стенок оборудования с частотой  $f \leq N$ . В предельном случае, когда  $l_{\rm n} \leq l_{\rm K}$  происходит полное подавление конвективного переноса через поверхность раздела между холодной и горячей областями потока, где  $l_{\rm K} = (\upsilon^3/\epsilon)^{0.25}$  – масштаб Колмагорова,  $\varepsilon$  – скорость диссипации кинетической энергии турбулентности.

В вязкой жидкости моделирование по числам Фруда и Ричардсона невозможно с сохранением числа Рейнольдса. Исследования при числах  $\text{Re} > 10^4$  показали, что размеры застойных и рециркуляционных образований (при  $\text{Fr}_{\text{M}} = \text{Fr}_{\text{p}}$ ) не изменяются, поэтому точного моделирования по числам Re не требуется.

Приближенное моделирование режимов естественной циркуляции при аварийном расхолаживании реактора БН-1200 на интегральной водяной модели обеспечивалось консервативным моделированием по числу Эйлера Eu =  $\Delta P / \rho W^2$  (гидравлическое сопротивление контура циркуляции на модели при ЕЦ больше чем в реакторе). Автоматизированная система сбора, обработки и управления тепло-гидравлическими параметрами модели содержит более 400 датчиков. С учётом специфики проводимых на ней экспериментов разделена на подсистемы: медленных измерений (опрос всех датчиков за 1 с); быстрых измерений (содержит 120 каналов с частотой опроса 10 Гц); корреляционных измерений локальных скоростей; контроля расходов, температуры, мощности нагревателей. Погрешность измерений температуры не превышала  $\pm 0,5$  °C, давления  $\pm 0,1$  кПа, напряжения  $\pm 1$  В, силы тока  $\pm 1$  А.

Картограмма имитаторов сборок активной зоны интегральной водяной модели быстрого реактора показана на рис. 6 a, цифрами обозначены имитаторы TBC на которых были установлены термопары. Для исследования пространственных распределений температуры и скорости [6] в верхней камере дополнительно одновременно использовались три аналогичных подвижных температурных термозонда (рис. 6  $\delta$ , 6 a), и корреляционный зонд для скорости (рис. 6 c). На рис. 2 c показана одна из проекций четырех-термопарного (медь-константанового) датчика скорости. Диаметр спая термопар составлял 0,3 мм.





#### Результаты экспериментальных исследований

На рис. 7 представлены соответственно осредненные поля температуры (*a*) и интенсивности пульсаций ( $\delta$ ) в верхней камере, полученные при перемещении термозондов ПЗ-1 и ПЗ-2 в стационарном номинальном режиме. Поля осредненные компонент скорости в вертикальном (*a*), горизонтальном ( $\delta$ ) и азимутальном (*b*) направлениях в данном режиме показаны на рис. 8. Необходимо отметить, что конструкции подвижных зондов позволяли проводить измерения температуры и скорости на расстояниях больше ~ 3 от центральной поворотной колонны.



Рис. 7. Поля осредненной температуры (а) и интенсивности пульсаций (б) по высоте верхней камеры, полученное при перемещении подвижных зондов в номинальном режиме



Рис. 8. Поля осредненных компонент скорости в верхней камере в номинальном режиме: вертикальная компонента (*a*); радиальная компонента (*б*); азимутальная компонента (*в*)

Характерные показания термопар подвижного термозонда ПЗ-1, установленных по радиусу АЗ через 13 мм, на высоте 15 мм от головок имитаторов ТВС в стационарном номинальном режиме принудительной циркуляции показаны на рис. 9.



Рис. 9. Показания термопар термозонда ПЗ-1, установленных по радиусу АЗ через 13 мм, на высоте 15 мм от головок имитаторов ТВС в номинальном режиме

Из представленных данных (рис. 7–9) следует, что структура движения неизотермического теплоносителя в верхней камере реактора определяется действием подъемных сил: горячий теплоноситель из активной зоны поднимается вверх вдоль центральной колонны к поверхности раздела и образует обширную вихревую почти изотермическую горячую зону в верхней области, из которой поступает в промежуточные теплообменники. На периферии нижней области верхней камеры над боковыми экранами формируется изотермическая устойчивая зона холодного теплоносителя, размеры которой с ростом расхода (мощности установки) увеличиваются. Зоны горячего и холодного теплоносителя в горизонтальном направлении занимают все сечение бака реактора. Разделительный слой между изотермическими зонами теплоносителя устойчиво стратифицирован с масштабом плавучести *l*<sub>п</sub>. Турбулентные вихри из верхней горячей и нижней холодной зон с масштабами  $l > l_{\rm II}$  подавляются в разделительном слое и создают внутренние волны, вызывающие пульсации температуры в материале стенок оборудования. Поле вертикальной компоненты скорости в верхней камере в режиме ПЦ хорошо согласуется с картиной полей осредненной температуры. Распределения полей температуры и скорости по высоте верхней камеры (рис. 7–8) не является изотропным в азимутальном направлении. Вторичные слоистые течения в этих зонах связаны с горизонтальным градиентом температуры, обусловленным горячим потоком вдоль ЦПК и относительно холодной поверхностью ПТО.

Для номинального режима работы на рис. 10 показаны осредненные поля температуры по высоте некоторых элементов внутриреакторного оборудования. Неоднородность температуры теплоносителя по высоте выходных окон ПТО (рис. 10 а) приводит к устойчивому температурному расслоению по высоте холодной камеры (рис. 10 б). Циркуляционные насосы первого контура отбирают теплоноситель из верхней области холодной камеры, в нижней области расположена относительно устойчивая застойная зона холодного теплоносителя, в которой возможно осаждение окислов. Температурное расслоение теплоносителя по высоте элеваторной выгородки (рис. 10 в) характеризуется двумя практически равными изотермическими рециркуляционными образованиями: горячей зоны вверху, холодной внизу и узким стратифицированным разделительным слоем с перепадом температуры почти равными подогреву в активной зоне.

Штатный выход теплоносителя из головок TBC (через боковые отверстия) выравнивает поля скорости на выходе из АЗ, БЭ и не обеспечивает смешения неизотермического потока в верхней камере. Исследования на секторной фрагментарной прозрачной модели верхней камеры быстрого реактора [7] показали, что наиболее эффективным способом интенсификации смешения неизотермического потока является вывод теплоносителя из головок TBC в виде вертикальных струй. Холодный теплоноситель от боковых экранов (БЭ) замедляется под действием термогравитационных сил и интенсивно всасывается между более быстро поднимающимися струями горячего теплоносителя из активной зоны. Процесс смешения осуществляется в потоке теплоносителя непосредственно на входе в нижней области верхней камеры и не вызывает пульсаций температуры в материале оборудования.
Режимные параметры экспериментальной модели при переходе к естественной конвекции определялись пересчетом соответствующих расчетных проектных реакторных значений (изменения мощности АЗ, выбег главных циркуляционных насосов, время открытия шиберов воздушных теплообменников, расчетные параметры промежуточного контура). Коэффициенты перерасчета определялись из равенства определяющих критериев подобия для реактора и модели. Таким образом, практическое моделирование аварийного расхолаживания является комплексной задачей и неотделимо от расчетов по кодам.

Характерные изменения температуры в некоторых точках на высоте 15 мм от головок ТВС по радиусу АЗ представлены на рис. 11.



Рис. 10. Распределения осредненных температур по высотам: промежуточного теплообменника (а); холодной и напорной камер (б); элеваторной выгородки (в)



Рис. 11. Показания термопар термозонда ПЗ1, установленного на высоте 15 мм от головок ТВС в переходном режиме

Из полученных результатов следует, что основные перестройки полей температуры на выходе из активной зоны (рис. 11) происходят в первые 3 минуты и в дальнейшем процесс перехода к расхолаживанию можно рассматривать как квазистационарный.

При переходе к аварийному расхолаживанию с остаточным энерговыделением температура теплоносителя на выходе из имитаторов ТВС понижается, и фронт холодной жидкости с горизонтальной стратифицированной границей раздела поднимается вверх. После достижения поверхностью раздела уровня нижних отверстий входа в АТО контур циркуляции замыкается, дальнейшее продвижение более холодного теплоносителя вверх существенно замедляется. В верхней области камеры продолжительное время сохраняется устойчивая горячая зона с температурой, которая не существенно изменилась по сравнению со стационарным режимом ПЦ. На стратифицированной поверхности раздела существуют внутренние волны, которые вызывают пульсации температуры, зафиксированные стационарными термопарами на входе в АТО. Стабилизация температур в экспериментальной модели происходила примерно через 24 часа после начала аварийного расхолаживания.

Поля осредненной температуры и вертикальной компоненты скорости по высоте верхней камеры, полученные при перемещении подвижных термозондов ПЗ-1, ПЗ-2 и корреляционного зонда в установившемся режиме расхолаживания естественной конвекцией представлены на рис. 12.



Рис. 12. Поле осредненной температуры (а) и вертикальной компоненты скорости (б) по высоте верхней камеры в установившемся режиме расхолаживания естественной конвекцией

Установившийся режим естественной циркуляции характеризуется значительно меньшими градиентами температуры в вертикальном направлении над боковыми экранами. Нижняя холодная зона существенно уменьшается по сравнению с принудительной циркуляцией. Над холодной зоной основной объем верней камеры занимает обширный почти изотермический макровихрь. Поле вертикальной компоненты скорости при расхолаживании естественной конвекцией показывает на подъемное движение теплоносителя из активной зоны вдоль центральной поворотной колонны и обратное крупномасштабное вихревое течение над боковыми экранами. Картина распределения радиальной и азимутальной компонент скорости указывает на наличие вторичных противоположено направленных слоистых вихревых структур, обусловленных неоднородностью температур в горизонтальном и азимутальном направлениях.

На рис. 13 показаны распределения осредненных температур по радиусу АЗ на расстоянии 15 мм от головок имитаторов ТВС в установившихся режимах принудительной циркуляции при номинальной мощности; штатном расхолаживании с отводом теплоносителя из АТО в напорную камеру, расхолаживании с отводом теплоносителя в верхнюю камеру двумя АТО. В переходных и стационарных режимах аварийного расхолаживания температура теплоносителя на выходе из головок ТВС активной зоны понижается по сравнению с номинальным режимом ПЦ. Система САОТ быстрых реакторов с натриевым теплоносителем с встроенными в бак реактора автономными теплообменниками обладает высокой эффективностью и обеспечивается отвод тепла остаточного энерговыделения АЗ без превышения температуры по сравнению с номинальным режимом эксплуатации.



Рис. 13. Распределения осредненных температур по радиусу АЗ на расстоянии 15 мм от головок имитаторов ТВС в установившихся режимах:

• - принудительной циркуляции на номинальной мощности;

– штатном расхолаживании естественной конвекцией с отводом теплоносителя в напорную камеру;

\* – расхолаживание естественной конвекцией через два АТО с отводом теплоносителя в верхнюю камеру

Для различных режимов работы реактора, выявлены зоны с устойчивой температурной стратификацией с большими градиентами и пульсациями температуры. Получены результаты, позволяющие судить об амплитуде и частотных характеристиках пульсаций температуры в этих потенциально опасных областях.

#### Заключение

Результаты исследований неизотермических течений теплоносителя в ЯЭУ различного типа показали, что стратификация коренным образом изменяет поля температуры и скорости в некоторых элементах контура циркуляции, приводит к возникновению обширных застойных и рециркуляционных образований с большими градиентами и пульсациями температуры на границах раздела. Стратификационные явления влияют на ресурс и безопасность ЯЭУ, они не учитываются в проектной документации и не прогнозируются расчетными кодами.

В результате выполненных измерений для большого числа режимов и условий экспериментов получены данные для верификации теплогидравлических кодов, используемых, в частности, для обоснования проектных характеристик и безопасности реактора БН-1200. В частности, это проектные коды DINROS и GRIF и коды нового поколения ЛОГОС, HYDRA, СОКРАТ-БН. Данные получены с помощью специально разработанной и внедренной на стенде системы измерений, обеспечивающей высокую точность измерений и высокую скорость их регистрации. Важно также, что верификация кодов в данном случае будет производиться в геометрических условия, приближенных к условиям на реакторе. Коды верифицированные с использованием данных, полученных на стенде В-200, предназначены для уточненного анализа и обоснования теплогидравлических характеристик быстрых реакторов с натриевым теплоносителем в стационарных и переходных режимах работы.

# Список литературы

- 1. Опанасенко А.Н., Сорокин А.П., Зарюгин Д.Г., Рачков В.И. Стратификация теплоносителя в ядерных энергетических установках // Атомная энергия. – 2011. – Т. 111. – Вып. 3. – С. 131–136.
- 2. Опанасенко А.Н., Сорокин А.П., Зарюгин Д.Г., Федоров А.В. Экспериментальные исследования полей температуры и структуры движения теплоносителя на модели быстрого реактора в элементах первого контура при переходе к расхолаживанию естественной циркуля-

цией // Сборник «Итоги научно-технической деятельности института ядерных реакторов и теплофизики за 2014 год». Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. – С. 102–111.

- Опанасенко А.Н., Сорокин А.П., Труфанов А.А., Денисова Н.А., Разуванов А.А., Свиридов Е.В., Беляев И.А. Экспериментальные исследования полей температуры и скорости на интегральной водяной модели быстрого реактора в различных режимах работы // Атомная энергия, 2016 (в печати).
- 4. Shulz H. Experience with thermal fatigue in LWR piping caused by mixing and stratification. In: Specialists Meeting Proceedings, Paris. – 1998. – P. 13–18.
- 5. Specialists Meeting of IAEA of «Evaluation of Decay Heat Removel by Natural Convection». February 22–23, 1993. Oarai Engineering Center. PNC, Japan. IAEA, IWGFR/88. 1993.
- Ушаков П.А., Сорокин А.П. Проблемы моделирования на воде аварийного оста тепловыделения естественной конвекцией в камерах быстрых реакторов: Препринт ФЭИ-2585. – Обнинск: ОНТИ ГНЦ РФ – ФЭИ, 1997.
- 7. Беляев И.А., Разуванов Н.Г., Загорский В.С. Температурный датчик для измерения полей температуры и компонент скорости в магнитно-гидродинамическом потоке жидкого металла // Тепловые процессы в технике 2015. № 12. С. 556–572.
- 8. Опанасенко А.Н. Теплогидравлика верхней области бака быстрого реактора в различных режимах работы: Препринт ФЭИ-2623. Обнинск: ОНТИ ГНЦ РФ ФЭИ. 1997.

# Расчетное исследование запроектных аварий в реакторах с натриевым охлаждением

## Кащеев М.В., Ашурко Ю.М.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

### Введение

В случае тяжелых запроектных аварий в быстрых реакторах с натриевым охлаждением возможно расплавление активной зоны (АЗ). Если АЗ реактора полностью или частично расплавлена, дальнейшее развитие аварии может закончиться либо сохранением корпуса реактора или страховочного корпуса, либо проплавлением стенок. Таким образом, возникает проблема удержания расплава в корпусе реактора, т.е. сохранения целостности корпуса реактора. В предлагаемой работе исследуется возможность отвода остаточного энерговыделения в осколках разрушенных твэлов и удержания расплава в корпусе реактора.

Расплавление сборок приводит к образованию тепловыделяющего слоя, расположенного на нижней торцевой зоне воспроизводства. Сформировавшийся тепловыделяющий слой взаимодействует с нижней торцевой зоной воспроизводства и при ее расплавлении с нижележащими конструкциями.

Для удержания фрагментов разрушенной АЗ и их охлаждения в реакторах типа БН разработано специальное устройство (поддон), выполненное в виде чаши, охватывающей всю напорную камеру реактора. Внутренняя поверхность чаши облицована листами из молибденового сплава.

Представленная ниже математическая модель [1, 2] создана для расчетного анализа тяжелых запроектных аварий в быстрых реакторах с натриевым охлаждением. Модель реализована в программе БРУТ.

Кроме того, для получения быстрой оценки параметров разработана одномерная математическая модель, которая реализована в программе БРУТ – О.

# Математическая модель удержания расплава в корпусе быстрого реактора в условиях тяжелой аварии

Расчетная область является многосвязной. Моделируются тепловыделяющий слой; слой натрия над тепловыделяющим слоем; нижняя торцевая зона воспроизводства; газовая полость; коллекторы; напорная камера; внутрикорпусная защита; теплообменники; слой, содержащий корпус реактора и страховочный корпус; опорный пояс; проводящий слой неразрушившихся ТВС боковой зоны воспроизводства, сборок стальной и борной защиты; устройство для сбора топлива; другие внутриреакторные конструкции.

Математическое моделирование подобластей как пористых тел осуществляется с использованием законов сохранения массы, импульса и энергии, записанных в виде уравнений неразрывности, движения и энергии в двухмерной цилиндрической системе координат, которые решаются с соответствующими краевыми условиями.

Исходная система уравнений сохранения массы, импульса и энергии представлена ниже [3]. Уравнение неразрывности

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial \tau} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \rho \upsilon_r \varepsilon r + \frac{\partial}{\partial z} \rho \upsilon_z \varepsilon = 0.$$

Уравнения движения теплоносителя в пористом теле

$$\rho\left(\frac{\partial \upsilon_z}{\partial \tau} + \upsilon_r \frac{\partial \upsilon_z}{\partial r} + \upsilon_z \frac{\partial \upsilon_z}{\partial z}\right) = -\rho g - \frac{\partial p}{\partial z} - A_z^0 \rho |\upsilon| \upsilon_z + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ \mu_{\text{eff}} r \left(\frac{\partial \upsilon_z}{\partial r} + \frac{\partial \upsilon_r}{\partial z}\right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \mu_{\text{eff}} \left( 2 \frac{\partial \upsilon_z}{\partial z} - \frac{2}{3} \text{div} \vec{V} \right) \right],$$

$$\rho\left(\frac{\partial \upsilon_r}{\partial \tau} + b\upsilon_r \frac{\partial \upsilon_r}{\partial r} + b\upsilon_z \frac{\partial \upsilon_r}{\partial z}\right) = -\frac{\partial p}{\partial r} - A_r^0 \rho \left|\upsilon\right| \upsilon_r + \frac{\partial}{\partial r} 2\mu_{\text{eff}} \frac{\partial \upsilon_r}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu_{\text{eff}} \left(\frac{\partial \upsilon_z}{\partial r} + \frac{\partial \upsilon_r}{\partial z}\right)\right] + \frac{1}{r} 2\mu_{\text{eff}} \left(\frac{\partial \upsilon_r}{\partial r} - \frac{\upsilon_r}{r}\right) - \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial r} \mu_{\text{eff}} \text{div} \vec{V}.$$

Уравнение энергии пористого тела

$$\overline{\rho c_p} \frac{\partial T}{\partial \tau} + \varepsilon \rho c_p \left( \upsilon_r \frac{\partial T}{\partial r} + \upsilon_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \lambda_{\text{eff},r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda_{\text{eff},z} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q_v + Q.$$

Для твердых тел записывается уравнение нестационарной теплопроводности

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right).$$

Граничные условия традиционны для этой системы уравнений.

Нормальная компонента скорости на верхней поверхности теплоносителя равна нулю.

Для касательной компоненты скорости на верхней поверхности теплоносителя имеем условие скольжения.

На оси симметрии для скорости  $\upsilon_z$  выполняется условие симметрии, а скорость  $\upsilon_r$  равна нулю.

На твердых стенках, а также на поверхности фронта плавления накладывается условие прилипания.

Теплоотдача от верхней поверхности теплоносителя осуществляется излучением и естественной конвекцией газа

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha \left( T - T_{\text{out}} \right) + \varepsilon_{\text{eff}} \sigma_{\text{SB}} \left( T^4 - T_{\text{out}}^4 \right).$$

На внешних границах расчетной области также ставится граничное условие 3-го рода с учетом излучения, которое учитывается в  $k_{\text{eff}}$ :

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial N} = k_{\rm eff} \left( T - T_{\rm out} \right)$$

На фронте плавления задается температура плавления стали и записывается условие для определения положения фронта плавления в любой момент времени (условия Стефана)

**T T** 

$$I_1 = I_2 = I_{m,\text{st}},$$
  

$$\varepsilon_{\text{st}} \rho_{\text{st}} L_{m,\text{eff}} \frac{\partial \xi}{\partial \tau} = \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} - \lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial r}, \quad \varepsilon_{\text{st}} \rho_{\text{st}} L_{m,\text{eff}} \frac{\partial \eta}{\partial \tau} = \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial z} - \lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial z}.$$

Индекс 1 используется для переменных, относящихся к области расплава, индекс 2 – для переменных, относящихся к плавящейся среде.

Эффективная теплота плавления определяется по формуле

$$L_{m,\text{eff}} = \frac{\sum_{i=1}^{n} (L\rho\varepsilon)_{i}}{\sum_{i=1}^{n} (\rho\varepsilon)_{i}},$$

где *n* – число компонент в зоне.

#### Моделирование тепловыделяющего слоя

**Формирование тепловыделяющего слоя.** Для определения объемной концентрации частиц топлива и стали в теплоносителе используется выражение

$$c = M(1-\delta-\delta_0)/(\pi R^2(H-h_0)\rho).$$

При движении ансамбля частиц в жидкости отдельно взятая частица испытывает гидродинамическое воздействие со стороны соседних частиц. В этом случае говорят о стесненном движении частиц. Необходимо учитывать влияние стесненности на коэффициент сопротивления  $C_{\mu}$ . В монографии [4] приведено выражение для коэффициента стесненности E

$$E = (1-c)^{4,75} \cdot (18+0,61 \cdot \operatorname{Ar}^{1/2}) / (18+0,61 \cdot (\operatorname{Ar} \cdot (1-c)^{4,75})^{1/2}),$$

где Ar =  $gd^3 \cdot (\rho / \rho_f - 1) / v_f^2$  – критерий Архимеда для частицы.

Коэффициент сопротивления для стесненного движения частицы равен

$$C_{\mu,\rm con} = C_{\mu} E^{-2} \, .$$

Моделирование зон тепловыделяющего слоя. Сформировавшийся слой пропитан натрием. В процессе выделения остаточного тепла в топливе слой будет разогреваться, а температура пропитывающего его натрия повышаться. В слое может возникнуть естественная конвекция, которая интенсифицирует процесс теплопередачи. Если тепловыделение превышает возможности теплоотвода, достигается температура кипения натрия и возникает зона кипящего натрия. По мере выкипания натрия появляется осушенная зона. Так как теплопроводность пористого слоя мала, его температура может достигать температуры плавления стали, а затем топлива, в результате образуется зона плавления. С течением времени сталь в слое может закипеть, что приводит к возникновению зоны кипения стали.

Плавление частиц стали и топлива учитывается путем моделирования стоков тепла в тепловыделяющем слое. Согласно работе [5], текущий размер (изменение во времени) крупинки определяется в результате решения задачи Стефана для шара методом Лейбензона. Для затвердевания шара она решена в [6]. При плавлении стали время расплавления крупинки находится по формуле:

$$\tau = L_{\rm st} \rho_{\rm st} (\eta - r_0)^2 \cdot (2\eta + r_0) / (6\lambda_{\rm mix} (T_{\rm mix} - T_{m,\rm st}) r_0).$$

# Учет процессов кипения и конденсации

Кипение натрия учитывается следующим образом: предполагается, что тепло, которое расходовалось на нагрев натрия, после достижения температуры кипения натрия идет на кипение натрия. Если в расчетном узле (i, k) сетки температура  $T_{i,k}$  на некотором шаге по времени превысит значение, равное температуре кипения натрия  $T_{B,sod}$ , то в узле (i, k) устанавливается температура кипения натрия, а также начинают действовать стоки тепла

$$q_{B,\text{sod}} = \rho_{i,k} c_{pi,k} (T_{i,k} - T_{B,\text{sod}}) / \Delta \tau.$$

Таким образом, выполняется учет кипения натрия в тепловыделяющем слое, а также кипения натрия вне слоя. Отметим, что, рассчитав количество теплоты, которое идет на кипение жидкости на данном шаге по времени, можно найти массу испарившейся на шаге по времени жидкости.

Образовавшиеся пузыри пара натрия всплывают вверх и конденсируются в более холодном натрии. Для оценки толщины слоя натрия, в котором появляются источники тепла от конденсирующегося пара, необходимо решить задачу движения пузыря пара переменной массы. Ее решение приведено в работе [7].

В безразмерных переменных  $U = \frac{w}{\sqrt{gr_0}}, R = \frac{r}{r_0}, \tau = \frac{\alpha t}{r_0^2}$  система дифференциальных

уравнений с начальными условиями имеет вид

$$\frac{dU}{d\tau} + aU^2 = b,\tag{1}$$

$$\frac{dR}{d\tau} = \frac{\mathrm{Ja}}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{3}{\tau} + c\right)^{\frac{1}{2}},\tag{2}$$

$$U(0) = 0,$$
 (3)

$$R(0) = 1,$$
 (3')

где 
$$a = \frac{3C_{\mu} \text{Pe}}{8RE^2 \left(k + \frac{\rho''}{\rho}\right)}, \quad b = \frac{\text{Pe}}{k + \frac{\rho''}{\rho}} \left(1 - \frac{\rho''}{\rho}\right), \quad \text{Pe} = \frac{\sqrt{gr_0}r_0}{\alpha}, \quad \text{Ja} = \frac{\rho c_P \Delta T}{\rho'' r_{\Pi}}, \quad c = \frac{2\text{Pe}U}{3R}.$$

Здесь *w* – скорость; *t* – время;  $\rho''$  – плотность пара;  $\rho$  – плотность жидкости; *k* – коэффициент присоединенной массы, который для сферы равен *k* = 0,5; *E* – коэффициент стесненности;  $\alpha$  и  $\lambda$  – коэффициент температуропроводности и коэффициент теплопроводности жидкости соответственно; *r*<sub>п</sub> – теплота парообразования.

Наиболее подходящим для решения данной системы является метод Рунге – Кутта четвертого порядка, алгоритм которого приведен в [7]. В то же время можно получить приближенное аналитическое решение.

Запишем систему дифференциальных уравнений (1) и (2) в квазистационарном приближении (явный метод)

$$\frac{dU_{k+1}}{d\tau} + a_k U_{k+1}^2 = b,$$
(4)

$$\frac{dR_{k+1}}{d\tau} = \frac{\mathrm{Ja}}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{3}{\tau} + c_k\right)^{\frac{1}{2}},\tag{5}$$

т.е. коэффициенты  $a_k$  и  $c_k$  для момента времени  $\tau_{k+1} = \tau_k + \Delta \tau$  являются постоянными и вычисляются по результатам значений функций на предыдущем шаге при  $\tau = \tau_k$ .

Решением уравнения (4) с начальным условием (3) является выражение

$$U_{k+1} = \frac{b}{\sqrt{a_k b}} \operatorname{th}(\sqrt{a_k b} \tau)$$

Решение уравнения (5) сводится к интегралу

$$R_{k+1} = \frac{Ja}{\sqrt{\pi}} \int_{0}^{\tau} \tau'^{-\frac{1}{2}} \left(3 + c_k \tau'\right)^{\frac{1}{2}} d\tau', \tag{6}$$

который относится к классу интегралов от дифференциального бинома. Как доказал П.Л. Чебышев (см., например, [8]), в зависимости от соотношения показателей степени у  $\tau$  и скобки (в нашем случае  $m = -\frac{1}{2}$ , n = 1,  $p = \frac{1}{2}$ ), только три типа интегралов вида (6) можно вычислить в квадратурах. Используя третью чебышевскую замену переменной интегрирования

$$\frac{3}{\tau'} + c_k = z^2,$$

находим с учетом условия (3')

$$R_{k+1} = 1 + \frac{Ja}{\sqrt{\pi}} \left[ \left( 3\tau + c_k \tau^2 \right)^{\frac{1}{2}} + \frac{3}{2\sqrt{c_k}} \ln \left| \frac{\sqrt{3 + c_k \tau} + \sqrt{c_k \tau}}{\sqrt{3 + c_k \tau} - \sqrt{c_k \tau}} \right| \right].$$
(7)

Заметим, что функция (7) справедлива для уменьшения (увеличения) размера пузыря в зависимости от недогрева (перегрева) жидкости.

В случае роста пузыря, зарождающегося на теплоотдающей поверхности, за начальный радиус *r*<sub>0</sub> принимается критический радиус пузыря [9].

Радиус пузыря увеличивается до значения отрывного радиуса. Пузырь отрывается и начинает перемещаться в жидкости. Время  $\tau_k$  до конденсации пузыря пара натрия определяется условием r = 0. Толщина слоя натрия, в котором появляются источники тепла от конденсиру-

ющегося пара, равна 
$$l = \int_{0}^{\tau_{k}} w d\tau$$
.

Источники тепла при конденсации паров натрия составляют

$$q_V = q_F F / V$$

где *F* – площадь верхней поверхности тепловыделяющего слоя; *V* – объем, в котором происходит конденсация паров.

# Определение замыкающих коэффициентов и функций

Распределение температуры теплоносителя по длине трубки теплообменника в одномерном приближении описывается уравнением

$$\rho c_p \left( \frac{\partial T}{\partial \tau} + \chi w \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + B(T^I - T).$$
(8)

Здесь  $T^{I}$  – температура теплоносителя первого контура, определяемая в результате совместного решения уравнений пористого тела с уравнением (8), w – фильтрационная скорость натрия в пористой среде;  $\chi$  – отношение площади кольца теплообменников к суммарной площади проходных сечений трубок теплообменников; B = 2K/R, где K – коэффициент теплопередачи, причем  $1/K = 1/\alpha_1 + \delta_t / \lambda_{st} + 1/\alpha_1$ ; R – радиус трубки. Краевые условия имеют вид

$$T(z,0) = T^0$$
 при  $0 \le z \le l$ ,  
 $T(0,\tau) = T_0(\tau)$  при  $\tau > 0$ ,

$$\partial T(l,\tau) / \partial z + \alpha_{\text{eff}} (T(l,\tau) - T_{\text{out}}) / \lambda = 0$$
 при  $\tau > 0$ .

Если  $G_2(\tau)$  – расход теплоносителя по второму контуру, то скорость *w* в уравнении (8) выражается как

$$w = 6G_2 / (\rho S).$$

Стоки тепла находятся для каждой ячейки.

Для решения задачи используется неявный метод решения уравнений Навье-Стокса в естественных переменных (метод В.К. Артемьева и Н.И. Булеева), разработанный в ГНЦ РФ – ФЭИ [10].

# Программа БРУТ и ее верификация

Проведено сравнение результатов расчета по программе БРУТ с экспериментальными данными. Использованы результаты экспериментов серии *D*, выполненных в лаборатории Sandia в реакторных условиях [11].

Получено достаточно хорошее согласие с экспериментальными данными при значениях недогрева натрия до температуры насыщения, характерных для условий при запроектной аварии с расплавлением АЗ в быстром реакторе.

Выполнена верификация блока расчета естественной конвекции кода БРУТ [12] на основе эксперимента СОРО [13]. Получено удовлетворительное совпадение результатов расчета с экспериментальными данными СОРО.

Проверка расчета теплообмена по программе БРУТ проводилась с использованием экспериментальных данных ГНЦ РФ – ФЭИ по температуре на внутренней и наружной поверхностях стальной стенки [12]. Рассматривался процесс нестационарного теплообмена при охлаждении модели днища корпуса реактора недогретой водой. Соответствующая серия экспериментов выполнена на стенде ИК (имитация кориума). Сравнение результатов расчета по программе БРУТ с экспериментальными данными ГНЦ РФ – ФЭИ подтверждает корректность математической модели и кода БРУТ при расчете теплообмена.

Осуществлена проверка работоспособности блока расчета проплавления внутриреакторных конструкций [12]. В качестве тестовой задачи рассматривалась задача промерзания влажного грунта. Наблюдается хорошее совпадение результатов расчета глубины промерзания грунта по программе БРУТ с теоретическим решением Стефана.

Для проверки правильности расчета температурного поля в тепловыделяющем слое использовалось точное аналитическое решение задачи нестационарной теплопроводности ограниченного цилиндра радиуса R и длиной l с непрерывно действующими источниками тепла, помещенного в среду с переменной во времени температурой, с граничными условиями третьего рода на трех границах, полученное первым автором методом конечных интегральных преобразований в работах [14, 15]. Сравнение результатов расчета по программе БРУТ с результатами расчета с использованием аналитического решения показало, что они практически совпадают.

Выполнена проверка моделирования движения паровых пузырей, конденсации и кипения с использованием экспериментальных данных по исследованию скорости роста паровых пузырей в воде, этаноле и изопропаноле при малых перегревах до 4,9 °C [16]. Решение [7] удовлетворительно описывает экспериментальные данные во всем интервале времен наблюдения. Получено подтверждение корректности решения задачи движения пузыря пара переменной массы в жидкости и моделирования кодом БРУТ движения паровых пузырей, конденсации и кипения.

### Описание результатов расчета возможности удержания расплавленного топлива в реакторах типа БН различной мощности с помощью программы БРУТ

По программе БРУТ выполнен расчет рассматриваемой аварии, при которой происходит полное расплавление ТВС в центре АЗ и частичное расплавление ТВС на ее периферии. Расплавление сборок приводит к образованию двух тепловыделяющих слоев, находящихся на нижней торцевой зоне воспроизводства.

Так как часть TBC не разрушилась, то в качестве подобластей рассматриваются зоны, проницаемые для натрия. На границах разнородных зон необходимо поставить условия сопряжения. Плавление конструкций, находящихся под тепловыделяющими слоями, рассчитывается путем решения задачи Стефана.

Образовавшиеся тепловыделяющие слои разогреваются. Сначала плавится нижняя торцевая зона воспроизводства, а затем происходит медленное плавление коллекторов, которое завершается к моменту времени ~ 36000 с (10 часов). Время проплавления НТЗВ равно 4200 с (~ 1,2 часа). Взаимодействие расплава с коллекторами рассчитывается с учетом стали газовой полости.

На рис. 1 показана зависимость глубины проплавления конструкций от времени. Зависимость температуры основного корпуса на уровне входа в ПТО от времени приведена на рис. 2.



Рис. 1. Зависимость глубины проплавления конструкций от времени



Рис. 2. Зависимость температуры основного корпуса при z = 10,48 м от времени

После проплавления коллекторов начинает плавиться верхняя плита напорной камеры. Время ее проплавления составляет 4800 с (~ 1,3 часа). Затем центральный тепловыделяющий слой перемещается на нижнюю плиту напорной камеры. Фронт плавления останавливается и тепловыделяющий слой начинает остывать. Таким образом, обеспечивается удержание частично разрушенной АЗ в корпусе реактора без его проплавления.

По программе БРУТ выполнен также расчет аварии, при которой происходит разрушение 18 ТВС первого и второго рядов АЗ в реакторе типа БН малой мощности.

Разрушение сборок приводит к образованию тепловыделяющего слоя, находящегося на нижнем торцевом экране. Сначала происходит плавление нижнего торцевого экрана, которое затем прекращается. Максимальная глубина проплавления НТЭ составляет 0,17 м. Достаточно малая глубина проплавления объясняется двухсторонним охлаждением и малым тепловым потенциалом слоя ( $q_V \cdot V$ ).

Фронт плавления останавливается и тепловыделяющий слой начинает остывать. Таким образом, и в данном случае обеспечивается удержание частично разрушенной АЗ в корпусе реактора без его проплавления.

Программа БРУТ использовалась для расчета постулированной тяжелой аварии, при которой происходит полное разрушение ТВС во всей АЗ реактора типа БН малой мощности. Образовавшийся тепловыделяющий слой содержит топливо, воспроизводящий материал верхнего торцевого экрана и сталь.

После проплавления нижнего торцевого экрана, слоя с хвостовиками твэлов и переходниками ТВС, разрушения верхней и нижней решеток камеры высокого давления расплав попадает на поддон. Получено, что тепловыделяющий слой на поддоне остывает.

В соответствии с результатами расчета по программе БРУТ облицовка поддона не плавится. Сталь поддона под облицовкой также не плавится.

#### Определение времени проплавления конструкций в одномерном приближении

*Математическая модель.* Для получения быстрой оценки параметров и, прежде всего, времени проплавления конструкций необходима разработка математической модели, в которой задача решена в одномерном приближении.

*Математическая постановка задачи.* Будем отсчитывать температуру от *ложного нуля*  $T_{out}$ , т.е.  $T_i = \hat{T}_i - T_{out}$ .

Согласно точечной модели температура тепловыделяющего слоя и натрия описывается уравнениями (рис. 3).



Рис. З. Изображение зон при плавлении конструкций:

1 - тепловыделяющий слой; 2 - расплавленная часть зон; 3 - нерасплавленная часть зон; 4 - натрий

$$\frac{dT_1}{dt} + a_1 T_1 - a_1 T_4 = A, (9)$$

$$\frac{dT_4}{dt} + a_2 T_4 - a_3 T_1 = 0, (10)$$

где t – время;  $\mathbf{a}_1 = \frac{k_1 S_1}{\rho_1 c_1 V_1}$ ,  $\mathbf{a}_2 = \frac{k_1 S_1}{\rho_4 c_4 V_4} + \frac{k_4 S_4}{\rho_4 c_4 V_4}$ ,  $\mathbf{a}_3 = \frac{k_1 S_1}{\rho_4 c_4 V_4}$ ,  $A = \frac{q_{V1}}{\rho_1 c_1}$ ;  $V_1$  и  $S_1$  – объем и

площадь охлаждаемой поверхности тепловыделяющего слоя соответственно;  $V_4$  и  $S_4$  – объем и площадь теплопередающей поверхности натрия соответственно;  $q_{V1}(t)$  – плотность остаточного тепловыделения в слое;  $k_1$  и  $k_4$  – коэффициенты теплопередачи;  $\rho_1$ ,  $c_1$  – плотность и теплоемкость слоя соответственно;  $\rho_4$ ,  $c_4$  – плотность и теплоемкость натрия соответственно.

Начальные условия

$$T_1(0) = T_1^0, \quad T_4(0) = T_4^0,$$
 (11)

где  $T_1^0$  и  $T_4^0$  – начальные температуры слоя и натрия соответственно.

Однородная система уравнений первого порядка решена методом исключения одной температуры. Для решения системы уравнений (9), (10) используется метод вариации произвольных постоянных.

После преобразований с учетом (11) найдем

$$\begin{split} T_1 &= \overline{C}_1 e^{\lambda_1 t} + \overline{C}_2 e^{\lambda_2 t} + \frac{A a_2}{a_1 (a_2 - a_3)}, \\ T_4 &= \overline{C}_1 \bigg( \frac{\lambda_1}{a_1} + 1 \bigg) e^{\lambda_1 t} + \overline{C}_2 \bigg( \frac{\lambda_2}{a_1} + 1 \bigg) e^{\lambda_2 t} + \frac{A a_3}{a_1 (a_2 - a_3)}, \\ \lambda_1 &= \frac{-(a_1 + a_2) - \sqrt{D}}{2}, \quad \lambda_2 = \frac{-(a_1 + a_2) + \sqrt{D}}{2}, \quad D = (a_1 - a_2)^2 + 4 a_1 a_3, \\ \overline{C}_1 &= \frac{(\lambda_2 + a_1)(T_1^0 - G_1) - a_1(T_4^0 - G_2)}{\sqrt{D}}, \quad \overline{C}_2 = \frac{a_1(T_4^0 - G_2) - (\lambda_1 + a_1)(T_1^0 - G_1)}{\sqrt{D}}, \\ G_1 &= \frac{A a_2}{a_1 (a_2 - a_3)}, \quad G_2 = \frac{A a_3}{a_1 (a_2 - a_3)}. \end{split}$$

где

Температуры в расплавленной и нерасплавленной частях зон, отсчитываемые от температуры окружающей среды  $T_{\rm out}$ , описываются уравнениями

$$\rho_{2i}c_{2i}\frac{\partial T_2(z,t)}{\partial t} = \lambda_{2i}\frac{\partial^2 T_2(z,t)}{\partial z^2} + q_{Vi} - \frac{2k_{2i}}{R}T_2 = 0, \qquad (12)$$

$$\rho_{3i}c_{3i}\frac{\partial T_3(z,t)}{\partial t} = \lambda_{3i}\frac{\partial^2 T_3(z,t)}{\partial z^2} + q_{Vi} - \frac{2k_{3i}}{R}T_3 = 0,$$
(13)

где z – продольная координата,  $q_{Vi}$  – остаточное тепловыделение в *i*-й зоне ( $i \neq 1$ ).

Начальное условие

$$T_3(z,0) = T^0, \ z_1 < z < z_n.$$
(14)

Граничные условия

$$T_1(t) = T_2(z_1, t), (15)$$

$$T_2(\eta, t) = T_3(\eta, t) = T_m, \tag{16}$$

где где плавления, 
 гемпература плавления стали.

Условие Стефана

$$\lambda_{3i} \frac{\partial T_3(\eta, t)}{\partial z} - \lambda_{2i} \frac{\partial T_2(\eta, t)}{\partial z} = \varepsilon_i \rho_{3i} L_{m, \text{eff}} \frac{d\eta}{dt}, \qquad (17)$$

где  $\varepsilon_i$  – доля стали в *i*-й зоне,  $L_{m.eff}$  – эффективная теплота плавления.

Граничное условие в точке  $z_n$ 

$$\lambda_{3n} \frac{\partial T_3(z_n, t)}{\partial z} + k_n T_3(z_n, t) = 0, \tag{18}$$

где  $k_n$  – коэффициент теплопередачи.

На стадии нагревания до плавления зон задача (13)–(15) (с заменой индекса 2 на индекс 3 в правой части), (18) решается численно методом прогонки [17]. На стадии плавления задача (12), (13), (15)–(18) решается следующим образом: в нерасплавленной зоне температура определяется правой прогонкой, в расплавленной зоне расчет осуществляется по левой прогонке.

По программе БРУТ – О, разработанной на основе одномерной математической модели, выполнен расчет аварии, при которой происходит полное расплавление ТВС в центре АЗ и частичное расплавление ТВС на ее периферии. Получено, что время достижения расплавом верхней плиты напорной камеры, рассчитанное по программе БРУТ – О, на 10 % меньше, чем аналогичное время, определенное по программе БРУТ.

#### Заключение

Впервые разработана достаточно полная математическая модель для расчетного анализа тяжелых запроектных аварий в быстрых реакторах с натриевым охлаждением, которая реализована в программе БРУТ. В соответствии с результатами расчетного анализа по программе БРУТ при рассмотренных в данной работе авариях расплавленное топливо удерживается в корпусе реактора, не разрушая его.

Разработана одномерная математическая модель, на основе которой создана программа БРУТ – О. Получено, что время достижения расплавом верхней плиты напорной камеры, рассчитанное по программе БРУТ – О, на 10 % меньше, чем аналогичное время, определенное по программе БРУТ.

**Обозначения:**  $A_z^0, A_r^0$  – компоненты тензора объемного сопротивления, м<sup>-1</sup>; *b* – коэффициент анизотропии инерционных сил; *c* – относительная концентрация; *c<sub>p</sub>* – изобарная теплоемкость, Дж/(кг·К); *d* – диаметр, м; *g* – ускорение свободного падения, м/c<sup>2</sup>; *h* – толщина слоя, м; *K* – коэффициент теплопередачи, BT/(M<sup>2</sup>·K); *L* – теплота фазового перехода, Дж/кг; *l* – длина трубки, м; *N* – нормаль; *p* – давление, Па; *Q* – источники (стоки) тепла при изменении агрегатного состояния компонент и стоки тепла в зоне с теплообменниками, *Q<sub>V</sub>* – мощность источников тепла, BT/м<sup>3</sup>; *q<sub>F</sub>* – средняя плотность теплового потока с поверхности тепловыделяющего слоя в натрий, BT/м<sup>2</sup>; *R* – радиус, м; *r* – поперечная координата и радиус, м; *S* – площадь кольца теплообменников, м<sup>2</sup>; *T* – температура, К; *T*<sub>out</sub> – температура окружающей среды, К; υ – скорость, м/с; |υ| – модуль скорости, м/с; υ<sub>z</sub>, υ<sub>r</sub> – продольная и поперечная компоненты скорости, м/с; *w* – фильтрационная скорость теплоносителя, м/с; *z* – продольная координата, м; α – коэффициент теплоотдачи, Bт/(м<sup>2</sup>·K); δ – доля осевших частиц; δ<sub>0</sub> – доля частиц, не попавших в слой; ε – пористость; ε<sub>eff</sub> – приведенная степень черноты; η – продольная координата точек фронта плавления и координата точек фронта плавления крупинки, м; λ – коэффициент теплопроводности, Bт/(м·К); μ – коэффициент динамической вязкости, Па с; ξ – поперечная координата точек фронта плавления, м;  $\rho$  – плотность, кг/м<sup>3</sup>;  $\sigma_{SB}$  – постоянная Стефана-Больцмана, Вт/(м<sup>2</sup>·K<sup>4</sup>);  $\tau$  – время, с;  $\Delta \tau$  – шаг по времени, с.

**Индексы:** B – кипение, con – стесненный, eff – эффективный, f – жидкость, m – плавление, mix – смесь, sod – натрий, st – сталь, t – трубка, 0 – начальный.

# Список литературы

- 1. Кащеев М.В., Кузнецов И.А. Математическое моделирование удержания расплавленного топлива в корпусе быстрого реактора при тяжелой аварии. Математическая модель // ТВТ. 2009. Т. 47. № 4. С. 627–632.
- Кащеев М.В., Ашурко Ю.М. Исследование возможности удержания расплавленного топлива в быстром реакторе при тяжелой аварии // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2014. – № 1. – С. 88–98.
- 3. Субботин В.И. и др. Решение задач реакторной теплофизики на ЭВМ. М.: Атомиздат, 1979. 144 с.
- 4. Горбис З.Р. Теплообмен и гидромеханика дисперсных сквозных потоков. М.: Энергия, 1970. 424 с.
- 5. Кащеев М.В. Моделирование стратификации компонент кориума при тяжелой аварии // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2002. № 3. С. 3–13.
- 6. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Высшая школа, 1967. 600 с.
- 7. Кащеев М.В. Движение парового пузыря переменной массы в жидкости: Препринт № 3246. Обнинск: ФЭИ, 2014. 10 с.
- 8. Фихтенгольц Г.М. Курс дифференциального и интегрального исчисления. М.: Наука, 1969. Т. 2. 800 с.
- 9. Лабунцов Д.А., Ягов В.В. Механика двухфазных систем: Учебное пособие для вузов. М.: Издательство МЭИ, 2000. 374 с.
- 10. Артемьев В.К. Вариант неявного метода для решения системы уравнений Навье-Стокса в естественных переменных: Препринт № 1962. Обнинск: ФЭИ, 1989. 22 с.
- 11. Lipinski R.J., Gronager J.E., Schwarz M. Particle bed heat removal with subcooled sodium: D-4 results and analysis // Nuclear Technology. 1982. Vol. 58. № 3. P. 369–378.
- 12. Кащеев М.В., Кузнецов И.А. Математическое моделирование удержания расплавленного топлива в корпусе быстрого реактора при тяжелой аварии. Результаты расчета по программе БРУТ // ТВТ. – 2009. – Т. 47. – № 5. – С. 765–770.
- Kymalainen O. et. al. Heat Flux Distribution from a Volumetrically Heated Pool with High Rayleigh Number // Proceedings of 6th International Topical Meeting on Reactor Thermal-Hydraulics. – Grenoble, France: – 5-8 Oct. 1993. – Vol. 1. – P. 47–53.
- 14. Кащеев М.В. Решение задачи теплопроводности для кольцевого цилиндра конечных размеров с внутренними источниками тепла // Теплоэнергетика. 2011. № 2. С. 71–73.
- 15. Кащеев М.В. Пять тестовых задач: Препринт № 3150. Обнинск: ФЭИ, 2009. 25 с.
- Florschuetz L.W., Henry C.L. and Khan A. Rashid. Growth rates of free vapor bubbles in liquids at uniform superheats under normal and zero gravity conditions // Int. J. Heat Mass Transfer. – 1969. – Vol. 12. – № 11. – P. 1465–1489.
- 17. Самарский А.А., Вабищевич П.Н. Вычислительная теплопередача. М.: Едиториал УРСС, 2001. 784 с.

# Оценка характеристик внутренней самозащищенности быстрого натриевого реактора в аварии с потерей принудительной циркуляции теплоносителя

Бочкарев А.С., Корсун А.С., Харитонов В.С., Алексеев П.Н. Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ», Москва

### Введение

Среди требований, предъявляемых к перспективным ЯЭУ, одним из важнейших является обеспечение безопасности. Безопасность ЯЭУ достигается за счет принятия ряда организационных, технических и правовых мер. Говоря о технических мерах, необходимо выделить требование к наличию у проектируемых перспективных ЯЭУ развитого свойства внутренней самозащищенности, которое регламентируется Приказом Ростехнадзора [1], как свойство обеспечивать безопасность на основе естественных обратных связей, процессов и характеристик. При этом организация развитого свойства самозащищенности, разумеется, не исключает использование дополнительных активных и пассивных средств обеспечения безопасности и конструкционных элементов реактора. Целью развития в реакторе свойства внутренней самозащищенности является достижение реактором такого состояния защищенности, при котором любая комбинация исходных событий, инициирующих аварийную ситуацию, не приводит к нарушению целостности барьеров безопасности станции. При этом среди исходных событий могут быть как внутренние, «возникающие при отказах элементов AC...», так и внешние воздействия, возникающие в результате «воздействия характерных для площадки AC природных явлений и деятельности человека...», включая терроризм [1]. Поскольку согласно [1] «для запроектных аварий, которые не исключены на основе свойств внутренней самозащищенности реактора и принципов его устройства, независимо от их вероятности, должны быть разработаны организационные меры по управлению такими авариями», возникает необходимость расчетного моделирования таких маловероятных аварий и их последствий. Возникает потребность в проектировании и внедрении дополнительных технических средств, требующих расчетного обоснования. Все это приводит к увеличению затрачиваемых временных и материальных ресурсов. Усиление свойства внутренней самозащищенности актуально тем, что может позволить исключить возникновение запроектных аварий и их наложений, что в свою очередь может исключить необходимость принятия любых дополнительных организационных, технических и правовых мер по отношению к подобным ситуациям не только на стадии эксплуатации установки, но и на стадии ее проектирования.

**ULOF.** *Исходные события. Возможные последствия.* Выделяется несколько видов аварий, которые могут привести к недопустимым последствиям, если не принять соответствующие организационные и технические меры: ULOF, ULOHS, UTOP, ULOCA. Целью настоящей работы было на основании результатов расчетного исследования реактора в аварии типа ULOF выявить количественные критерии, характеризующие динамику протекания исследуемых переходных процессов, и выработать комплекс ограничений к предложенным критериям, соблюдение которых позволит пройти аварию типа ULOF без превышения предельно допустимых температур критических компонентов реактора.

ULOF является запроектной аварией, которая может привести к плавлению компонентов активной зоны, кипению теплоносителя и реализации положительного НПЭР, нежелательному изменению конфигурации активной зоны и, соответственно, нарушению целостности барьеров безопасности станции. Инициировать ULOF могут различные исходные события такие, как потеря электропитания ГЦН, обесточивание станции, заклинивание ротора ГЦН и повреждение вала ротора ГЦН. Все перечисленные исходные события могут сопровождаться: отказом систем аварийной защиты, дополнительных источников питания, потерей теплосъема за счет отключения турбогенератора или остановки насосов второго и/или третьего контуров, заклинивание клапанов систем аварийного отвода тепла, реализацией положительной реактивности за счет перемещения газового пузыря, извлечения стержней СУЗ, перекрытия проходного сечения ТВС и так далее.

Согласно [1], «при проектировании систем (элементов) АС и РУ должно отдаваться предпочтение системам (элементам), устройство которых основано на пассивном принципе

действия и свойствах внутренней самозащищенности ..., а также на реализации принципа безопасного отказа». Для смягчения протекания ULOF за счет свойств внутренней самозащищенности и пассивных систем обеспечения безопасности применяются средства, различные по характеру воздействия на динамику протекания аварийного процесса: средства увеличения инерционности подвижных частей ГЦН; средства обеспечения временного электропитания за счет выбега подвижных частей электрогенератора; средства уменьшения гидравлического сопротивления контура; термомеханические [2] и другие пассивные средства воздействия на реактивность, которые можно рассматривать, как дополнительные естественные обратные связи; пассивные системы аварийного отвода тепла.

В настоящей работе представлены результаты расчетного исследования, проведенного с помощью одномерного расчетного кода DYANA [3–6]. Расчетные значения температур и расхода натрия первого контура показали в удовлетворительное согласие [6] с результатами расчетного эксперимента в рамках бенчмарка реактора PHENIX.

### 1. Расчетный анализ ULOF

При обесточивании станции или при потере электропитания ГЦН, происходит плавное снижение расхода теплоносителя первого контура за счет механического выбега ГЦН. При этом величина выбега (время выбега) при отключении всех ГЦН достаточна для обеспечения отвода остаточного тепловыделения реактора (при условии срабатывания аварийной защиты) без превышения предельных значений температур критических компонентов активной зоны (топливо, теплоноситель, но в основном оболочки твэл, а для водяных реакторов важно учитывать снижение запаса до кризиса теплообмена и начала паро-циркониевой реакции). Кроме того, проектом станции также обычно предусмотрены альтернативные источники питания (дизельные генераторы, батареи, ...), обеспечивающие эффективную работу ГЦН в режиме отвода остаточного тепловыделения в случае обесточивания (обычно на пониженном расходе относительно номинального, 5–6 % [7]. ЕЦ теплоносителя первого контура организуется при одновременном обесточивании ГЦН и отказе альтернативных источников питания. Наиболее опасна ситуация с заклиниванием ГЦН. Даже при заклинивании одного из ГЦН возможно превышение допустимой температуры оболочек твэлов.

Динамика протекания аварии типа ULOF зависит не только от комбинации исходных событий, инициирующих аварию, но и от начальных условий, характеризующих режим работы реактора, определяющих значения его рабочих параметров в момент перед началом аварии. К таким параметрам относятся мощность реактора, положение стержней СУЗ и прочее.

В данном разделе представлены результаты расчетного анализа аварии типа ULOF для реактора типа БН мощностью 1200 МВт (эл.) с МОХ-топливом. В качестве исходных событий, инициирующих ULOF, отдельно рассматриваются заклинивание ГЦН и полная потеря электропитания ГЦН с одновременным отказом аварийной защиты и систем аварийного отвода тепла в обоих случаях. Предполагается, что оборудование второго контура при этом работает в штатном режиме. Начальный уровень мощности составляет 100 % номинальной.

Во-первых, необходимо выявить условия, при которых возможно нарушение целостности барьеров безопасности станции. Здесь барьерами безопасности являются: топливная матрица, стальная оболочка твэла, корпус реактора с корпусами оборудования и трубопровода первого контура, корпуса оборудования и трубопроводов второго контура, герметичная оболочка (контейнмент). В качестве критериев целостности перечисленных выше барьеров безопасности используются предельно допустимые температуры критических компонентов реактора: топливо, оболочка твэла, теплоноситель и корпус реактора. В качестве предельно допустимой температуры топлива используется его температура плавления, поскольку плавление топлива инициирует повышение давления ГПД под оболочкой и фазовое распухание топлива, что может привести к разгерметизации твэла. В качестве предельно допустимой температуры оболочки твэла используется значение, определяемое из предела прочности твэла, который зависит от ряда факторов. В качестве предельно допустимой температуры теплоносителя (натрия) используется его температура кипения, поскольку при кипении натрия возможна реализация положительной реактивности в случае неотрицательного значения НПЭР. В качестве предельно допустимой температуры корпуса реактора используется значение, определяемое из условий НДС корпуса. Выбранные значения критериев обсуждаются ниже. Значения всех используемых в расчетном анализе критериев целостности барьеров безопасности указаны в таблице 1.

Таблица 1

Компонент	Значение критерия, К
Теплоноситель	1153
Оболочка твэл	1073
Топливо	3023
Корпус реактора	1023

Температурные критерии (предельно допустимые температуры критических компонентов реактора)

На рис. 1 и 2 изображены выбеги максимальных температур компонентов активной зоны при полной потере принудительной циркуляции теплоносителя в случае заклинивания всех ГЦН и в случае потери электропитания всех ГЦН, соответственно. Наиболее опасной ситуацией является заклинивание насосов (рис. 1), инициирующие превышение предельно допустимой температуры оболочек твэлов на 8 секунде переходного процесса, кипение натрия при этом начинается на 15 секунде. Потеря электропитания ГЦН инициирует превышение предельно допустимой температуры оболочек твэлов (1073 К) на 9 секунде переходного процесса (рис. 2), кипение натрия при этом начинается на 15 секунде. Для аварии типа ULOF характерно нарушение критерия целостности барьеров безопасности по превышению предельно допустимой температуры оболочки твэла.



Рис. 1. Максимальные температуры топлива, оболочки и натрия в аварии с заклиниванием ГЦН



Рис. 2. Максимальные температуры топлива, оболочки и натрия в аварии с полной потерей принудительной циркуляции теплоносителя

Далее рассмотрим, каким образом изменяется максимальная температура оболочек твэлов при изменении различных параметров ЯЭУ, важных для обеспечения в ней развитого свойства самозащищенности.

При уменьшении гидравлического сопротивления первого контура режим протекания аварии с потерей принудительной циркуляции теплоносителя смягчается. Значения выбега максимальной температуры оболочек твэл снижаются до допустимого значения при достижении гидравлического сопротивления 0,804 $\Delta$ P0 и 0,9 $\Delta$ P0 при заклинивании и потери электропитания ГЦН соответственно (рис. 3). Для обеспечения целостности барьеров безопасности реактора на основе его развитого свойства самозащищенности необходимо, чтобы предельно допустимые температуры оболочек твэлов не превышалась даже при самой маловероятной и наиболее опасной комбинации исходных событий, инициирующих аварию типа ULOF. В данном случае такой комбинацией является заклинивание всех ГЦН реактора. Из рис. 4 видно, что при уменьшении гидравлического сопротивления первого контура до 0,804 $\Delta$ P0 требование сохранения целостности барьеров безопасности соблюдается.



Рис. З. Значения выбега максимальных температуры оболочек твэл в зависимости

от гидравлического сопротивления первого контура в случаях потери электропитания ГЦН и заклинивания ГЦН



Рис. 4. Максимальные температуры топлива, оболочки и натрия в аварии с заклиниванием ГЦН при уменьшенном значении гидравлического сопротивления первого контура

Условие сохранения целостности барьеров безопасности можно также сформулировать через количественные критерии, характеризующие динамику протекания переходного процесса. В качестве таких критериев рекомендуется принять уровень установившейся ЕЦ натрия первого контура FEЦ, величину провала расхода теплоносителя ΔF ниже уровня EЦ в установившемся

Таблица 2

режиме (рис. 5) и время выхода из этого провала на установившийся уровень ЕЦ  $\Delta \tau$ . В рассматриваемом случае на эти величины необходимо наложить ограничения, соблюдение которых позволит пройти аварию типа ULOF без превышения предельно допустимых температур критических компонентов реактора.

На рис. 5 представлены зависимости относительного расхода натрия при заклинивании всех ГЦН для номинального  $\Delta P0$  и

Требования к критериям, определяющим характер протекания переходного процесса в аварии типа ULOF с заклиниванием ГЦН

Критерий	Ограничение
$\Delta \tau$	Не более 101 с
$\Delta F$	Не более 0,03 отн. ед.
F <sub>EЦ</sub>	Не менее 0,07 отн. ед.

уменьшенного значения гидравлического сопротивления первого контура 0,804ΔP0, при котором не наблюдается превышения предельно допустимой температуры оболочек твэл и кипения натрия (рис. 4). Запас до кипения натрия составляет 90°. Исходя из рис. 5, для критериев рекомендуются значения, представленные в таблице 2.

При увеличении времени выбега ГЦН режим протекания аварии типа ULOF с потерей электропитания ГЦН смягчается. Значения выбега максимальной температуры оболочек твэл при потере электропитания ГЦН снижаются до допустимого значения при достижении времени выбега ГЦН значения 1,8т0 (рис. 6). В данном случае рассматривается только случай с потерей электропитания ГЦН, поскольку очевидно, что при заклинивании ГЦН увеличение времени выбега ГЦН неэффективно.



Рис. 5. Изменение расхода натрия в аварии с заклиниванием ГЦН при различных значениях сопротивления первого контура



Рис. 6. Значения выбега максимальных температуры оболочек твэл в зависимости от времени выбега ГЦН в случаях потери электропитания ГЦН

Таблица 3

Требования к критериям, характеризующим динамику протекания переходного процесса в аварии типа ULOF с потерей электропитания ГЦН

Критерий	Ограничение
$\Delta \tau$	Не более 101 с.
$\Delta F$	Не более 0,015 отн. ед.
F <sub>EЦ</sub>	Не менее 0,053 отн. ед.

Из рис. 7 видно, что при увеличении времени выбега ГЦН до значения 1,8т0 требование сохранения целостности барьеров безопасности соблюдается.

На рис. 8 представлены зависимости относительного расхода натрия при потере электропитания всех ГЦН для номинального времени выбега т0 и увеличенного значения времени выбега 1,8т0, при котором не наблюдается превышения

предельно допустимой температуры оболочек твэлов и кипения натрия (рис. 7). Запас до кипения натрия составляет 65°. Исходя из рис. 8, в таблице 3 приведены рекомендуемые ограничения, соблюдение которых позволит пройти аварию типа ULOF с потерей электропитания ГЦН без превышения предельно допустимых температур критических компонентов реактора.

Необходимо отметить, что при соблюдении рекомендуемых ограничений на критерии, характеризующие протекание аварии типа ULOF, требование целостности барьеров безопасности соблюдается для любой из рассмотренных комбинаций исходных событий, инициирующих аварию.



Рис. 7. Максимальные температуры топлива, оболочки и натрия в аварии с потерей электропитания ГЦН при увеличении времени выбега ГЦН



Рис. 8. Изменение расхода натрия в аварии с потерей электропитания ГЦН при различных значениях времени выбега ГЦН

# 2. Обсуждение результатов

Следует обратить внимание, что при выполнении данного расчетного исследования не учитывался ряд факторов, которые могут иметь существенное влияние на динамику рассмотренных переходных процессов.

Во-первых, не учитывался сброс тепла через САОТ путем теплопроводности через стенки АТО при отказе гидравлических клапанов АТО. Это возможно при условии организации ЕЦ в промежуточном контуре САОТ и срабатывания системы открытия шиберов ВТО, которая может быть основана как на пассивном, так и на активном принципе действия. Кроме того, возможна организация локальных контуров ЕЦ натрия первого контура через входные окна АТО. Таким образом, рекомендуемые в работе ограничения на характерные величины могут быть завышенными.

Во-вторых, рекомендуемое значение максимально допустимой температуры оболочки твэла носит довольно консервативный и оценочный характер. Это значение в грубом оценочном приближении может определяться пределом прочности твэла, зависящим от времени и от ряда факторов, характерных для реактора конкретного типа. Кроме того, что твэлы находятся в условиях длительного воздействия радиации и коррозии, говоря о быстром натриевом реакторе, необходимо также отметить такие характерные параметры как высокая энергонапряженность, высокие температуры, глубокое выгорание и радиационное изменение свойств конструкционных материалов, что в совокупности приводит к выходу из топлива значительного объема ГПД. Это приводит к росту давления под оболочкой до нескольких МПа (не более 10,5 МПа к концу кампании) в то время как давление на оболочку со стороны натрия более чем на порядок ниже (0,5 МПа). Очевидно, что давление со стороны натрия практически не компенсирует давление под оболочкой. К тому же при определенных значениях выгорания, конкретных для каждой из компоновок, происходит физический контакт топлива с оболочкой, что создает дополнительные механические напряжения. Все эти факторы в итоге могут привести к нарушению целостности оболочки твэла, в результате чего радиоактивные продукты деления и топливо попадут в теплоноситель. Их концентрация должна быть меньше некоторого предельно допустимого значения, которое в итоге и должно определять предельно допустимую температуру оболочки твэлов. Таким образом, критерий безопасности и работоспособности по оболочке определяется пределом прочности твэла и предельно допустимой концентрацией ПД в теплоносителе. При эксплуатации реактора допустима разгерметизация некоторого количества твэлов (до 1 %) [8], если концентрация ПД в теплоносителе не превышает предельно допустимого значения [9]. Допустимое количество разгерметизированных твэлов в целом зависит от характера разрушения (дефект изготовления, взаимодействие топлива с оболочкой, высокое давление ГПД под оболочкой, усугубляемое радиационной ползучестью и распуханием топлива), выгорания топлива, НДС оболочки, дальнейшего поведения твэла и его расположения в активной зоне. Следует отметить, что при выходе ГПД из твэл в центральной части активной зоны реализуется максимальный положительный НПЭР.

Принимая в качестве предельно допустимой температуры MOX-топлива температуру его плавления, необходимо учитывать, что при работе реактора в режиме нормальной эксплуатации и аварийных режимах допустимо некоторое подплавление топлива, которое не приводит к превышению допустимых концентраций ПД в теплоносителе.

При выборе в качестве критерия безопасности и работоспособности для теплоносителя его температуру кипения также необходимо учитывать, что локальное кипение натрия тоже допустимо в определенных пределах. В реакторах большой мощности интенсивное кипение натрия в центральной части активной зоны вероятнее всего инициирует внесение положительной реактивности более 1  $\beta_{3\phi\phi}$  и, соответственно, резкое увеличение мощности. Однако устойчивое кипения натрия в верхней части активной зоны допустимо (поскольку, скорее всего, внесет отрицательную реактивность), но до тех пор, пока можно утверждать, что кипение не распространится в центральную часть активной зоны. Однако процесс кипения натрия в большинстве случаев крайне нестабилен, и малейшее изменение в балансе между тепловыделением и теплоотводом может вызвать интенсивное распространение процесса кипения из верхней части активной зоны в центральную [10].

Перечисленные критерии и другие не являются независимыми и в конечном итоге среди прочего определяются допустимым количеством разгерметизированных твэлов, а значит предельной концентрацией ПД в теплоносителе.

В-третьих, в проведенном расчетном исследовании предполагалось, что второй и третий контуры и все их оборудования работают в штатном режиме в течение всего переходного процесса. Также предполагалось отсутствие несанкционированного ввода положительной реактивности (например, за счет извлечения стержней СУЗ, образования и перемещения газового пузыря по активной зоне, перекрытия проходного сечения TBC и так далее). Развитое свойство самозащищенности предполагает сохранение целостности барьеров безопасности при любой комбинации исходных событий, инициирующих аварию. Поэтому для формулировки расширенных требований к предложенным авторами характерным параметрам следует провести расчетный анализ при максимальном наложении аварий типа ULOF, UTOP, ULOCA и ULOHS. Разработанные на основе подобного исследования требования могут быть существенно выше предложенных в данной работе. Однако наложение аварий может и смягчить прохождение аварий за счет раннего срабатывания термомеханических обратных связей. Это возможно, например, в случае наложения ULOF+ULOHS, если температура натрия на входе в активную зону увеличится достаточно быстро, вызвав температурное расширение нижней опорной плиты, и внося тем самым значительную отрицательную реактивность. Основная положительная реактивность вносится практически мгновенно при снижении температуры топлива за счет эффекта Доплера, также незначительный вклад вносится за счет эффекта аксиального расширения топлива. В отличие от вышеперечисленных эффектов, эффект расширения опорной плиты, а также другие термомеханические эффекты (расширение платиков на головках ТВС, удлинение штанг СУЗ, расширение активной зоны) носят инерционный характер, поскольку для того, чтобы они имели место, необходимо увеличение температуры вне активной зоны. Таким образом, чтобы эти эффекты были эффективны в аварии типа ULOF, необходимо уменьшить время их отклика (например, напрямую связать с температурой натрия на выходе из активной зоны). При определенных условиях температура натрия на входе может уменьшаться (ULOF+OVC), что инициирует внесение дополнительной положительной реактивности. Некоторые эффекты, нереализующиеся в начале переходного процесса, могут дать о себе знать через сотни секунд с начала переходного процесса. Так, например, увеличение температуры корпуса реактора инициирует расширение его стенок, что в свою очередь способствует частичному извлечению стержней СУЗ из активной зоны и, соответственно, внесению положительной реактивности. Так как охлаждение корпуса происходит по отдельным «извилистым» каналам, связанным с натрием на входе в активную зону, вышеупомянутый эффект проявляется через 200-400 секунд [10] после начала переходного процесса и не является определяющим в аварии типа ULOF. Однако, этот эффект потенциально может вызвать очередной выбег температур критических компонентов реактора.

#### Заключение

Проведен расчетный анализ поведения реактора типа БН мощностью 1200 МВт (эл.) с МОХ-топливом в авариях типа ULOF при заклинивании всех ГЦН и потере электропитания всех ГЦН с одновременным отказом аварийной защиты и систем аварийного отвода тепла в обоих случаях. Выявлено, что наиболее опасной ситуацией, сопровождающейся превышением предельно допустимой температуры оболочек твэл и возможным закипанием натрия, является потеря принудительной циркуляции теплоносителя первого контура, связанная с заклиниванием всех ГЦН. Оценена эффективность таких мер ослабления аварии типа ULOF, как уменьшение гидравлического сопротивления первого контура и увеличение времени выбега ГЦН. На основе проведенных оценок, выработаны рекомендации к требуемым значениям указанных выше варьируемых параметров с целью повышения внутренней самозащищенности реактора типа БН-1200. Предложен набор количественных теплогидравлических критериев, характеризующих динамику протекания рассмотренных переходных процессов: величина провала расхода теплоносителя ∆F ниже уровня ЕЦ в установившемся режиме (рис. 5) и время выхода из этого провала на установившийся уровень ЕЦ  $\Delta \tau$ . На основании полученных результатов выработан комплекс ограничений, соблюдение которых позволит пройти аварию типа ULOF без превышения предельно допустимых температур критических компонентов реактора (таблицы 2, 3). Для формулировки расширенных и уточненных требований к предложенным критериям, отвечающим наличию у реактора развитого свойства самозащищенности, необходимо провести расчетный анализ наложений аварий ULOF, UTOP и ULOHS с учетом неопределенностей, учесть отвод через САОТ путем теплопроводности через стенки АТО и уточнить значения температурных критериев целостности барьеров безопасности, включая корпус реактора.

# Список литературы

- 1. Приказ Ростехнадзора от 17.12.2015 № 522 «Об утверждении федеральных норм и правил в области использования атомной энергии «Общие положения обеспечения безопасности атомных станций» (вместе с «НП-001-15. Федеральные нормы и правила...»)
- 2. Алексеев П.Н., Бученков А.В., Виноградова Е.В., Морозов А.Г., Субботин Г.А. Сравнительный анализ динамики быстрого реактора с гомогенной и гетерогенной активными зонами. ИАЭ-4656/4.
- 3. Бочкарев А.С., Алексеев П.Н. Потенциал внутренней самозащищенности реактора // Ядерная физика и инжиниринг. – 2013. – Т. 4. – № 5. – С. 429.
- Алексеев П.Н., Бочкарев А.С., Корсун А.С., Харитонов В.С. Моделирование теплогидравлических процессов в системах пассивного отвода тепла в быстрых натриевых реакторах // Вестник Национального исследовательского ядерного университета МИФИ. – 2014. – Т. 3. – № 3. – С. 362.
- 5. Aleksey Bochkarev, Pavel Alekseev. Methodology for Inherent Safety Analysis of Fast Reactors Technical Presentation. ICONE22-31269, 2014
- 6. Bochkarev A.S., Alekseev P.N. et al. Inherent safety analysis of fast reactors. XIV International Conference NPP Safety and Personnel Training. Russia, Obninsk, November 25-27, 2015.
- 7. Floyd E. Dunn. Natural Circulation Performance of the AFR-300 Advanced Fast Reactor.
- 8. Inyutin E.I. Состояние работ по быстрым реакторам в СССР на апрель 1980.
- 9. Чуев В.В. Поведение конструкционных материалов в спектре нейтронов быстрого реактора большой мощности. Докторская диссертация.
- Schikorr M., Bubelis E., Carluec B., Champigny J. Assessment of SFR reactor safety issues. Part I: Analysis of theunprotected ULOF, ULOHS and UTOP transients for the SFR(v2b-ST) reactor design and assessment of the efficiency of a passive safety system for prevention of severe accidents. Nuclear Engineering and Design 285 (2015) 249–262.

# Определение скоростей теплоносителя в каналах активной зоны реактора в рабочих режимах по температурным измерениям

Голуб Е.В., Сорокин А.П.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Определение скоростей теплоносителя в каналах активной зоны реактора представляет интерес как важный теплогидравлический параметр, определяющий тепловой баланс канала.

Работа проведена по результатам внутриреакторного температурного контроля трехпетлевого реактора – стенда КМ-1 с ТЖМТ. Контролировался массив стандартных каналов, удаленных от нестандартных каналов периферии и стержней СУЗ не менее чем на два шага (рис. 1).



Рис. 1. Картограмма расположения термопар на выходе активной зоны

Были выбраны базовые режимы, отличающиеся мощностью и моментом энерговыработки при условии отклонения относительных расходов по петлям от среднего в пределах ± 15 %. Относительные расходы *Кg*<sub>i</sub>э в каналах были оценены по формуле для изолированных ка-

налов [1]:

$$Kg_{i_{2}} = \frac{Kr_{i}}{Kt_{i_{2}}},\tag{1}$$

где  $Kr_i$  – относительное энерговыделение в канале *i* (физ. расчет);  $Kt_{i_3} = \frac{T_{i_3} - T_{_{\rm BX}}}{\overline{T} - T_{_{\rm BX}}}$  – относитель-

ный подогрев теплоносителя в канале i;  $\overline{T}$ ,  $T_{\text{вх}}$ ,  $T_{i_2}$  – средняя температура теплоносителя на выходе из активной зоны, температура теплоносителя на входе в активную зону, контролируемая температура теплоносителя на выходе из канала i, соответственно.

Входящий в формулу относительный подогрев теплоносителя в канале, является экспериментально определяемой величиной, т.е. растечки, если они есть, учтены в относительных расходах.

Ставить знак равенства между относительными расходами и относительными средними скоростями теплоносителя в каналах возможно только в случае равенства проходных сечений. В работающем реакторе, в силу термодеформаций элементов а.з. и технологических неопределенностей в пределах допусков, это не допустимо.

Как известно, массовый расход определяется скоростью в канале ( $W_i$ ), проходным сечением ( $F_i$ ), и плотностью теплоносителя ( $\rho_i$ ):  $G_i = W_i F_i \rho_i$  – относительный массовый расход (определяемый в эксперименте по формуле (1)), можно представить произведением относительного эффективного проходного сечения на относительную среднюю скорость теплоносителя в канале:

$$Kg_{i_3} = \frac{G_i}{\overline{G}_{a_3}} = \frac{W_i f_i}{\overline{W}_{a_3} \overline{f}_{a_3}} = K_w K_f.$$
<sup>(2)</sup>

Контролируемые в экспериментах подогревы согласно (1):

$$Kt_{i_3} = \frac{Kr_i}{Kg_{i_3}}.$$
(3)

При небольшом отклонении относительного расхода  $\delta Kg_i$  от расчетного значения относительный подогрев  $K_i$  в канале *i* как функцию расхода можно представить в виде:

$$Kt_i(Kg_{pi} + \delta Kg_i) = \frac{Kr_i}{Kg_i + \delta Kg_i}.$$
(4)

При разложении в ряд Тейлора и ограничении линейными членами:

$$\delta K_{Ti}/K_{Tip} \approx -\delta K g_i/K g_i \approx -\delta G_i/G_{pi} \sim -\frac{\delta f_i}{f_{\Pi}}$$
<sup>(5)</sup>

где  $\delta G_i = G_{3i} - G_{pi}$  – неопределенность расхода (отклонение от расчетного значения);  $G_{pi}$ ,  $G_{3i}$  – расчетное и экспериментальное значение расхода, соответственно, в канале i;  $\delta f_i = f_{3i} - f_{pi} -$ отклонение проходного сечения в температурных условиях режима работы реактора от проектного значения;  $f_{pi}$  – проектное значение проходного сечения;  $f_{2i}$  – реализовавшееся значение проходного сечения.

Таким образом, обозначается регрессионная связь относительных отклонений подогревов теплоносителя от расчетных значений с относительными отклонениями проходных сечений каналов от проектных значений.

В предположении сохранения проектного проходного сечения каналов относительный радиальный расход,  $Kg\left(\frac{r_i}{R}\right)$ , был получен обработкой методом наименьших квадратов (МНК)

относительных расходов  $Kg_{i2}$ , свернутых на радиус:

$$MHK\left[Kg_{i9}\left(\frac{r_i}{R}\right)\right] \to Kg\left(\frac{r_i}{R}\right).$$
(6)

Обработка МНК усредняет случайные отклонения относительно линии регрессии. В работе [2] показано, что распределение расходов по а.з. для базовых режимов достаточно точно

описывается параболой вращения с полученной образующей  $Kg\left(\frac{r_i}{R}\right)$ .

По полученным значениям  $Kg\left(\frac{r_i}{R}\right)$  рассчитаны расчетные подогревы  $Kt_{ip}$  в предположе-

нии сохранения проектного значения проходного сечения в рабочем режиме РУ.

В каждом *j*-м базовом эксперименте были рассчитаны коэффициенты корреляции относительных энерговыделений в каналы и подогревов в них:

- с экспериментальными подогревами –  $Kt_{i_2}$  (обозначено как  $KK[Kr_i \Leftrightarrow Kt_{i_2}])$ ,

- с подогревами, рассчитанными в предположении проектных проходных сечений – с *К*<sub>*t*<sub>*i*</sub>р</sub> (обозначено как КК[ $Kr_i \Leftrightarrow Kt_{ip}$ ]).

Результаты приведены в таблице.

В первом столбце таблицы приведен номер эксперимента.

№ эксперимента	$\mathrm{KK}[Kr_i \Leftrightarrow Kt_{i3}]_j$	$\mathrm{KK}[Kr_i \Leftrightarrow Kt_{ip}]_j$	$\mathrm{KK}\left[\mathrm{Kr}_i \Leftrightarrow \left(\frac{d\mathrm{K}t_i}{\mathrm{K}t_{ip}}\right)\right]_j$
1	2	3	4
259	0,413	0,676	0,037
2399	0,428	0,839	0,047
2787	0,511	0,862	0,129
3063	0,551	0,930	0,046
4187	0,491	0,800	0,128
311	0,351	0,475	0,063
1034	0,405	0,475	0,179
2550	0,476	0,803	0,097
4542	0,578	0,895	-0,039
4541	0,638	0,928	-0,148

Коэффициенты парной корреляции параметров в 60 стандартных каналах, удаленных от периферии и КС

Вывод о значимости корреляционной связи в 60 парах параметров следует из сравнения с критическим значением  $H_{xy}(60) = 0.33$  при принятой надежности вывода P = 99 % [3].

Из таблицы видно, что максимально высоко коррелированы с энерговыделениями в каналы расчетные подогревы (столбец 3), где все каналы полагаются одинакового проектного проходного сечения: КК от 0,48 до 0,93.

Подогревы, измеряемые в экспериментах (столбец 2) коррелированы значительно хуже – КК от 0,35 до 0,64.

Парадоксальность полученных результатов в том, что расчетные энерговыделения в каналы хуже коррелированы с экспериментально определяемыми подогревами в них, нежели с рассчитанными по выделенной МНК детерминанте расхода. Дополнительно были рассчитаны коэффициенты корреляции с относительными разностями контролируемых в эксперименте и

расчетных подогревов в них (четвертый столбец таблицы, обозначено КК  $\left[ Kr_i \Leftrightarrow \left( \frac{dKt_i}{Kt_{ip}} \right) \right]_i$ ).

Относительные разности контролируемых и расчетных подогревов в каналах оказались не коррелированы (столбец 4) с энерговыделениями в каналы (КК от -0,14 до +0,17).

Причиной могут быть ошибки расчетных энерговыделений,  $\frac{dKr_i}{Kr_i}$ , которых нет в контро-

лируемых подогревах и рассеивание расходов из-за отклонений эффективных проходных сечений от стандартных проектных значений в неравномерных полях температур в рабочих режимах реактора.

Расчетный радиальный расход,  $Kg\left(\frac{r_i}{R}\right)$ , получен в предположении сохранения проектно-

го проходного сечения каналов, и может быть записан в каждом *i*-м канале:

$$Kg\left(\frac{r_i}{R}\right) = \frac{(w + \delta w_i) \cdot f_{\Pi} \cdot \rho_i}{w_{a3} \cdot f_{a3} \cdot \rho} = \frac{w \cdot f_{\Pi}}{w_{a3} \cdot f_{a3}} \left(1 + \frac{\delta w_i}{w}\right),\tag{7}$$

где  $f_i = f_n$  – проходное сечение канала равно проектному, а среднее по а.з. –  $f_{a3}$ ;  $p_i \approx p$  – плотность теплоносителя;  $w + \delta w_i$  – скорость в канале, представленная как средняя по стандартному каналу а.з. и добавочная  $\delta w$ , отражающая коллекторную неравномерность;  $w_{a3}$  – средняя скорость по каналам а.з.

Из формулы (7) видно, что коллекторная неравномерность немного ухудшает корреляцию. Рассеивание  $Kg\left(\frac{r_i}{R}\right)$  связано с  $\frac{\delta w_i}{w_{a3}}$ , т. к. остальные члены постоянные величины.

Контролируемый в экспериментах относительный экспериментально-расчетный расход (1) теплоносителя в канале *i* отражает и коллекторную неравномерность ( $\delta w_i$ ), и отклонение проходного сечения канала ( $\delta w_{if}$ ) от проектного значения, и, очевидно, характеризуется большим рассеиванием:

$$Kg_{i3} \approx \frac{(w + \delta w_i + \delta w_{if}) \cdot (f_{\Pi} + \delta f_i)}{w_{a3} \cdot f_{a3}}, \qquad (8)$$

где  $\delta f_i$  – отклонение от проектного сечения канала теплообмена;  $\delta w_{if}$  – отклонение скорости, коррелированное с отклонением сечения канала теплообмена.

Таким образом, худшая корреляция контролируемого подогрева с энерговыделением в канал определяется добавочно к коллекторной неравномерности, и отклонениями сечений каналов теплообмена от проектного значения:

Относительный экспериментально-расчетный расход с учетом известного соотношения для параллельных каналов [4] ( $w_i \sim \sqrt{f_i}$  и  $\frac{\delta w_{if}}{\delta w_{if}} \approx 0.5 \frac{\delta f_i}{\delta w_{if}}$ ):

лельных каналов [4] (
$$w_i \sim \sqrt{f_i}$$
 и  $\frac{-5}{w} \approx 0.5 \frac{s_i}{f_{\Pi}}$ ):  
 $w = f_{\Pi} \left( 1 - \delta w_i + 2 \delta f_i \right)$ 

$$Kg_{i_{3}} \approx \frac{w}{w_{a_{3}}} \frac{f_{\Pi}}{f_{a_{3}}} \left( 1 + \frac{\delta w_{i}}{w} + 1, 5 \frac{\delta f_{i}}{f_{\Pi}} \right).$$

$$\tag{9}$$

Разности контролируемых и расчетных подогревов в каналах теплообмена могут содержать относительные неопределенности расчетного энерговыделения в канал  $\frac{dKr_i}{Kr_i}$ :

$$(Kt_{i_{3}}-Kt_{i_{p}}) = Kr_{i} \left\{ \frac{1}{Kg_{i_{3}}} \left( 1 + \frac{dKr_{i}}{Kr_{i}} \right) - \frac{1}{Kg\left(\frac{r}{R}\right)} \right\}.$$
(10)

При нормировке на расчетный подогрев в каналах и пренебрежении ошибками расчетных энерговыделений получено приблизительное соотношение между относительными отклонениями расчетных подогревов и относительными отклонениями проходных сечений каналов теплообмена:

$$(Kt_{ij}-Kt_{ip})/Kt_{ip} = \frac{dKt_i}{Kt_{ip}} \approx -1.5 \frac{\delta f_i}{f_{\pi}}, \qquad (11)$$

что позволяет оценить относительные проходные сечения:

$$Kf_{i_3} \approx 1 + \frac{\delta f_i}{f_{\pi}} \approx 1 - 0,667 \frac{dKt_i}{Kt_{i_p}}.$$
 (12)

Распределение скоростей в *i*-х стандартных каналах в рабочих условиях РУ можно оценить согласно (2) и (11):

$$Kw_{i_{9}} \approx Kg_{i_{9}} \frac{\overline{f}_{a_{3}}}{f_{\pi}} \frac{1}{\left(1-0,667\frac{\delta Kt_{i}}{Kt_{i}}\right)} \approx \frac{Kr_{i}}{Kt_{i_{9}}} \frac{\overline{f}_{a_{3}}}{f_{\pi}} \frac{1}{\left(1-0,667\frac{\delta Kt_{i}}{Kt_{i}}\right)}.$$
(13)

Теплогидравлические расчеты проводятся в предположении сохранения проектного проходного сечения каналов, что в рассматриваемом случае моделируется относительным радиальным расходом,  $Kg\left(\frac{r_i}{R}\right)$ . А, как известно, в случае равенства проходных сечений, относительные расходы совпадают со средними скоростями теплоносителя в каналах, т. е.  $Kg\left(\frac{r_i}{R}\right)$  –

относительные расчетные скорости.

Из приведенных на рисунке 2 примеров видно, что максимальные отклонения проходных сечений (до 0,19) значительно превышают случайные, которые характеризуются, согласно [5] СКО ≈0,01 для быстрых реакторов со стержневыми твэлами, и СКО ≈0,023 – для реактора – стенда КМ-1 [6].

Также видно (рис. 2), что скорости в каналах превышают расчетные, а максимальные отклонения от расчетных скоростей составили от 0,23 (№ 311) до 0,26 (№ 259). При этом наблюдается вариация сечений от -7,5 % до +19 % от проектного размера.







Рис. 2. Скорости ( $Kw_i$  – линия) и относительные проходные сечения ( $Kf_i$  – пунктир) в каналах ( $\mathbb{N}$ ) в рабочих условиях РУ. Относительные расчетные скорости  $Kg\left(\frac{r_i}{R}\right)$  – обозначено *точками*:

а) режим № 259, энерговыработка *E*=0 %, мощность *N*=49%*N*<sub>ном</sub>;
б) режим № 2399, энерговыработка *E*=27 %, мощность *N*=48%*N*<sub>ном</sub>;
в) режим № 311, энерговыработка *E*=0 %, мощность *N*=99%*N*<sub>ном</sub>

Таким образом, теплогидравлические расчеты, проводимые на основе скоростей без учета искажений проходных сечений каналов в рабочих условиях РУ, могут приводить к завышенным оценкам подогревов в каналах а.з.

# Заключение

В работе удалось разделить относительные массовые расходы в каналах а.з. на относительные проходные сечения и относительные скорости в рабочих условиях РУ, что может быть полезно для уточнения теплогидравлических расчетов и при анализе динамических процессов.

Теплогидравлические расчеты, проводимые на основе расчетных скоростей (без учета искажений проходных сечений каналов в рабочих условиях РУ) могут приводить к завышенным оценкам подогревов в каналах а.з.

# Список литературы

- 1. Крамеров А.Я., Шевелев Я.В. Инженерные расчеты ядерных реакторов. М.: Атомиздат, 1964.
- Голуб Е.В. Об осевой симметрии поля расхода теплоносителя в активной зоне реактора стенда с ТЖМТ с осесимметричной цилиндрической раздающей коллекторной системой / Сборник докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах (Теплофизика-2013)». – Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ. – 2013. – Т.1. – С. 262–277.
- 3. Доерфель К. Статистика в аналитической химии. Мир, 1969.
- Голуб Е.В. Влияние отклонений проходных сечений каналов теплообмена на средний подогрев теплоносителя в активной зоне РУ со стержневыми твэлами / Сборник докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах (Теплофизика-2013)». – Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ. – 2013. – Т. 1. – С. 154–158.
- 5. Курбатов И.М., Тихомиров Б.Б. Расчет случайных отклонений температур в активной зоне реактора: Препринт ФЭИ-1090. Обнинск: ОНТИ ГНЦ РФ-ФЭИ, 1980.
- Голуб Е.В. Рассеивание и смещение среднего нелинейной функции случайных аргументов применительно к проектированию элементов ЯЭУ / Сборник докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика-2015)». – Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ. – 2015.

# Определение расхода теплоносителя в канале активной зоны и инерционности температурного контроля по запаздыванию температурного сигнала

#### Голуб Е.В., Арнольдов М.Н., Курбатов И.М.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Нормальная эксплуатация АЭС включает переходные динамические режимы [1] (пуск блока, останов, изменение мощности, останов петли, ввод в работу оборудования при работе блока и т.д.), требующие контроля температур элементов а.з. в этих условиях. Динамические условия среды влияют на погрешность определения ее температуры. Характерным динамическим свойством канала измерения температуры элементов а.з. является тепловая инерция [2]. Процесс передачи тепла теплопроводностью от жидкости к термодатчику описан законом теплоотдачи Ньютона:

$$\alpha_{\rm T} f_{\rm T} \left( T_L - T_i \right) dt = c_{\rm T} \, dT_i,\tag{1}$$

где  $T_i$  – регистрируемая температура теплоносителя на выходе из канала (температура термодатчика), °C;  $T_L$  – температура теплоносителя на выходе из *i*-го канала, K;  $f_{\rm T}$  – поверхность теплообмена термоприемника, м<sup>2</sup>;  $c_{\rm T}$  – полная теплоемкость термоприемника;  $\alpha_{\rm T}$  – коэффициент теплоотдачи к термоприемнику, BT/ м<sup>2</sup>К.

Аналогично общепринятому подходу [9, 10, 13] комплекс  $\frac{c_{\rm T}}{\alpha_{\rm T} f_{\rm T}}$  (имеющий размерность

времени) обозначен как постоянная времени т<sub>i</sub>:

$$\tau_i dT_i / dt + T_i = T_L. \tag{2}$$

Физический смысл τ<sub>i</sub> можно получить из анализа решения уравнения:

$$T_i = T_L + (T_{i0} - T_L)e^{-t/\tau i},$$
(3)

где *T*<sub>*i*0</sub> – начальная регистрируемая температура (начальная температура термодатчика), °С.

Время измерения *t* более  $3\tau_i$ , называется временем установления показаний (датчик фиксирует температуру среды ( $T_i \approx T_L$ ) с точностью порядка 5 %).

Время измерения (экспозиции)  $t \le \tau_i$  при быстром изменении температуры среды не обеспечивает точности определения ее текущей температуры без дополнительных данных, например, при известных  $\tau_i$  и начальной температуре:  $T_i = T_L + (T_{i0} - T_L)/e$ .

Основным элементом канала измерения температур является термопреобразователь (в случае измерения температур в а.з. РУ КМ-1 со свинцово-висмутовым теплоносителем использовались термопары хромель-алюмель, ТХА, достаточно устойчивые в полях ионизирующих излучений и термоустойчивые при температурах до 900 °C).

Постоянная времени ( $\tau_i$ ) ТЭП ХА оценивается согласно [2; 3] в 4–6 с, а согласно [4; 5] не больше 20 с. В работе [5], на основе компиляций результатов исследований, говорится о значительном разбросе инерционностей датчиков внутриреакторного контроля (ТЭП ХА). Постоянные времени  $\tau_{rn}$  термопар ТХА по паспортным данным [6; 3] могут определяться в интервале 3–7 секунд. В активной зоне БН-350 штатные ТЭП на основе ТХА характеризуются постоянной времени  $\approx$ 10 с [2]. В активной зоне БН-600 штатные ТЭП на основе ТХА, установленные на выходе из ТВС имеют постоянную времени в диапазоне от 20 до 25 с [2].

Кроме ТЭП, канал измерения температур включает удлинительный кабель, метод крепления, канал обработки аналогового сигнала и цифрового преобразования, устройства опроса многоканальной информационной системы и т. д. Для температурного контроля в динамических режимах важно знать конкретное значение  $\tau_i$  канала измерения в рабочих условиях, чему паспортные данные не отвечают. Известны методы определения показателя тепловой инерции [2] систем измерения. Для оценки инерционностей каналов системы внутриреакторной термометрии РУ КМ-1 был предложен бездемонтажный метод [7].

Рассматривался теплообмен в каналах активной зоны в штатных режимах работы РУ с заданными небольшими циклическими возмущениями мощности при принятых условиях и приближениях:

- амплитуда колебаний мощности превышает влияние случайных шумов;

 температура теплоносителя на входе в канал контролируется и практически постоянна в течение эксперимента;

 период изменения мощности превышает сумму времен теплового запаздывания всех элементов системы (для упрощения расчетной модели динамики теплообмена в активной зоне);

плотность теплоносителя считается практически постоянной;

 массовая теплоемкость теплоносителя в канале определена для проектного стандартного канала.

С учетом низкой частоты изменения параметров в тестовом режиме принята модель (рис. 1) конвективного теплообмена в изолированном канале между твэлом и жидкометаллическим теплоносителем, т. е. модель однотвэльного реактора [9].

Предполагается одномерное распределение тепла в направлении движения теплоносителя, т. е по оси *х*.

Нестационарные процессы, возникающие в результате выделения тепла в тепловыделяющих элементах, и передача тепла к теплоносителю могут быть описаны системой дифференциальных уравнений в частных производных.

Для элемента канала длиной *dx* уравнение теплового баланса, описывающего изменение температуры твэла в сечении *x*:

$$c_R \gamma_R F_R \partial T_{Rx} / \partial t \, dx = q_x \, dx - \alpha f \, (T_{Rx} - T_x) / L \, dx. \tag{4}$$

Уравнение теплового баланса, описывающего изменение температуры теплоносителя для того же сечения *x*:

$$cF\gamma dx dT_x = \alpha f \left( T_{Rx} - T_x \right) dx dt/L, \tag{5}$$

принимая во внимание, что  $dx/dt = W_i$ , а  $G = W_i F \gamma$  получим:

$$cGdT_x = \alpha f/L(T_{Rx} - T_x) \, dx, \tag{6}$$

где L – длина канала, м;  $\gamma_R$ ,  $\gamma$  – плотность твэла и теплоносителя, кг/м<sup>3</sup>;  $T_{Rx}$ ,  $T_x$  – температуры твэла и теплоносителя в сечении x, K;  $q_x$  – тепловыделение на единицу длины твэла в сечении x, BT/ м;  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи к теплоносителю, BT/ м<sup>2</sup>К; f – поверхность теплообмена, м<sup>2</sup>;  $F_R$ , F – площади сечения твэла и теплоносителя, м<sup>2</sup>;  $W_i$  – средняя скорость теплоносителя в канале, м/с;  $c_R$ , c – удельные теплоемкости твэла и теплоносителя, Дж/кг К;  $G = WF\gamma$  – массовый расход теплоносителя, кг/с.

В работе принято приближение [7, 8], что распределение температуры теплоносителя по текущей длине канала (*x*) описывается линейной функцией вида:

$$T_x = T_{\rm BX} + (T_L - T_{\rm BX})x/L, \tag{7}$$

где  $T_{\text{вх}}$  – температура теплоносителя на входе в канал (принята постоянной, что обеспечивается условиями проведения тестового режима), °С.



Рис. 1. Расчетная схема однотвэльного реактора

Усреднением по *x*, описана модель с сосредоточенными параметрами:

$$t_R dT_R/dt + T_R = q_{\rm cp} L/\alpha f + T_L/2 + T_{\rm BX}/2,$$
 (8)

$$T_{\rm H}/2)dT_L/dt + (\tau_{\rm TH}W_i/L + 1/2)T_L = T_R + T_{\rm BX}(\tau_{\rm TH}W_i/L - 1/2),$$
(9)

 $(\tau_{\rm TH}/2)dT_L/dt + (\tau_{\rm TH}W_i/L+1/2)T_L = T_R + T_{\rm BX}(\tau_{\rm TH}W_i/L-1/2),$  (9) где  $\tau_{\rm TH} = C/\alpha f$  – постоянная тепловой инерции теплоносителя в канале, °C;  $\tau_R = C_R/\alpha f$  – постоянная тепловой инерции твэла, °С.

Предполагалось, что постоянные времени твэлов (т<sub>тв</sub>) равны:

 $\tau_{\text{TB}} \approx \text{const} \approx 0,67 \text{ c} [10];$ 

 $C = cL\gamma F$  – массовая теплоемкость теплоносителя в канале, Дж/К;

 $C_R = c_R L \gamma_R F_R$  – массовая теплоемкость твэла, Дж/К;

 $q_{\rm cp}$  – среднее тепловыделение на единицу длины твэла, Вт/м;

 $T_R$  – средняя температура твэла, °С.

Температура теплоносителя T<sub>L</sub> измеряется через канал измерения температуры (термопара, канал передачи и обработки сигнала) и систему уравнений дополняет уравнение теплового баланса для канала измерения температуры:

$$\tau_i dT_i / dt + T_i = T_L, \tag{10}$$

где  $\tau_i$  – постоянная тепловой инерции канала измерения температуры (°С).

Уравнения (8)-(10), в принятых приближениях, моделируют условия тестового режима с изменением мощности N при постоянном расходе, и образуют единую замкнутую систему относительно  $\tau_i$ ,  $W_i$  и промежуточной переменной  $T_R$ .

Исходная система уравнений линеаризована относительно небольших отклонений мощности и температур. Функции времени преобразованы (по Лапласу) в аналитические функции от комплексной переменной p = x + iy (комбинация параметра *x* и частоты *y*):

$$(\tau_R p+1) \Delta T_R(p) = L/\alpha f \Delta q_{\rm cp}(p) + \frac{1}{2} \Delta T_L(p), \qquad (11)$$

$$\left(\frac{1}{2}\tau_{\rm TH}p + \tau_{\rm TH}W_i / L + \frac{1}{2}\right)\Delta T_L(p) = \Delta T_R(p),\tag{12}$$

$$(\tau_i p+1) \Delta T_i(p) = \Delta T_L(p). \tag{13}$$

Уравнения (11)-(13), в пространстве изображений описывают динамическую систему связи управляющего воздействия (отклонения мощности,  $\Delta q_{cp}$ ) и управляемой величины (контролируемое отклонение температуры,  $\Delta T_i$ ).

Система уравнений алгебраически разрешается относительно передаточной функции системы – отношения изображения сигнала на выходе к изображению сигнала на входе [11–13], при ограничении линейными связями:

$$\frac{\delta T_i(p)}{\delta q_i(p)} \approx L^2 / 2CW_i \frac{1}{1 + p \left[\tau_i + \tau_R + \frac{L}{2W_i} \left(1 + \frac{\tau_R}{\tau_{\rm TH}}\right)\right]}.$$
(14)

Условия проведения тестовых режимов выбирались из желания создать режим медленных колебаний (с периодом, заведомо превышающим инерционные процессы в реакторе) и максимально приблизить форму прилагаемых к системе управляющих воздействий к гармонической функции времени. В условиях вынужденных колебаний с заданной частотой, частота колебания регистрируемой температуры совпадает с частотой вынуждающих воздействий и отличается амплитудой и фазовым сдвигом. Такой выбор позволяет описать управляющее воздействие суммой двух экспоненциальных воздействий и упростить решение системы, т.к. в этом случае и производная и интеграл (от экспоненциальной функции) представляют собою по-прежнему экспоненциальную функцию. Экспоненциальная функция времени, характеризующая затухание, при установившихся вынужденных колебаниях отсутствует, что позволяет перейти к оригиналу частотной передаточной функции заменой параметра р на *i*ω [13, с. 423], [11, с. 62].

$$\frac{\delta T_i(i\omega)}{\delta q_i(i\omega)} \approx L^2/2CW_i \frac{1}{1+i\omega \left[\tau_i + \tau_R + \frac{L}{2W_i} \left(1 + \frac{\tau_R}{\tau_{\rm TH}}\right)\right]}.$$
(14a)

Для последующего вычисления частотно-амплитудной и частотно-фазовой характеристик линейной динамической системы, выражение для передаточной функции (14a) удобно представить в показательной форме [11, 12] в общем виде.

$$w(\omega) = \frac{a(\omega) + ib(\omega)}{c(\omega) + id(\omega)} = A(\omega)e^{i\varphi(\omega)},$$
(15)

где  $A(\omega)$  – амплитудная частотная характеристика системы;  $\phi(\omega)$  – фазовая частотная характеристика системы, рад.

Согласно общим формулам [12]

$$A^{2}(\omega) = \frac{a^{2}(\omega) + b^{2}(\omega)}{c^{2}(\omega) + d^{2}(\omega)},$$
(16)

$$\varphi(\omega) = \operatorname{arctg} \frac{b(\omega)c(\omega) - a(\omega)d(\omega)}{a(\omega)c(\omega) + b(\omega)d(\omega)}$$
(17)

были получены:

– частотно-амплитудная характеристика – отношение амплитуд отклонений температуры и мощности, причем, в работе [7] доказано преимущество применения отношения СКО температуры и СКО мощности – единичное точечное значение отклонения исходного параметра было заменено более устойчивым значением – интегральной оценкой по совокупности отклонений параметра:

$$\frac{AT_i}{Aq_i} = \frac{\sigma(T_i)}{\sigma(q_i)} \approx \frac{L^2}{2CW_i} \left[ 1 + \omega^2 \left( \tau_i + \tau_R + \frac{L}{2W_i} \left( 1 + \tau_R / \tau_{\rm TH} \right) \right)^2 \right]^{-1/2}; \quad (18)$$

– частотно-фазовая характеристика – угловое отставание регистрируемой температуры от мощности (фазовый сдвиг):

$$\varphi(\omega) \approx \operatorname{arctg}\left\{-\omega \left[\tau_i + \tau_R + \frac{L}{2W_i} \left(1 + \tau_R / \tau_{\mathrm{TH}}\right)\right]\right\}.$$
(19)

Для рассматриваемых случаев достаточно медленных колебаний ( $\omega \ll 1$  рад/с), справедливо известное приближение для малых углов tg( $\phi$ ) =  $\phi$  (в интервале угла  $\phi$  до 0,52 рад с погрешностью до 10 %). Было принято выполнение этого предположения в тестовых режимах с периодом отклонений мощности от среднего значения около четырех минут, что затем было подтверждено полученными результатами. Фазовый сдвиг регистрируемой температуры был записан через полное время ( $\tau_N$ ) запаздывания температуры в канале (аналогично подходу в работе [13, с. 423]) относительно изменения мощности в виде:

$$\varphi_{N}(\omega) \approx -\omega \left[ \tau_{i} + \tau_{R} + \frac{L}{2W_{i}} \left( 1 + \tau_{R} / \tau_{\mathrm{TH}} \right) \right] = -\omega \tau_{N}.$$
(20)

Из полученного соотношения видно, что полное время запаздывания температуры ( $\tau_N$ ) (при небольшом и достаточно медленном колебании мощности) с достаточной точностью представляется суммой постоянных тепловой инерции канала измерения температуры ( $\tau_i$ ), тепловой инерции твэла ( $\tau_R$ ) и транспортного времени запаздывания температурного сигнала,  $\frac{L}{2W_i}$  (1+ $\tau_R/\tau_{\text{тн}}$ ). Постоянная времени канала измерения ( $\tau_i$ ):

$$\tau_i \approx -\tau_N - \tau_R - \frac{L}{2W_i} (1 + \tau_R / \tau_{\text{TH}}).$$
(20a)

С учетом (20) формулу (18) отношения СКО температуры и СКО мощности можно записать через полное время запаздывания температуры ( $\tau_N$ ) относительно мощности:

$$\sigma(T_i)/\sigma(q_i) \approx \frac{L^2}{2CW_i} \left[1 + \omega^2 (\tau_N)^2\right]^{-1/2}.$$
(21)

Совместное решение уравнений (20) и (21) однозначно определяет инерционность канала измерения ( $\tau_i$ ) и среднюю скорость теплоносителя в канале ( $W_i$ ).

Расчеты были проведены по результатам нештатных тестовых режимов (№ 2403 и № 2239) работы реактора – стенда КМ-1 с циклическим изменением мощности (*N*). Характер изменения мощности был трапециевидным: быстрый подъем – выдержка – быстрое снижение – выдержка и т. д.

Амплитуда колебаний мощности составляла ~5 % от номинального уровня. Частота колебаний (~0,004 Гц) была выбрана таким образом, чтобы период колебаний был заведомо больше ожидаемого времени задержки ( $\tau_N$ ) выходного сигнала – температуры теплоносителя на выходе из каналов активной зоны.

Осуществленные в экспериментах циклические изменения мощности не являются строго гармоническими. В подобных случаях время задержки сигнала ( $\tau_N$ ) определяется по сдвигу во времени максимума взаимной корреляционной функции [14] (ВКФ локальной температуры теплоносителя и мощности). В экспериментах получены очень пологие максимумы ВКФ, поэтому время запаздывания сигнала  $\tau_N$  определялось по сдвигу кривой автокорреляционной функции (АКФ) температуры относительно кривой ВКФ (температура-мощность) [7].

Графики ВКФ и АКФ функций строились в ходе обработки результатов измерений мощности реактора и локальных температур теплоносителя. Пример совмещения графиков ВК и АК функций для определения полного запаздывания по каналам № 502 и 516 в режиме № 2403 приведен на рис. 2.



Рис. 2. Пример совмещения графиков ВК и АК функций для определения полного запаздывания по каналам № 502 и 516 в режиме № 2403 (номера точек по оси х нанесены через две секунды). АКФ по каналу 516 практически совпадает с АКФ по каналу 502

В тестовых диагностических режимах № 2403 (с раздачей на три петли теплообмена, ПТО) и № 2239 (с раздачей на две ПТО), при работе реактора на уровне мощности 30 % с медленным изменением мощности реактора при постоянных оборотах ГЦН были определены инерционности каналов измерения и относительные скорости теплоносителя в каналах а.з.

Результаты представлены в таблице 1.

Таблица 1.

Параметры активной зоны в эксперименте № 2403 и сравнение с т	i,
определенной в эксперименте № 2239	

№ канала	<i>Kt</i> <sub>i</sub>	<i>Kr</i> <sub>i</sub>	$\tau_i^*, c$	σ <sub>ti</sub> , °C	<i>W</i> <sub><i>i</i></sub> , м/с	Wi	$Kg_i$	τ <sub>ππ<i>i</i></sub> , c, № 2403	τ <sub>ππi</sub> , c, № 2239
501	,890	,80	13,75	16,20	1,08	,86	,90	10,22	12,55
502	1,06	,93	7,71	19,56	1,03	,82	,88	3,55	3,55
503	,94	,92	7,91	17,22	1,18	,94	,98	4,22	4,12
504	,98	1,04	11,72	16,31	1,40	1,11	1,06	8,77	8,51
505	1,05	,90	14,24	17,92	1,07	,85	,86	10,76	10,76
506	1,01	,96	8,09	18,14	1,14	,91	,95	4,30	4,46
507	1,20	1,03	8,94	20,91	1,05	,83	,86	4,91	4,59
508	1,03	1,05	7,93	19,01	1,20	,95	1,02	4,29	3,74
509	,81	,95	8,77	16,03	1,33	1,06	1,17	5,46	4,56
510	1,10	1,09	7,71	19,98	1,18	,94	,99	4,00	3,73
511	1,07	1,07	7,93	19,26	1,21	,96	1,00	4,30	4,41
512	1,05	1,01	7,60	19,36	1,13	,90	,96	3,76	3,41
513	1,10	1,04	7,87	19,91	1,13	,90	,95	4,03	4,15
514	1,07	1,07	7,29	19,51	1,19	,95	1,00	3,60	4,08
515	1,12	1,09	8,32	20,27	1,16	0,92	0,97	4,58	3,92
516	,99	,86	10,71	15,25	1,27	1,01	,87	7,39	8,28
517	1,06	1,11	15,17	17,47	1,35	1,07	1,05	12,53	15,72
518	1,16	1,04	7,88	21,23	1,05	,83	,90	3,79	3,91
519	,85	,86	8,12	14,18	1,40	1,11	1,01	4,93	3,81
520	,92	,96	8,39	18,49	1,13	,90	,96	4,59	4,43
521	1,15	1,06	8,34	21,33	1,06	,84	,92	4,31	4,32
522	,85	,98	7,79	15,37	1,45	1,15	1,14	4,67	3,90
523	1,13	1,05	9,47	20,42	1,05	,83	,93	5,46	4,26
525	1,21	1,12	8,01	21,78	1,09	,87	,93	4,07	4,53
526	1,04	1,15	6,91	19,23	1,30	1,03	1,11	3,47	4,15
528	1,06	1,10	7,55	19,11	1,25	,99	1,04	4,02	4,29
529	1,10	1,12	7,38	20,10	1,20	,95	1,02	3,72	3,94
530	,98	1,06	7,20	18,10	1,29	1,03	1,08	3,74	4,10
531	1,04	1,03	7,17	18,45	1,22	,97	1,02	3,56	4,16
532	1,13	1,11	7,00	20,79	1,15	,91	,98	3,18	3,61
533	1,12	1,07	8,46	20,91	1,09	,87	,96	4,54	4,53
534	,73	,91	6,93	14,13	1,49	1,18	1,25	3,86	2,78
535	1,08	,94	8,65	18,85	1,08	,86	,87	4,71	6,06
536	,70	,85	5,04	13,91	1,43	1,14	1,21	1,81	2,83
537	,74	1,08	7,37	13,66	1,85	1,47	1,45	4,78	4,50
538	-	-	-	-	-	-	-	-	3,80
539	1,08	1,06	5,87	20,50	1,12	,89	,98	1,93	4,11
540	1,11	1,07	7,79	19,85	1,16	,92	,96	4,05	4,99
541									
542	1,15	1,16	8,02	20,69	1,20	,95	1,01	4,39	3,80
543	,74	,94	7,46	13,23	1,67	1,33	1,27	4,67	5,51
601	,93	,93	9,42	17,75	1,15	,91	1,00	5,71	4,67

Продолжение табл. 1.

№ канала	<i>Kt</i> <sub>i</sub>	<i>Kr</i> <sub>i</sub>	$\tau_i^*, c$	σ <sub>ti</sub> , °C	<i>W</i> <sub><i>i</i></sub> , м/с	Wi	$Kg_i$	τ <sub>тп<i>i</i></sub> , с, № 2403	τ <sub>mi</sub> , c, № 2239
602	1,02	,95	8,62	18,51	1,12	,89	,93	4,79	6,00
603	1,05	,97	8,82	19,25	1,09	,87	,92	4,91	5,76
604	,78	1,10	7,33	14,76	1,57	1,25	1,29	4,39	4,38
605	1,05	1,01	7,57	18,89	1,15	,91	,96	3,79	6,46
606	,98	1,00	7,95	17,49	1,26	1,00	1,02	4,46	4,69
607	1,00	,86	9,17	17,91	1,05	,83	,86	5,14	5,78
608	,98	,86	9,06	16,58	1,15	,91	,88	5,35	6,51
609	1,18	1,06	9,11	21,38	1,06	,94	,99	5,10	5,87
610	1,18	1,05	8,31	20,64	1,09	,87	,89	4,38	5,22
611	,86	,97	8,50	15,25	1,44	1,14	1,13	5,40	5,64
612	1,10	1,07	7,74	20,05	1,15	,91	,97	3,96	-
613	-	-	-	-	-	-	-	-	5,22
615	,94	1,03	11,82	15,94	1,43	1,14	1,10	8,92	8,77
616	,63	1,00	7,45	10,82	2,31	1,84	1,59	5,27	4,64
617	1,12	1,09	10,72	19,96	1,17	,93	,97	7,15	7,63
618	,82	,94	7,83	1,07	1,42	1,13	1,15	4,66	4,19
619	1,20	1,14	7,83	21,42	1,14	,91	,95	4,01	1,36
620	,86	1,14	7,68	14,49	1,81	1,44	1,31	5,06	6,65
621	,83	,86	7,62	15,62	1,25	,99	1,04	4,08	3,92
622	,84	1,01	7,81	15,20	1,47	1,17	1,20	4,73	4,89
623	,88	,96	8,81	14,86	1,47	1,17	1,09	5,78	4,04
624	,97	1,06	8,44	18,02	1,29	1,03	1,09	5,03	5,92
625	,78	,85	7,51	13,92	1,42	1,13	1,09	4,33	5,13
626	1,08	1,08	8,68	21,48	1,07	0,85	,92	4,70	5,60
627	1,21	1,11	8,32	22,05	1,07	,85	,92	4,32	5,10
628	1,15	1,11	7,87	21,08	1,13	,90	,97	4,02	4,57
629	1,22	1,16	8,41	21,78	1,13	,90	,95	4,60	2,57
630	1,20	1,16	7,82	21,42	1,16	,92	,97	4,06	2,47
631	,63	,94	8,35	11,83	1,92	1,53	1,49	5,88	5,32
632	1,03	1,03	8,16	18,91	1,19	,95	1,00	4,49	3,69
633	,76	,91	8,58	14,72	1,41	1,12	1,2	5,43	6,86
634	1,15	,89	17,82	17,72	1,04	0,83	,77	14,89	25,69
635	1,09	1,06	8,22	19,49	1,18	94	,97	4,53	4,70
636	1,18	1,13	8,40	21,26	1,13	,90	,96	4,60	5,12
637									
638	1,19	1,06	8,38	21,25	1,06	,84	,89	4,36	5,42
639									
640	,86	,90	7,04	17,34	1,15	,91	1,05	3,23	5,80
641	,95	,87	12,06	17,18	1,10	,87	,92	8,42	9,23
642	1,02	1,11	11,77	19,61	1,21	,96	1,09	8,39	-
643	1,13	1,04	7,96	20,83	1,07	,85	,92	3,94	5,25
701	,75	1,12	15,91	15,01	1,63	1,30	1,49	13,03	15,32
702	1,08	1,15	11,55	18,82	1,31	1,04	1,06	8,40	9,12
703	1,12	1,15	7,30	20,53	1,21	,96	1,03	3,65	4,07
Окончание табл. 1.

№ канала	$Kt_i$	<i>Kr</i> <sub>i</sub>	$\tau_i^*, c$	σ <sub>ti</sub> , °C	<i>W</i> <sub><i>i</i></sub> , м/с	Wi	$Kg_i$	τ <sub>π<i>i</i></sub> , c, № 2403	τ <sub>π<i>i</i></sub> , c, № 2239
704	1,18	1,10	8,46	21,04	1,12	,89	,93	4,61	4,35
705	,90	,98	7,87	16,69	1,31	1,04	1,09	4,48	5,40
706	1,15	1,13	8,18	20,73	1,17	,93	,98	4,46	4,03
707	1,17	1,14	8,65	20,82	1,17	,93	,97	4,96	6,46
708	,63	,86	7,16	11,99	1,74	1,38	1,36	4,44	4,41
709	,67	1,01	7,21	13,23	1,80	1,43	1,51	4,57	3,61
710	,64	,94	7,27	12,38	1,82	1,45	1,47	4,65	5,84
711	1,09	1,11	7,88	19,94	1,20	,95	1,02	4,24	4,91
712	,96	,99	8,88	17,00	1,29	1,03	1,03	5,49	4,43
713	1,10	1,04	7,77	19,55	1,15	,91	,95	3,99	4,85
714	1,14	1,02	8,24	20,23	1,08	,86	,89	4,28	5,04
715	1,20	1,09	8,17	21,23	1,10	,87	,91	4,25	4,95
716	1,07	1,01	8,66	19,19	1,14	,91	,94	4,89	5,64
717	1,10	1,07	8,17	20,06	1,15	,91	,97	4,40	-
718	1,16	1,09	9,08	20,47	1,14	,91	,94	5,33	6,31
719	1,14	1,03	8,12	20,70	1,07	,85	,90	4,10	5,47
720	1,07	,89	9,15	18,65	1,04	,83	,83	5,08	5,14
721	1,00	,96	8,09	17,95	1,16	,92	,96	4,39	4,19
722	1,11	1,02	9,85	19,11	1,15	,91	,92	6,18	4,35
723	,91	,92	8,71	17,08	1,19	,95	1,01	5,08	7,03
724	1,07	1,05	7,94	19,95	1,14	,91	,98	4,12	7,22
725	,74	,95	8,12	15,38	1,40	1,11	1,28	4,92	5,20
726	,81	1,00	7,60	14,51	1,58	1,26	1,23	4,69	4,39
727	,96	1,09	7,74	20,29	1,16	,93	1,13	3,97	4,10
728	1,09	1,05	7,46	20,19	1,12	,89	,96	3,58	4,05
729	1,08	1,06	7,60	19,52	1,18	,94	,98	3,88	5,34
730	1,03	1,09	10,08	19,85	1,18	,94	,94	6,49	6,16
731	,90	1,06	10,83	15,70	1,50	1,19	1,18	7,98	5,85
732	1,10	1,07	8,86	20,37	1,13	,90	,97	5,06	6,36
733	,76	,97	8,52	13,10	1,84	1,38	1,28	5,86	5,38
734	,88	,86	10,02	15,08	1,29	1,03	,98	6,70	6,71
735	1,00	,86	7,28	18,56	1,01	,80	,86	3,05	3,53
736	,98	1,00	9,61	18,06	1,21	,96	1,02	6,07	8,08
737	1,07	1,01	8,12	19,37	1,13	,90	,94	4,29	5,51
738	1,09	,95	8,08	20,48	1,00	,79	,87	3,81	5,23
739	,78	1,01	14,98	14,34	1,56	1,24	1,29	12,68	14,61
740	1,06	,97	21,07	17,11	1,14	,91	,92	19,35	22,12
741	1,11	1,08	9,67	18,62	1,26	1,00	,97	6,26	8,27
742	,93	1,02	9,39	18,29	1,22	,97	1,10	5,86	7,98
743	,86	,88	7,95	11,54	1,87	1,49	1,02	5,41	6,37

В таблице 1 представлены:

- относительные средние температуры в каналах (*Kt<sub>i</sub>*);

- относительные средние энерговыделения (Kr<sub>i</sub>);

– ролные времена запаздывания входного сигнала (т<sup>\*</sup><sub>i</sub>, с);

– СКО температур в каналах ( $\sigma_{ti}$ , °С);

– результаты оценок постоянных времени каналов измерения (т<sub>тпi</sub>, с).

– результаты оценок скоростей теплоносителя в каналах ( $W_i$ , м/с);

- относительные скорости теплоносителя в каналах (*w<sub>i</sub>*);

– относительные расходы теплоносителя в каналах (*Kg<sub>i</sub>*), определенные по методике изолированных каналов.

Проведен регрессионный анализ результатов, а именно, относительные скорости теплоносителя сравнивались с относительными расходами теплоносителя в каналах  $Kg_i$ , оцененными по формуле для изолированных каналов [13]:

$$Kg_{i_{2}} = \frac{Kr_{i}}{Kt_{i_{2}}},$$
(22)

где  $Kr_i$  – относительное энерговыделение в канале *i* (физ. расчет);  $Kt_{i_3} = \frac{T_{i_3} - T_{BX}}{\overline{T} - T_{BX}}$  – относитель-

ный подогрев теплоносителя в канале i;  $\overline{T}$ ,  $T_{\text{вх}}$ ,  $T_{i_{2}}$  – средняя температура теплоносителя на выходе из активной зоны, температура теплоносителя на входе в активную зону, контролируемая температура теплоносителя на выходе из канала i, соответственно.

На графике (рис. 3) по оси *х* отложена относительная скорость:

$$W_{i9} = \frac{W_i}{\frac{1}{\kappa} \sum_{\kappa} W_i}$$

где  $W_i$  – средняя скорость теплоносителя в канале, рассчитанная по (21);  $\kappa = 119$  – количество расчетных каналов.

По оси у –  $Kg_{i}$  (22).

На графике представлена линия регрессии почти функциональной регрессионной связи (коэффициент корреляции между  $Kg_{i3}$  и  $w_i$  КК= 0,94, при критическом значении корреляционной связи в 100 парах сравниваемых параметров  $H_{xy}(60) = 0,25$  при принятой надежности вывода P = 99 % [15; 16]).

Относительные расходы могут совпадать с относительными скоростями в каналах только при условии одинакового сечения в них, но известно, что, из-за термодеформаций твэлов в рабочих условиях а.з., проходные сечения каналов теплообмена деформируются.



Рис. З. Точки соответствия и линия регрессии почти функциональной регрессионной связи

Для понимания полученных результатов, и в целях оценки их погрешностей, уточним понятия сравниваемых относительных расходов в каналах и относительных скоростей теплоносителя в каналах.

Относительный расход в канале Кді:

$$Kg_i = \frac{G_i}{\overline{G}} = \frac{W_i^*}{\overline{W}} \frac{\gamma F_i}{\overline{\gamma}\overline{F}} = \frac{W_i^*}{\overline{W}} (1 + \delta F_i),$$
(23)

где  $\delta F_i = \frac{F_i - F}{\overline{F}}$  – относительное отклонение проходного сечения канала в рабочих условиях;

 $\overline{G}$  – средний расход теплоносителя в канале;  $W_i^*$  – средняя скорость теплоносителя в канале.

Средняя скорость теплоносителя в канале ( $W_i$ ) была оценена решением уравнений (20) и (21) в предположении одинаковой массовой теплоемкости теплоносителя в каналах, определенной для проектного стандартного канала. Средняя теплоемкость теплоносителя в канале а.з.  $\overline{C} = cL\gamma F_{\pi}$  определяется проектным проходным сечением канала теплообмена, а индивидуальная теплоемкость теплоносителя в канале а.з. определяется реальным проходным сечением канала теплообмена, сечением канала теплообмена в условиях термодеформаций твэлов:

$$C_i = cL\gamma F_i = F_i (1 + \delta F_i)cL\gamma = C(1 + \delta F_i), \qquad (24)$$

и уравнение (21) можно переписать в виде:

$$\sigma(T_i)/\sigma(q_i) \approx \frac{L^2}{2C_i W_i^* (1 + \delta F_i)} [1 + \omega^2 (\tau_N)^2]^{-1/2}.$$
(25)

Таким образом  $W_i$ , представленная в таблице 1 есть комплекс, отражающий скорость с точностью, обусловленной нефиксируемым отклонением проходного сечения канала теплообмена от проектного размера:

$$W_i = W_i^* (1 + \delta F_i). \tag{26}$$

С использованием формулы (23) статистически уточняется средняя скорость теплоносителя по а.з. –  $\overline{W}_{a3} = (1,22\pm0,09)$  м/с в сравнении с результатом простого суммирования по выборке 119 контролируемых каналов (таблица 1) –  $\overline{W}_{119} = (1,25\pm0,21)$  м/с. Нормировкой  $W_i$  на  $\overline{W}_{a3}$ , получаем  $w_{i3}$ , а это, согласно (23), не что иное, как независимые оценки относительных расходов  $Kg_{i\tau}$  методом запаздывания температурного сигнала, чем и объясняется их очень высокая корреляция.

Статистическое сравнение результатов применения независимых методик представлено в таблице 2.

Таблица 2.

выборка каналов	$\overline{K}g_i \pm \text{CKO}$	$\overline{K}g_{i\tau}\pm \mathrm{CKO}$	CKO $(Kg_i - Kg_{i\tau})$	примечание
118	1,03±0,15	1,03±0,17	0,060	все контролируемые каналы
74	0,98±0,08	0,97±0,10	0,04	каналы, удаленные от стерж- ней СУЗ и периферии
44	1,11±0,20	1,12±0,20	0,08	каналы соседние с нестан- дартными каналами в окрест- ности СУЗ и периферии

## Средние значения и СКО относительных расходов, полученных независимыми методами, и их разностей в выборках контролируемых каналов

Расходы (таблица 2) в каналах, удаленных от СУЗ и периферии варьируют в минимальном интервале (СКО от 8 до 10 %), что связано с меньшими градиентами температур и, соответственно, с меньшими термодеформациями твэлов и проходных сечений в этих областях. Расхождение оценок расходов в этих каналах характеризуется СКО ( $Kg_i - Kg_{i\tau}$ )  $\approx 4$  % и определяется случайными ошибками методов определения. Расхождение оценок расходов по выборке каналов, соседних с нестандартными каналами в окрестности СУЗ и периферии в два раза больше ( $\approx 8$  %). Это области максимальных градиентов температур в сечении а.з., где приближение (22) «изолированного канала» может быть проблематично; в окрестностях стержней СУЗ так же наблюдаются ошибки расчетного энерговыделения [18], что требует дополнительных уточняющих исследований. Из таблицы видно, что оценки расходов, проведенные независимыми методами очень близки, что говорит об истинности оценок и праве на существование обоих методик определения.

Точность рассчитанных и приведенных в таблице скоростей теплоносителя в каналах оценивается по результатам работы [17]. В работе, на основе корреляционного анализа (для десяти штатных режимов на уровнях мощности от 30 % до номинальной, от начала кампании до 86 % энерговыработки) и аналитически, доказана связь отклонений подогревов теплоносителя в каналах с отклонениями проходных сечений каналов теплообмена ([17], формула (6.8)):

$$\frac{Kt_{i_{j}} - Kt_{ip}}{Kt_{in}} \approx -\frac{Kg_{i_{j}} - Kg_{ip}}{Kg_{in}} \approx -1.5 \frac{\delta f_{i}}{f_{\Pi}}, \qquad (27)$$

где  $\delta f_i = f_{3i} - f_{\pi}$  – отклонение проходного сечения в температурных условиях режима работы реактора от проектного значения;  $f_{\pi}$  – проектное значение проходного сечения;  $f_{3i}$  – реализовавшееся значение проходного сечения;  $Kt_{ip}$  – подогрев в *i*-м канале при сохранения проектного значения проходного сечения в рабочем режиме РУ.

Статистические характеристики отклонений подогревов в каналах в рабочих режимах РУ за счет отклонений проходных сечений от проектного значения представлены в работе [17] в таблице 5.4. СКО отклонений в выборке каналов удаленных от стержней СУЗ и периферии (для ряда случайно выбранных режимов) определяются на уровне от 6,1 до 8,4 %. Чему, согласно (27) соответствует СКО отклонений проходных сечений – от 4,1 до 5,6 %. Поэтому можно предположить, что СКО отклонений проходных сечений и в эксперименте № 2403 порядка 6 % и точность определения скоростей в каналах предложенным методом того же порядка (26):

$$W_i^* = (W_i \pm 6 \% W_i)$$

Стандартная ошибка определения инерционности канала измерения (20а) приблизительно оценена 1,5 с, исходя из предположений, что:

- точность графического определения полного времени запаздывания оценивается ±1,5 с;
- точность тепловой инерции твэла ( $\tau_R$ )  $\pm 0,3$  с;
- точность определения транспортного времени запаздывания сигнала  $-\pm 0,1$  с.

Стандартная ошибка, определенная как СКО расхождений, для экспериментов № 2403 и № 2239 по 115 каналам измерения, так же составила 1,5 с.

#### Заключение

Изложена методика бездемонтажного определения постоянных времени каналов измерения температур методом запаздывания температурного сигнала за изменением мощности РУ, приведен пример применения методики. Дополнительно определяется скорость теплоносителя в контролируемых каналах теплообмена. Проведена оценка точности результата.

Представленный алгоритм определения постоянных времени каналов измерения температур в условиях эксплуатации РУ может быть полезен для обеспечения надежности температурного контроля в динамических режимах.

#### Список литературы

- Баклушин Р.П. Переходные процессы нормальной эксплуатации АЭС: Учебное пособие. Обнинск: ИАТЭ. 1999. – 67 с.
- Арнольдов М.Н., Каржавин В.А., Трофимов А.А. Основы метрологического обеспечения температурного контроля реакторных установок / Уч. пособие. – М.: Изд. дом МЭИ. – 2012.
- Преобразователи термоэлектрические. ТХА-745-01, ТХА-746-01. Технические условия ТУ 25-02 (5Ц0.282.138)-78, п/я А-7843, 1978.
- 4. Лысиков Б.В., Прозоров В.К. Термометрия и расходометрия ядерных реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1985.
- 5. Лысиков Б.В., Прозоров В.К. Реакторная термометрия. М.: Атомиздат, 1980.
- 6. ГОСТ 6614-74. Преобразователи термоэлектрические. Общие технические условия. М.: Издательство стандартов, 1981.

- 7. Волкова С.Н., Голуб Е.В., Гончар Н.И., Курбатов И.М. Способ определения расходов теплоносителя в каналах активной зоны ядерного реактора: Авторское свидетельство № 258751. 1987. Приоритет изобретения 07.02.1986. Акт об использовании изобретения в НИТИ, телеграмма Вх.N.1672 от 09.07.87.
- Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам. – М.: Энергоатомиздат, 1984.
- 9. Шевяков А.А., Яковлева А.В. Инженерные методы расчета динамики теплообменных аппаратов. М: Машиностроение, 1968.
- 10. Кузнецов И.А. Аварийные и переходные процессы в быстрых реакторах. М.: Энергоатомиздат, 1987.
- 11. Бесекерский В.А., Попов Е.П. Теория систем автоматического регулирования. М: Наука, 1975.
- 12. Солодовников В.В. Введение в статистическую динамику систем автоматического управления. М. Л.: ГИТЛ. 1952.
- 13. Крамеров А.Я., Шевелев Я.В. Инженерные расчеты ядерных реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1984.
- 14. Реймаров Г.А. Первичная переработка информации в АСУТП: учебно-методическое пособие. – Москва: ЦНИИатоминформ. – 1980.
- 15. Румшинский Л.З. Математическая обработка результатов эксперимента: справочное пособие. Москва: издательство «Наука». 1971. 192 с.
- 16. Доерфель К. Статистика в аналитической химии. М: Мир. 1969.
- Голуб Е.В. Статистический подход к изучению и моделированию влияния термомеханики стержневых твэлов на теплогидравлику активной зоны реактора: Препринт № 3262. – Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ. – 2016. – 72 с.
- 18. Голуб Е.В. Об осевой симметрии поля расхода теплоносителя в активной зоне реактора стенда с ТЖМТ с осесимметричной цилиндрической раздающей коллекторной системой / Сборник докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах (ТФ-2013)». Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ. 2013. Т.1. С. 262–277.

# Расчет гидродинамических параметров второго контура ИЯУ МБИР при больших течах воды в натрий в парогенераторе обратного типа

Мяздрикова О.И., Борисов В.В., Перевозников С.В., Пахомов И.А. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

#### Введение

В быстрых реакторах с натриевым теплоносителем в составе второго натриевого контура традиционно применятся парогенераторы (ПГ) «натрий-вода» прямого типа, то есть когда рабочее тело (вода/пар) находится внутри теплообменных (т/о) трубок модуля, а теплоноситель второго контура в межтрубном пространстве. В модулях ПГ используются одностенные т/о трубки. В случае возникновения межконтурной неплотности ПГ, натрий бурно реагирует с водой/паром. Поэтому при обосновании работоспособности ПГ особое внимание уделяется вопросам обеспечения его безопасной и надежной работы.

Для решения этих задач парогенератор снабжен системой защиты, основу которой составляют две подсистемы: подсистема обнаружения «малых» течей воды/пара в натрий в случае межконтурной неплотности; подсистема защиты парогенератора и оборудования второго контура от превышения давления при возникновении «большой» течи воды в натрий.

В парогенераторах прямого типа при появлении межконтурной неплотности типа «малая» течь возникает опасность повреждения соседних т/о трубок в факеле реакции взаимодействия воды с натрием. Это может привести к быстрому росту количества поврежденных трубок и, соответственно, к резкому увеличению расхода поступления воды во второй контур, т. е. к «большой» течи.

Подсистема контроля «малых» течей предназначена для своевременного обнаружения течи и ее локализации до момента ее развития в «большую» за счет процесса саморазвития или до момента возникновения вторичных дефектов в соседних т/о трубках в результате прожога последней факелом реакции.

В качестве одного из вариантов решения данной проблемы была предложена концепция «обратного» парогенератора, когда теплоноситель второго контура (натрий) течет внутри т/о трубок модуля, а вода/пар под давлением находятся в межтрубном пространстве. В этом случае при возникновении межконтурной неплотности типа «малая» течь факел реакции взаимодействия будет направлен внутрь трубки, что фактически исключает повреждение соседних т/о трубок. Таким образом, конструктивным способом исключается множественное повреждение т/о трубок пучка и, соответственно, нет причин для лавинообразного нарастания расхода воды во второй контур.

Данная конструкция была реализована в 70–80-х годах XX века в составе РУ исследовательского реактора БОР-60 (НИИАР). В составе РУ с 80-х годов до настоящего времени работают два «обратных» парогенератора – микромодульный и крупномодульный, разработки и производства Республики Чехия.

«Большая» течь воды в натрий вне зависимости от конструкции парогенератора сопровождается гидродинамическими (изменением расхода и давления теплоносителя), температурными эффектами. Рассматривается подсистема защиты второго контура и оборудования от превышения давления ИЯУ МБИР. Представлены результаты расчетов гидродинамических параметров второго контура ИЯУ МБИР при возникновении «большой» течи воды в натрий в обратном парогенераторе.

#### 1. Назначение и описание системы автоматической защиты обратного парогенератора

САЗ ОПГ должна обеспечивать:

 надежную индикацию течи воды в натрий при разуплотнении теплопередающей поверхности парогенератора и быстрый (автоматический или с участием оператора) вывод парогенератора из работы за время меньшее, чем время развития «малой» течи в «большую» и тем самым обеспечение минимально возможного распространения по второму контуру продуктов взаимодействия воды с натрием;

 отключение парогенератора со стороны третьего контура и сброс пароводяной смеси из парогенератора до давления 1,0 МПа за минимально возможное время, но не более 15 с; – защиту третьего контура от попадания в него натрия путем заполнения пароводяных полостей парогенератора азотом, при снижении давления менее 1,0 МПа;

- максимально полное и быстрое дренирование натрия из модулей;

 защиту парогенератора и второго контура от превышения допустимого давления при «большой» течи;

- сохранность парогенератора в ремонтопригодном состоянии.

Указанные требования обеспечивают безотказность, ремонтопригодность и долговечность ПГ.

В состав САЗ ОПГ входит подсистема защиты второго контура и оборудования от превышения давления. Функционально САЗ ОПГ является комплексной системой и включает в себя технологическую часть с КИП, приборы индикации межконтурной течи и систему контроля и управления (СКУ).

САЗ ОПГ состоит из следующих подсистем:

подсистема контроля течей воды в натрий;

- подсистема защиты от превышения давления (второй контур);
- подсистема отключения и дренирования по второму контуру;

– подсистема баков аварийного сброса и сепарации продуктов взаимодействия (САС-1, САС-2) с трубопроводами обвязки;

- подсистема отключения и дренирования по третьему контуру;

– подсистема заполнения пароводяной полости ПГ азотом;

- подсистема диагностики состояния элементов САЗ ОПГ (система впрыска).

Подсистема защиты от превышения давления (второй контур) предназначена для:

– защиты оборудования второго контура от превышения давления при большой течи воды в натрий с помощью устройств предохранительных мембранных по натрию (УПМ ОПГ), подключенных непосредственно к входным камерам модулей ОПГ.

– защиты второго контура от превышения давления в газовой полости ББН сверх допустимого за счет срабатывания УПМ-200-Г на ББН при любых нарушениях условий нормальной эксплуатации, в том числе связанных с течью воды в натрий;

– защиты второго контура от превышения давления сверх допустимого в режиме выведенной из работы петли после срабатывания УПМ ОПГ или УПМ-200-Г на ББН за счет срабатывания ПК DN50 или УПМ-200-Г на САС-1.

Сброс продуктов взаимодействия натрия с водой (паром) в парогенераторе при срабатывании устройств предохранительных мембранных по натрию, подключенных к модулям петли УПМ ОПГ и УПМ-200-Г на ББН, происходит в САС-1 соответствующей петли по сбросным трубопроводам DN300.

Сброс основной массы натрия из аварийного модуля ОПГ в САС-1 при срабатывании УПМ ОПГ и УПМ-200-Г происходит ~ за 5 секунд.

Расчетная схема второго контура и оборудования от превышения давления представлена на рис. 1.

В подсистеме защиты от превышения давления в натриевом контуре основными исполнительными элементами являются устройства предохранительные мембранные установленные во входных камерах ОПГ (УМП ОПГ) и в компенсационном газовом объеме ББН (УПМ-200-Г).

#### 2. Исходные данные и допущения при расчете

ИЯУ МБИР предназначена для выполнения широкого спектра исследовательских и экспериментальных работ в условиях интенсивного нейтронного потока –  $5 \times 10^{15}$  (см<sup>-2</sup>с<sup>-1</sup>) и высокого коэффициента использования реактора – 0,65.

На установке применена трехконтурная двухпетлевая схема теплоотвода. На каждой независимой петле 2-го контура предусмотрено по одному парогенератору, который отводит тепло от теплоносителя 2-го контура и генерирует перегретый пар, поступающий в турбоустановку 3-го контура.

Поскольку парогенератор является одним из важнейших элементов РУ, обеспечивающий стабильную и безопасную работу и, учитывая положения утвержденной концепции ИЯУ МБИР, предусматривающей максимальное применение наиболее отработанных и подтвержденных практикой надежных систем и оборудования, целесообразно использовать парогенератор, обладающий наибольшей референтностью, большим ресурсом и высоким уровнем безопасности.



Рис. 1. Расчетная схема второго контура ЯУ с обратным ПГ

В петле 2-го контура предусматривается три однокорпусных теплообменных модуля (типа ОПГ-2) по 24 МВт каждый, включающих экономайзерный, испарительный и пароперегревательный участки.

Для обоснования эффективности подсистемы защиты от превышения давления были выполнены расчеты динамики параметров во втором натриевом контуре ИЯУ МБИР при максимальной проектной течи (МПТ) воды в натрий в ОПГ – гильотинный разрыв одной теплообменной трубки. При проведении расчетного анализа был использован код LLEAK-3C.

Для описания нестационарных теплогидравлических процессов, происходящих во втором натриевом контуре при возмущениях, вызванных «большой» течью воды в натрий в парогенераторе используется одномерная односкоростная трехкомпонентная модель для контура переменного сечения [1]. В качестве компонент смеси рассматриваются натрий, газ (водород) и гидроокись натрия. При этом водород рассматривается как идеальный газ и учитывается его растворимость в натрии. Модель растворимости газообразного водорода в натрии разработана с учетом имеющихся эмпирических значений констант скорости реакции водорода с натрием [2, 3]. Учитываются также зависимость свойств натрия и гидроокиси натрия от давления и температуры.

Основные допущения, принятые при физическом моделировании зоны реакции натрия с водой, следующие:

· рассматривается изохорно-изотермическая модель реакции натрия с водой;

– реакция происходит мгновенно, то есть получается непрерывная, зависящая от интенсивности истечения воды, добавка к ранее образовавшимся продуктам реакции;

образующийся водород рассматривается как идеальный газ;

– влияние экранирующего (замедляющего реакцию) действия образующихся продуктов на характер взаимодействия натрия с водой не учитывается.

Описание узла	Общий объем, м <sup>3</sup>	Объем Na в узле, м <sup>3</sup>	Объем Ar в узле, м <sup>3</sup>
ББН	4	3	1
CAC-1	70	10	60
CAC-2	11	0	11

Параметры газовых полостей второго контура ИЯУ МБИР

#### 3. Результаты расчетов и их анализ

Расчеты выполнялись в три этапа. На первом этапе были выполнены исследования по истечению воды/пара через дефектную теплообменную трубку ОПГ во второй натриевый контур. На втором этапе были получены гидравлические характеристики второго натриевого контура для стационарного режима работы петли ИЯУ МБИР на номинальной мощности. На третьем этапе выполнен расчет МПТ с учетом применения УПМ (ОПГ).

На первом этапе было исследовано влияние различных факторов на расход воды в натрий и общее количество попадающей в натрий воды при разрыве теплообменной трубки ОПГ ИЯУ МБИР с помощью ПС RELAP mod3.2. При этом рассматривался гильотинный разрыв теплообменной трубки с истечением воды/пара в верхнюю и нижнюю натриевые камеры ОПГ.

На рис. 2 представлены результаты расчета по определению динамики массового расхода поступления воды/пара во второй контур. Максимальный расход воды во второй контур наблюдается в случае гильотинного разрывав нижней части теплообменной трубки ОПГ и составляет ~8 кг/с. Если сравнить расход МПТ в ОПГ с расходом МПТ в прямом ПГ, то величина МПТ для ОПГ примерно в 4 раза больше.

На рис. 3 представлены результаты оценки интегрального поступления массы воды во второй натриевый контур.



Рис. 2. Общий расход воды во второй контур:

1 – разрыв теплообменной трубки с двух концов и отказ одного ИПУ; 2 – разрыв теплообменной трубки с двух концов; 3 – гильотинный разрыв верхней части теплообменной трубки; 4 – гильотинный разрыв нижней части теплообменной трубки



Рис. З. Интегральное поступление воды во второй контур:

1 – разрыв теплообменной трубки с двух концов и отказ одного ИПУ; 2 – разрыв теплообменной трубки с двух концов; 3 – гильотинный разрыв верхней части теплообменной трубки; 4 – гильотинный разрыв нижней части теплообменной трубки

Для проведения расчетов гидродинамических эффектов при МПТ выбран вариант с гильотинным разрывом нижней части теплообменной трубки, так как в этом случае реализуется максимальный расход воды во второй натриевый контур ИЯУ МБИР.

Дальнейшие расчеты проводились с помощью кода LLEAK (3C).

Перед проведением расчетов МПТ был выполнен стационарный гидравлический расчет второго контура ИЯУ МБИР. Для упрощения расчетов было принято, что основной циркуляционный контур изотермический с температурой натрия и защитного газа 400 °C; температура CAC-1 – 250 °C; температура CAC-2 – 40 °C. Исходное давление в ББН – 0.2 МПа (абс.).

На рис. 4 показана динамика установления расхода натрия на участке насоса 2-го контура при заданном напоре насоса 0,37 МПа, а на рис. 5 – распределение давлений по второму натриевому контуру ИЯУ МБИР на номинальном режиме работы.



Рис. 4. Динамика установления расхода натрия на участке насоса второго контура ИЯУ МБИР



Рис. 5. Распределение давлений во втором натриевом контуре для номинального режима работы ИЯУ МБИР: 1 – выход из ББН; 2 – вход в ЭМН-2; 3 – выход из ЭМН-2; 4 – вход в ПТО; 5 – донышко ПТО; 6 – выход из ПТО; 7 – вход в модуль ОПГ; 8 – выход из модуля ОПГ; 9 – вход в ББН

После выполнения стационарного расчета второго контура, были выполнены расчеты динамики гидродинамических параметров второго контура при МПТ. На рис. 6 показана динамика давления на донышке ПТО при МПТ. Значение приращения давление на донышке ПТО очень важно для безопасности, так как повреждение ПТО может привести к разгерметизации первого контура и соответственно к истечению радиоактивного натрия. Как видно из рис. 6, приращение давления на донышке ПТО не превышает 0,36 МПа, это значение находится в пределах безопасной эксплуатации по давлению.



Рис. 6. Динамика давления в нижней камере ПТО

При МПТ впервые миллисекунды возникает всплеск давления в зоне химического взаимодействия воды (пара) с натрием и формируется ударная волна [3]. За счет нее за первые миллисекунды срабатывают УПМ ОПГ, установленные на входных камерах модулей ОПГ. На рисунке 7 показана динамика расхода среды через УПМ ОПГ. Расход среды через УПМ соответствует принятым исходным данным в расчете.

Расход натрия на подводящем участке к аварийному модулю ОПГ в начальный момент времени снижается более чем на 35 % (рис. 8), приводя к ухудшению гидравлической характеристики всего второго контура. Затем расход на подводящем участке значительно увеличивается, что связано со сбросом среды через УПМ (ОПГ).



На следующих рисунках приведены данные по динамике давления в зонах реакции натрия с водой (верхняя и нижняя камеры модуля ОПГ).

Как видно из рис. 9 и 10 первоначальный всплеск давления (за счет ударной волны) довольно значителен и составляет для верхней камеры ОПГ 1,6 МПа (изб.), для нижней камеры ОПГ – 2,98 МПа (изб.). Но эти значения находятся в пределах безопасной эксплуатации по давлению для этих участков.



Проведенные расчеты подтвердили правильность проектного решения о применении УПМ ОПГ в составе подсистемы защиты второго контура и оборудования ИЯУ МБИР от превышения давления.

#### Заключение

В обоснование подсистемы защиты второго контура и оборудования ИЯУ МБИР от превышения давления выполнены расчетные исследования.

Для принятой схемы CA3 ОПГ проведены расчеты по определению максимальной величины течи воды в натрий и нагрузок на оборудование второго контура. Максимальная течь воды в натрии реализуется при разрыве теплообменной трубки в зоне нижней трубной доски и достигает 8 кг/с.

Затем, после выполнения стационарного расчета второго контура ИЯУ МБИР, был выполнен расчет гидродинамических параметров второго контура ИЯУ МБИР при возникновении МПТ в обратном парогенераторе.

Результаты расчетов показали, что при МПТ приращение давления на донышке ПТО не превышает 0,36 МПа, и это значение находится в пределах безопасной эксплуатации по давлению. При этом срабатывает УПМ ОПГ, и натрий с продуктами взаимодействия натрия с водой сбрасываются в САС-1. Расход натрия и продуктов взаимодействия в первую секунду МПТ достигает 400 кг/с, что на 35 % выше номинального расхода натрия по второму контуру.

Если сравнить расход МПТ в ОПГ с расходом МПТ в прямом ПГ, то величина МПТ для ОПГ примерно в 4 раза больше.

Проведенные расчеты подтвердили правильность проектного решения о применении УПМ ОПГ в составе подсистемы защиты второго контура и оборудования ИЯУ МБИР от превышения давления.

#### Список литературы

- Перевозников С.В., Швецов Ю.Е., Камаев А.А., Пахомов И.А., Борисов В.В., Пазин Г.Н., Мирзеабасов О.А. Моделирование динамики параметров при большой течи воды в натрий во втором контуре быстрого реактора / Научно-технический сборник «Итоги научнотехнической деятельности института ядерных реакторов и теплофизики за 2013 год». – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2014. – С. 336–349.
- Козлов Ф.А., Кузнецов Э.К. и др. Работа парогенератора с натрием и водой и второго контура при малых течах воды в натрий. / Труды физико-энергетического института. – М.: Атомиздат, 1974.
- Кузнецов И.А., Поплавский В.М. Безопасность АЭС с реакторами на быстрых нейтронах. М.: ИздАТ, 2012.
- 4. Магомедов К.М., Холодов А.С. Сеточно-характеристические численные методы. М.: Наука, 1988.

### Экспериментальное исследование поведения кориума на границе раздела кориума с реакторными конструкциями (износ материалов, формирование гарнисажа, физико-химические параметры граничной зоны)

Загорулько Ю.И., Ганичев Н.С., Жмурин В.Г., Кащеев М.В., Воробьёва Т.А., Толмачев Д.В., Санникова З.О., Ильичева Н.С., Красикова Е.А. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Цели и задачи исследований, результаты которых изложены в настоящей статье, заключались в получении данных по следующим основным вопросам: 1) степень износа конструкционных материалов реакторного оборудования (например, внутриреакторной ловушки кориума) при их первоначальном контакте с расплавом кориума или, в условиях экспериментов, заменяющим его имитатором; 2) химический состав гарнисажного слоя на границе раздела высокотемпературного расплава с «холодной» стенкой и его физические характеристики; 3) физикохимические характеристики граничной зоны.

Методология экспериментов строилась с учётом возможности экспериментального моделирования всей совокупности процессов, которые контролируют поведение кориума и его воздействие на конструкционные материалы, включая термическое взаимодействие (TB) с натрием. В экспериментах данной серии паровая фаза натрия, образующаяся при TB кориума с натрием, моделировалась азотом, содержащимся в составе термитных зарядов и в газовой полости экспериментальных участков. Это позволило экспериментально оценить выбросы расплава имитатора кориума из зоны плавления и ударные нагрузки на образцы конструкционных материалов, расположенных над уровнем термитных зарядов.

Указанные оценки следует рассматривать как достаточно консервативные с точки зрения физического подобия процессов расширения натриевой паровой фазы при ТВ и расширения газа при быстром его разогреве. Временные масштабы активной фазы ТВ и разогрева азота приблизительно одинаковы.

#### 1. Экспериментальное оборудование

#### 1.1. Экспериментальная установка

Для исследования поведения кориума на границе раздела с реакторными конструкциями была смонтирована экспериментальная установка, представленная на рис. 1. Экспериментальная установка располагалась в боксе стенда «Плутон». Внешний (3) и внутренний (2) защитные кожухи установки применялись для локализации экспериментального участка (ЭУ) (1) с целью предотвращения выбросов расплава в атмосферу бокса, локализации материала выбросов и заполнения ЭУ и внутреннего пространства установки азотом. Установка снабжена негерметичными крышками (6, 7) и патрубками для подачи (4) и выхода (5) азота. Экспериментальный участок располагался во внутреннем защитном кожухе на подставке, обеспечивающей подвод термопар (T1−T5) к монтажным отверстиям в дне ЭУ. Термопары (T6-T10), расположенные на корпусе ЭУ, фиксировались хомутами и предназначались для контроля температуры зоны термитной засыпки (T6−T8) и газовой области (T9, T10). Также контролировалась температура полости внутреннего защитного кожуха (T11). Контроль температуры выходящего газа (T12) производился на выходном патрубке внутреннего кожуха. В экспериментах № 1 и 2 устанавливались дополнительные термопары для контроля пространства под ЭУ на случай проплавления корпуса и попадания расплава на дно внутреннего защитного кожуха.

#### 1.2. Экспериментальные участки

Принципиальная схема экспериментальных участков представлена на рис. 2. Основные различия между ними заключались в диаметрах, толщинах стенок корпусов, а также в количестве и геометрии дисковых образцов, устанавливаемых в газовых полостях ЭУ и способах их фиксации. ЭУ в экспериментах № 1–3 имели негерметичные крышки корпусов; в эксперименте № 4 крышка корпуса имела фланцевое уплотнение (токоподвод вводился через гермоввод); корпус был снабжён патрубком для подключения к вакуумной системе стенда «Плутон».





экспериментальный участок (ЭУ); 2 – внутренний защитный кожух; 3 – внешний защитный кожух;
 4 – входной патрубок подачи азота; 5 – патрубок выхода азота; 6 – крышка внешнего защитного кожуха;
 7 – крышка внутреннего защитного кожуха



Рис. 2. Экспериментальные участки экспериментов № 2 (а) и № 4 (б): 1 – крышка; 2 – токоподвод; 3 –корпус ЭУ; 4 – экран; 5 – термитная смесь AI + Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; 6 –образцы; 7 – дно; 8 – корпус токоподвода; 9 – нагреватель; 10 – смесь Zr + Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; 11 – навеска Мо; 12 – навеска Cu; 13 – гермоввод; 14 – газовакуумный штуцер



Рис. З. Схема расположения образцов на дне ЭУ

Детальная информация по характеристикам термитных зарядов, образцов материалов и материаловмаркеров приведена в таблице 1.

В донышках всех четырёх ЭУ производилось сверление ( $\emptyset$ 3,5) для установки термопар на глубину 10–20 мм от поверхности соприкосновения с расплавом с шагом 2,5 мм. Схема расположения образцов приведена на рис. 3.

Размеры	Высота		Масса, г					
экспери-	термит-	Термит	Образцы	-марке	еры	Плотность	Dungu	Macca
менталь- ных участ- ков, мм	ного заряда, мм	Al+Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Zr+Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Cu	Mo	$\Gamma/cm^3$	Экран	ооразцов, Г
Ø98×5, h = 450	160	1500 (Al-375 Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> - 1125)	10	1	1	1,24	Один диск. Толщина 2 мм, крепление на корпусе токоподвода	<pre>* 1) 10,58; 2) 11,14; 3) 6,24 • ** 1) 5,83; 2) 5,03; 3) 6,17</pre>
$\emptyset 150 \times 6, \\ h = 400$	150	2500 (Al-625 Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> - 1875)	10	1	1	1,11	Один диск. Толщина 3 мм, крепление на корпусе токоподвода	1) 9,41; 2) 9,97; 3) 4,85 • 1) 5,85; 2) 5,90; 3) 6,20
$\emptyset 150 \times 6,$ h = 400	80	1500 (Al-375 Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> - 1125)	0,5	_	_	1,11	Два диска. Толщина каждого 3 мм. Диски фиксировались шестью болтами М8 из стали 2X18H10T, по три сверху и снизу	1) 10,35; 2) 10,12; 3) 6,05 • 1) 5,88; 2) 6,16
$\emptyset 98 \times 5, \\ h = 520$	190	1500 (Al-375 Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> - 1125)	10	1	1	1,05	Два диска. Толщина каждого 2 мм, крепление на корпусе токоподвода	1) 6,66; 2) 6,47; 3) 6,50 • 1) 6,29; 2) 6,12; 3) 6 14

#### Исходные параметры экспериментов

#### Таблица 1

\* – пластинчатые образцы (размеры 50×6×3 и 50×3×3)

\*\* – цилиндрические образцы (размеры  $\emptyset 10, h = 10$ )

#### 2. Методика подготовки термитных зарядов и экспериментальных участков

Термитные заряды готовятся непосредственно в корпусе ЭУ. Для изготовления термитных зарядов использовались порошки алюминиевой пудры и оксида железа Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (в состоянии поставки). Анализы дисперсных составов этих порошков показал, что размеры частиц алюминиевой пудры соответствуют диапазону значений от 0,5 до 10 мкм, а оксида железа – от 5 до 30 мкм. Насыпная плотность эквимолярной смеси этих порошков составляет ~ 0,3 г/см<sup>3</sup>. При указанном значении плотности термитная реакция при начальной температуре 25°С невозможна. Это обстоятельство вызывает необходимость механического прессования термитной смеси до плотности > 1 г/см<sup>3</sup>. Предварительно порошки компонентов термитной смеси высушивались при 50°С в присутствии ангидрона.

Процесс смешения осуществляется механически при периодическом добавлении компонентов порциями 10–15 г. Состояние смеси контролируется её проверкой на реакционную способность в трубках диаметром 9 мм, при постепенном разогреве до температуры возгорания инициатора (основные компоненты – фосфор и сера). Уплотнение смеси производится постадийно при порционной засыпки смеси навесками по 40–50 г. В состав термитного заряда вводятся порошки образцов-маркеров (Cu, Mo, Zr). Размеры частиц порошка меди соответствует диапазону от 30 до 100 мкм, для молибдена – от 12 до 40 мкм, для циркония – от 1 до 30 мкм. Позиция расположения образцов-маркеров и их массовые характеристики приведены на рис. 2 и в таблице 1.

#### 3. Экспериментальные результаты и их обсуждение

#### 3.1. Феноменология экспериментов

В процессе проведения экспериментов, выполняемых в соответствии с методиками, изложенными в разделе 2, были установлены следующие общие их характеристики:

– существенные разрушения деталей установки ЭУ (коробление крышек защитных кожухов установки; разрушение узла токоподводов; значительные выбросы материалов за пределы ЭУ; наличие отложений материала имитатора кориума в виде налёта, кластеров и каплевидных образований на внутренних стенках ЭУ; срез болтов фиксаторов дисковых экрановмишеней в эксперименте № 3; разрыв патрубка вакуумной линии ЭУ в эксперименте № 4). Соответствующие иллюстрации указанных явлений приводятся на рис. 4, 5;

– расслоение застывшего расплава имитатора кориума на металлическую и керамическую фазы. Ниже на рис. 6, 7 приведены иллюстрации этого расслоения, наблюдаемого после разрушения корпуса ЭУ № 1;

– в эксперименте № 4, при проведении которого ЭУ предварительно вакуумировался, выбросы материалов отсутствовали, ЭУ находился в горизонтальном положении в течение 10 минут. Как было установлено после охлаждения и разрезки корпуса ЭУ за указанное время произошло отвердевание расплава и его расслоение на металлическую и керамическую фазы;

керамическая фаза в экспериментах № 1–3 характеризовалась наличием полостей и газовых включений на границах раздела с металлической фазой;

– зафиксированные температуры на поверхности корпусов ЭУ и в их донышках существенно различаются в индивидуальных экспериментах, как по своим пиковым значениям, так и по характеру их изменения во времени.



Рис. 4. Вид внутренней полости ЭУ № 1 после его вскрытия



Рис. 5. Вид верхней части ЭУ № 3 после эксперимента



Рис. 6. Иллюстрация расслоения расплава в эксперименте № 1 (металлическая фаза)



Рис. 7. Иллюстрация расслоения расплава в эксперименте № 1 (керамическая фаза)

#### 3.2. Оценки выброса материалов в экспериментах № 1-3

Конструкция экспериментальных участков, используемых в экспериментах № 1–3, предусматривала возможность замещения воздуха азотом (по крайней мере, в их газовых полостях), а также выхода части расплава за пределы ЭУ.

Размеры образцов-экранов обеспечивали зазор ~ 1 мм по отношению стенок ЭУ. В экспериментах № 1–2 образцы-экраны монтировались на корпусе токоподводов, в эксперименте № 3 они были зафиксированы между двумя рядами болтов М8 (по 3 в нижнем и верхнем рядах с азимутальным смещением 60°).

Оценки масс выбросов и их химический состав представлены в таблице 2. Значение плотности материалов выбросов приведены в таблице 3.

Таблица 2

# Характеристики материалов выбросов в экспериментах № 1–3 и их химический состав по основным компонентам

N⁰	Масса исходного	Масса выброса	Химический	состав, мас. %
эксперимента	термитного заряда, кг	материала, кг	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe
1	1,5	0,360	45,2	54,3
2	2,5	0,985	44,8	54,6
3	1,5	0,420	45,7	53,6

#### Таблица 3

Плотность материалов выбросов в экспериментах № 1-3

			L	
N⁰	N⁰	Macca	Измеренное значение	Среднее значение
эксперимента	навесок	навески, г	плотности, г/см <sup>3</sup>	плотности, г/см <sup>3</sup>
	1.1	1,06	5,97	
	1.2	2,17	6,11	
1	1.3	3,58	6,03	6,05
	1.4	4,46	6,02	
	1.5	4,93	6,07	
	2.1	1,18	6,09	
	2.2	2,05	6,16	
2	2.3	3,27	6,11	6,09
	2.4	4,34	6,07	
	2.5	5,19	6,03	
	3.1	0,96	5,93	
	3.2	2,13	6,14	
3	3.3	2,84	6,19	6,11
	3.4	4,05	6,08	
	3.5	5,11	6,17	

Результаты анализов химического состава (в таблице 2 приводятся данные, полученные усреднением по 4–6 пробам) свидетельствуют о достаточно хорошем их соответствии стехиометрии продуктов термитной реакции при протекании её до конца. В свою очередь средние значения плотности материалов выбросов приблизительно соответствуют её расчётным значениям, полученным на основе оценок для кристаллического состояния Fe и Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> в бинарном приближении:

$$\rho_{\rm cM} = \frac{m_{\rm Al_2O_3}}{m_{\rm Al_2O_3} + m_{\rm Fe}} \cdot \rho_{\rm Al_2O_3} + \frac{m_{\rm Fe}}{m_{\rm Al_2O_3} + m_{\rm Fe}} \cdot \rho_{\rm Fe} \,, \tag{1}$$

где  $m_{\rm Al_2O_3}$ ,  $m_{\rm Fe}$  – массы оксида алюминия и железа в продуктах термитной реакции;  $\rho_{\rm Al_2O_3}$ ,  $\rho_{\rm Fe}$  – плотности оксида алюминия и железа соответственно [1].

#### 3.3. Анализ температурных режимов в экспериментах № 1-4

Результаты измерений температур на поверхности корпусов и в сверлениях их донышек представлены на рис. 8–11. Амплитудные значения температуры и относительные значения времени их достижения приведены в таблице 4.

Восстановление поля температур в соответственных точках на границах расплава со стенками корпусов ЭУ требует решения нестационарных задач теплопроводности с учётом тепловой инерции стенки, что не входило в круг задач, выполняемых в соответствии с календарным планом.



Рис. 8. Изменение температуры в эксперименте № 1



Рис. 9. Изменение температур в эксперименте № 2



Рис. 10. Характер изменения температур в эксперименте № 3



Рис. 11. Характер изменения температур в эксперименте № 4

Можно отметить выраженную зависимость амплитудных значений температур, достигаемых в различных точках корпусов ЭУ от исходной геометрии термитного заряда, характерных для экспериментов № 1 и 4 в сравнении с экспериментами № 2 и 3.

#### Таблица 4

Экспе	еримент № 1		Эксперимент № 2				
Максимальная температура, °С	Термопара	Время, мин	Максимальная температура, °С	Термопара	Время, мин		
772	Τ7	1,50	1237	Τ8	1,00		
763	T1	3,95	500	T10	1,10		
749	Т3	4,00	468	T1	2,00		
741	Τ2	4,00	416	Т3	2,05		
729	T5	4,00	414	Т9	3,05		
716	Т6	2,20	402	Τ7	3,50		
694	Τ8	1,20	377	Т6	2,50		
574	Т9	3,97	371	T4	1,35		
190	T10	4,00	307	Τ2	1,70		
161	T4	4,00	257	T5	2,70		
Экспе	еримент № 3		Экспе	еримент № 4			
414	T2	1,20	639	Τ7	3,70		
378	Т9	0,65	559	T8	3,50		
337	T11	0,65	483	Т9	3,65		
278	Τ8	2,20	466	T10	3,10		
231	T6	4,00	362	Т3	12,00		
213	Τ7	3,70	355	T4	11,50		
202	T10	1,70	352	T1	12,00		
197	T5	4,00	351	T2	12,00		
187	T12	0,57	322	T5	15,00		
185	T1	1,80	317	Т6	10,00		
131	T3	4,00					
125	T4	4,00					

#### Значения максимальных температур и относительные времена их достижения в экспериментах № 1–4

### 3.4. Определение характеристик застывших материалов расплава в экспериментах № 1–4

Результаты химических анализов проб материалов, отобранных в различных зонах локализации металлической и керамической фаз в экспериментах № 1–4, приведены в таблицах 5–9. Навески проб для анализа отбирались в процессе растворения отобранных проб материалов и поэтому в таблицах не приводятся.

Основным компонентом металлической фазы является железо. В пробах материала, отобранных на границах раздела со стенками ЭУ, имеет место повышенное содержание хрома и никеля, соотношение между концентрациями которых приблизительно соответствует характерному для нержавеющей стали. Исключение составляет состав материала в пробах 1.1'М–1.3'М, в которых отмечено повышенное содержание никеля, практически совпадающее с хромом.

Материалы-маркеры Cu, Mo, Zr (в эксперименте № 3 только цирконий) имеют близкие значения концентраций во всех пробах материала металлической фазы, независимо от позиции пробоотбора. Это свидетельствует о том, что медь, молибден и цирконий за время, предшествующее расслоению расплава уже успели перейти в растворенное состояние.

Алюминий в составе металлической фазы практически отсутствует, за исключением границы раздела с керамической фазой. Обращает внимание тот факт, что алюминий практически отсутствует на границах раздела металлической фазы со стенками корпуса ЭУ.

При анализе содержания таблиц следует учитывать, что алюминий присутствует в виде оксида Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.

Основным компонентом керамической фазы является алюминий, присутствующий в виде оксида  $Al_2O_3$ . Для керамической фазы характерно сохранение соотношения между концентрациями хрома и никеля практически совпадающее с аналогичным соотношением для нержавеющей стали.

Содержание железа в пробах материала, отобранных из массива керамической фазы в среднем одинакова для экспериментов №1–3 и в два раза ниже для эксперимента № 4, что возможно связано с особенностями протекания этого эксперимента. Железо практически нерастворимо в Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> и, возможно, присутствует в виде интерметаллида или в состоянии тонкодиспергированной фазы. Для материалов-маркеров характер распределения и численный порядок концентраций близок к тому, который имеет место для металлической фазы. Результаты анализа проб представлены в таблицах 8–9.

Таблица 5

N⁰	Harring reactions			Химич	еский с	остав, и	мас. %		
пробы	позиция просоотоора	Fe	Al	Cu	Мо	Zr	Cr	Ni	Ti
1.1'M	Придонная зона, центр	93,65	0,00	0,15	0,11	0,05	2,52	2,64	0,02
1.2'M	Придонная зона	95,37	0,00	0,15	0,10	0,02	2,20	2,12	0,01
	(граница раздела с вертикальной стенкой)								
1.3'M	-//-	95,57	0,00	0,14	0,07	0,03	2,23	2,12	0,01
1.4'M	Граница раздела с вертикальной стенкой (центр)	95,48	0,34	0,26	0,09	0,02	2,57	1,58	0,02
1.5'M	Граница раздела с вертикальной стенкой (поверхность)	95,72	0,21	0,11	0,05	0,04	2,41	1,32	0,03
1.6'M	Поверхность раздела с керамической фазой (центр)	93,92	0,58	0,09	0,08	0,05	2,68	1,49	0,02
1.7'M	Центральная зона массива металлической фазы	98,21	0,00	0,11	0,13	0,02	1,24	0,58	0,04
1.8'M	- // -	98,37	0,00	0,12	0,13	0,02	1,37	0,62	0,04

#### Результаты анализов проб металлической фазы в эксперименте № 1

Таблица 6

#### Результаты анализов проб металлической фазы в эксперименте № 2

N⁰	Πορμιμα προδοοτδορο		Химический состав, мас. %									
пробы	позиция проооотоора	Fe	Al	Cu	Мо	Zr	Cr	Ni	Ti			
2.1'M	Придонная зона, центр	96,18	0,00	0,06	0,13	0,05	2,38	1,24	0,12			
2.2'M	Придонная зона (граница раздела с вертикальной стенкой)	95,44	0,00	0,06	0,11	0,07	2,17	1,05	0,11			
2.3'M	Граница раздела с керамической фазой (центр)	94,67	0,27	0,10	0,06	0,02	1,64	0,76	0,05			
2.4'M	Граница раздела с керамической фазой и вертикальной стенкой	94,85	0,38	0,12	0,06	0,02	1,55	0,63	0,04			
2.5'M	В центральной зоне массива металлической фазы	97,86	0,00	0,05	0,14	0,07	1,11	0,72	0,10			

N⁰	Позиция пробоотборо		Хим	ический (	состав, ма	ıc. %	
пробы	позиция просостобра	Fe	Al	Zr	Cr	Ni	Ti
3.1'M	Придонная зона, центр	96,68	0,00	0,09	2,75	1,64	0,05
3.2'M	Придонная зона (на границе с вертикальной стенкой)	95,86	0,00	0,07	3,15	1,72	0,03
3.3'M	Граница раздела с керамической фазой (центр)	92,79	0,15	0,02	1,65	0,76	0,05
3.4'M	Граница раздела с керамической фазой и вертикальной стенкой	92,18	0,18	0,01	1,49	0,64	0,03
3.5'M	Отложения на вертикальной стенке в газовой полости	64,14	21,56	0,02	0,56	0,23	0,01
3.6'M	_ // _	63,89	20,94	0,02	0,61	0,29	0,01
3.7'M	_ // _	63,76	21,45	0,01	0,65	0,32	0,01

#### Результаты анализов проб металлической фазы в эксперименте № 3

#### Таблица 8

Таблица 7

### Результаты анализов керамической фазы в экспериментах № 1–3

N⁰	N⁰	Позиция		1	Химиче	еский с	остав, 1	мас. %		
эксп.	пробы	пробоотбора	Fe	Al	Cu	Мо	Zr	Cr	Ni	Ti
	1.1'K	На границе раздела с металлической фазой (центр)	1,11	51,17	0,04	0,11	0,04	1,95	0,89	0,01
1	1.2'К	На внешней поверхности (центр)	2,18	51,34	0,02	0,15	0,02	1,77	0,89	0,01
	1.3'К	Из массива керамической фазы	2,27	50,97	0,02	0,09	0,02	1,69	0,76	0,02
	2.1'K	На границе раздела с металлической фазой (центр)	2,86	50,89	0,01	0,08	0,06	1,72	0,85	0,01
2	2.2'K	На внешней поверхности фазы (центр)	2,27	51,12	0,08	0,13	0,06	1,63	0,74	0,01
	2.3'К	Из массива керамической фазы	2,16	51,18	0,02	0,09	0,04	1,12	0,62	0,01
3	3.1'К	Из общего массива керамической фазы	2,34	50,76	_	_	0,02	0,86	0,39	0,02
	3.2'К	_ // _	2,29	51,19	-	-	0,01	0,84	0,41	0,01

Одним из наиболее важных выводов, следующих из приведенных данных, является заключение о том, что гарнисажный слой формируется на относительно холодной стенке после расслоения расплава и состоит из материалов соответствующих фаз. Масса расплава в период, предшествующий расслоению, имеет характер однородного расплава за счёт интенсивного его перемешивания.

N⁰	Портина — обоо-боло			Химиче	ский со	став, ма	ac. %		
пробы	позиция просостоора	Fe	Al	Cu	Mo	Zr	Cr	Ni	Ti
4.1'M	На границе со стенкой экспериментального участка	96,79	0,33	0,03	0,01	0,04	1,56	0,77	0,03
4.2'M	Из массива металлической фазы	98,23	0,28	_	0,02	0,03	0,68	0,32	0,01
4.3'M	На границе раздела металлической и керамической фаз	97,81	0,67	0,02	0,02	0,06	0,97	0,54	0,06
4.1'K	На границе раздела фаз	2,28	50,15	0,02	0,03	0,07	1,32	0,63	0,02
4.2'К	Из массива керамической фазы	1,06	51,47	0,01	0,02	0,02	0,83	0,34	0,01
4.3'К	Поверхность керамической фазы	1,72	49,84	0,02	0,04	0,01	1,17	0,59	0,01

Результаты анализов проб металлической и керамической фаз в эксперименте № 4

Результаты измерения плотности металлической и керамической фаз в экспериментах № 1–4 приведены в таблицах 10–11.

Для повышения точности осреднённых результатов плотности керамической фазы, измельчённые материалы навесок подвергались длительной промывке этиловым спиртом с последующей сушкой и, в ряде случаев, дополнительному измельчению и магнитному сепарированию. Среднее значение плотности металлической и керамической фаз удовлетворительно соответствует плотности железа и оксида алюминия в кристаллическом состоянии [1].

Таб	блица	10

Таблица 9

#### Измеренные значения плотности металлической фазы в экспериментах № 1-4

			1 1		
№ эксперимента	№ навески	Масса навески, г	сса навески, г Измеренное значение плотности, г/см <sup>3</sup>		
1	1.1M	0,79	7,76		
	1.2M	0,83	7,82	7.04	
	1.3M	0,78	7,91	/,84	
	1.4M	0,81	7,86		
2	2.1M	0,87	7,78		
	2.2M	0,52	7,69	7,81	
	2.3M	0,68	7,91		
	2.4M	0,44	7,85		
3	3.1M	0,62	7,75		
	3.2M	0,71	7,79	7.02	
	3.3M	0,59	7,91	7,03	
	3.4M	1,14	7,87		
4	4.1M	0,76	7,73		
	4.2M	0,82	7,80	7 96	
	4.3M	0,64	7,84	/,00	
	4.4M	0,81	7,96		

-		-			
№ эксперимента	№ навески	Масса навески, г Измеренное значен плотности, г/см <sup>2</sup>		Среднее значение плотности, г/см <sup>3</sup>	
	1.1K	1,06	3,82		
1	1.2K	1,43	3,74	2.90	
	1.3K	1,84	4,02	3,89	
	1.4K	2,17	3,98		
2	2.1K	1,23	3,85		
	2.2К	1,76	3,67	3,92	
	2.3К	1,92	4,12		
	2.4К	2,05	4,02		
3	3.1K	1,68	3,69		
	3.2К	2,14	3,79	2.82	
	3.3К	1,13	4,03	5,65	
	3.4К	1,86	3,82		
4	4.1K	1,95	3,78		
	4.2К	1,26	3,69	3.87	
	4.3К	1,57	3,94	5,07	
	4.4K	2,26	3,89		

Измеренные значения плотности керамической фазы в экспериментах № 1–4

Таблица 11

Измерения твердости металлической и керамической фаз также в среднем соответствуют известным данным для железа и корунда (4,5 и 9,0 по десятибалльной шкале). Результаты измерений твёрдости керамической фазы характеризуются большим разбросом и существенно отличаются для достаточно близких позиций в зоне измерения.

#### 3.5. Износ материалов

Характеристики и геометрические размеры образцов, используемых в экспериментах № 1-4, приведены в таблице 1.

Вследствие незначительной продолжительности выдержки образцов в объёме металлической фазы при температурах, превышающих температуру плавления нержавеющей стали, износ пластинчатых и цилиндрических образцов, обнаруженных в экспериментах № 2–3, практически отсутствовал. В эксперименте № 1 образцы оказались скрытыми в объёме металлической фазы и анализу не подвергались.

Дисковый образец-экран (толщиной 2 мм) в эксперименте № 1 в результате ударного воздействия расплава был разрушен до состояния полной деградации материала и рассыпался на фрагменты при его извлечении из корпуса ЭУ.

Дисковый образец в эксперименте № 2 (толщина 3 мм) имел оплавленную зону, износ материала поверхности достигал 1 мм, его деформация по диаметру имела стрелу прогиба 0,75–0,8 см. Внешний вид дискового образца-экрана представлен на рис. 12.

В эксперименте № 3 верхний ряд болтов, фиксирующих дисковые образцы, был срезан по уровню стенки корпуса. Деформация нижнего диска соответствовала стреле прогиба по диаметру ~ 0,6 см, износ поверхности составил ~1 мм. Расчётная оценка усилия среза 3-х болтов составила 4,93·10<sup>5</sup> Па.

В эксперименте № 4 из двух дисковых образцов (толщина 2 мм) нижний имел деформацию по диаметру со стрелой прогиба 0,5–0,6 см. Износ поверхности нижнего диска, со стороны воздействия расплава составил 1–2 мм.



Рис. 12. Постэкспериментальное состояние дискового образца-экрана ЭУ № 2

#### Заключение

В результате проведенных исследований (серия из 4-х экспериментов с участками различных геометрий) установлено:

 тепловое расширение азота, содержащегося в составе термитного заряда и имитирующего паровую фазу натрия по своим эффектам (временной интервал, эффекты воздействия на окружающие конструкции) соответствует характеристикам активной фазы термического взаимодействия кориума с натрием;

 формирование волны давления расширяющегося газа приводит к выбросу расплава за пределы экспериментального участка, от 24 до 40 % исходной массы термитного заряда. Осевое перемещение расплава вызывает ударные нагрузки на окружающие конструкции, оцениваемые величиной ~ 5·10<sup>5</sup> Па;

 расплав имитатора кориума претерпевает расслоение на металлическую (Fe) и керамическую (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) фазы, пространственно разделённые в соответствии с их плотностью, что подтверждается измерениями химического состава фаз и их плотностью;

 гарнисажный слой на поверхности раздела расплава с первоначально холодной стенкой формируется на стадии, следующей за его расслоением. Химический состав пристеночного слоя по основным компонентам соответствует элементному составу фаз с некоторым превышением содержания хрома и никеля;

– износ материалов и деформация образцов были зарегистрированы только для категорий, подвергаемых ударному воздействию расплава.

Полученная информация может быть использована при составлении сценариев развития процессов во внутриреакторных ловушках кориума в условиях тяжелых аварий с плавлением активной зоны.

#### Список литературы

1. Физические величины: Справочник под редакцией И.С. Григорьева и Е.З. Мелихова – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 1232 с.

СЕКЩИЯ З.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ И РАСЧЕТНЫЕ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ В ОБОСНОВАНИЕ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ И БЕЗОПАСНОСТИ ВОДООХЛАЖДАЕМЫХ РЕАКТОРОВ

### Исследования процессов перемешивания потока теплоносителя в активной зоне реактора PWR с тепловыделяющими сборками TBC-Квадрат

**Дмитриев С.М., Хробостов А.Е., Бородин С.С., Сорокин В.Д., Доронков Д.В.** *Нижегородский Государственный Технический Университет им. Р.Е. Алексеева* 

#### Введение

В АО «ОКБМ Африкантов» разработана конструкция ТВС–Квадрат для активной зоны реакторов типа PWR, конкурентоспособная с зарубежными аналогами по надежности, безопасности, экономичности и технологичности. В частности, в ТВС–Квадрат использованы апробированные и зарекомендовавшие себя в ТВС для реакторов ВВЭР конструкторские решения по силовому каркасу и дистанционирующей решетке, которые позволяют повысить эксплуатационную надежность ядерного топлива [1].

Одной из конструктивных особенностей ТВС-Квадрат является наличие перемешивающих дистанционирующих решеток (ПДР), одними из функций которых являются турбулизация потока теплоносителя и интенсификация процессов теплообмена. Установка подобных элементов влияет на эффективность перемешивания теплоносителя, и, как следствие, на величину критических тепловых потоков и запаса до кризиса теплоотдачи [2]. В поперечном сечении кассеты условно можно выделить две характерные области: область регулярных ячеек и ячейки в районе направляющего канала (НК). В данных областях, различающихся геометрическими характеристиками, необходимо знать закономерности формирования потока теплоносителя. Оценка влияния перемешивающих устройств на критические потоки тепла возможна только на теплофизических стендах при натурных условиях течения теплоносителя, а изучение гидродинамики сборок твэлов и активных зон реакторов, в целом, целесообразно проводить на масштабных и полноразмерных моделях кассет на аэро- и гидродинамических стендах. Поэтому экспериментальное исследование закономерностей формирования локальных гидродинамических характеристик потока теплоносителя в пучках твэлов ТВС-Квадрат при использовании перемешивающих дистанционирующих решеток является актуальной задачей, решение которой позволяет обосновать теплотехническую надежность активных зон реакторов PWR [3].

#### Экспериментальный стенд

Для определения влияния перемешивающих дистанционирующих решеток на поток теплоносителя в НГТУ им. Р.Е. Алексеева функционирует аэродинамический экспериментальный стенд, представляющий собой разомкнутый контур, через который прокачивается воздух. В состав стенда входят: вентилятор высокого давления, ресиверная емкость, экспериментальная модель (ЭМ), расходомерное устройство, измерительный комплекс [4].

Во время работы стенда воздух посредством вентилятора высокого давления нагнетается в ресиверную емкость, далее проходит успокоительный участок, ЭМ и выбрасывается в атмосферу. Исследования локальных гидродинамических характеристик потока теплоносителя внутри трубного пучка ЭМ заключались в измерении модуля вектора скорости, углов набегания потока и статического давления.

Экспериментальная модель, представляет собой фрагмент TBC-Квадрат реактора типа PWR и выполняется в полном геометрическом подобии натурной TBC. Модель состоит из твэлов-имитаторов, имитаторов направляющих каналов, поясов перемешивающих и дистанционирующих решеток, снабженных дефлекторами [5].

Исследуемые пояса ПДР состоят из взаимно перпендикулярных рядов пластин и восьмигранных ячеек, выполняющих функцию дистанционирования твэлов. Верхние кромки пластин, в местах их пересечения, снабжены дефлекторами различного конструктивного исполнения. В работе рассматривались три варианта дефлекторов типа «split vane»:

1. Первоначальный вариант дефлектора выполнен высотой 9 мм, углом отгиба 25° и параллельной линией гиба относительно верхней кромки пластины (9/25) (рис. 1 *a*);

2. Усовершенствованный дефлектор 9/25 увеличенной площадью на 8% по отношению к первоначальному варианту и профилем, повернутым к центру ячейки согласно линии гиба в 15° относительно верхней кромки пластины (9/25/8/15) (рис. 1 б);

3. Усовершенствованный дефлектор 9/25 увеличенной площадью на 21% по отношению к первоначальному варианту и профилем, повернутым к твэлу согласно линии гиба в 15° относительно верхней кромки пластины (9/25/21/15) (рис. 1 *в*).



Рис. 1. Исследуемые типы дефлекторов на ПДР ТВС-Квадрат: *а* – дефлектор типа «прямой гиб»; *б* – дефлектор типа «косой гиб»; *в* - дефлектор типа «обратный гиб»

#### Измерительный комплекс

В состав измерительного комплекса входят: пятиканальный пневмометрический зонд, блок аналоговых преобразователей давления, координатное устройство; базовый блок коммутации/измерения, ЭВМ с соответствующим программным обеспечением.

Измерение вектора скорости потока теплоносителя за дефлекторами ПДР осуществлялось пятиканальным пневмометрическим зондом. Предельные отклонения проекций абсолютной скорости на оси *X*, *Y*, *Z* не превышают 7,5 % от абсолютной скорости. Снятие показаний с зонда осуществлялось с помощью блока аналоговых преобразователей давления.

#### Обоснование представительности экспериментальных исследований

Важным этапом любых исследований является подтверждение их представительности. Проведение исследований течения теплоносителя для штатных ТВС в лабораторных условиях крайне сложно осуществить, так как в активной зоне реактора число Рейнольдса достигает 500000. Однако, можно моделировать течения воды высокого давления воздухом на основе теории гидродинамического подобия. Согласно данной теории, форма безразмерный полей скорости остается неизменной на протяжении всей зоны автомодельности. Следовательно, результаты, полученные в области автомодельности при числах Re меньше штатных и на воздухе могут быть перенесены на реальные условия течения теплоносителя в штатных TBC. Таким образом, для обоснования представительности исследований были проведены эксперименты по определению участков гидродинамической стабилизации потока и нижней границы зоны автомодельного течения.

Необходимым условием обоснования представительности испытаний является равенство коэффициента местного гидравлического сопротивления (КГС) ПДР модели и ПДР натурной ТВС-Квадрат. Анализ результатов показал, что КГС ПДР модели в области автомодельного течения соответствуют гидравлическому сопротивлению натурных ПДР ТВС-Квадрат. Результаты измерений КГС ПДР модели представлены на рис. 2.



Рис. 2. Зависимость коэффициента местного гидравлического сопротивления поясов ПДР с различными типами дефлекторов ЭМ с четырьмя направляющими каналами от числа Re

#### Методика проведения исследований

Экспериментальные исследования локальных гидродинамических характеристик потока теплоносителя за ПДР заключались в измерении модуля и направления вектора скорости в исследуемой точке пучка стержней модели. В качестве характерных ячеек для определения влияния различных типов дефлекторов ПДР на течение потока теплоносителя была выбрана одна регулярная ячейка и две ячейки в области направляющего канала (рис. 3). Для получений полной пространственной картины течения теплоносителя за дефлекторами ПДР ячейки были разделены на зоны измерения (рис. 4), в каждой из которых вектор скорости измерялся в 15 сечениях по длине модели.



Рис. З. Поперечное сечение экспериментальной модели



Рис. 4. Зоны измерения вектора скорости за ПДР модели: *а)* зоны измерения вектора скорости в регулярной ячейке; *б)* зоны измерения вектора скорости в ячейках области НК

### Результаты исследований гидродинамики теплоносителя в регулярных ячейках за ПДР ТВС-Квадрат

Анализ поперечных составляющих вектора скорости  $(W_x / \overline{W}), (W_y / \overline{W})$  в регулярной ячейке за ПДР модели, оснащенными тремя типами дефлекторов типа «split vane» показал:

1. За каждым из исследуемых типов дефлекторов ПДР ТВС–Квадрат образуется вихревое течение (рис. 5), которое прекращается на расстоянии  $\Delta L/d_I$ =3–5 за дефлекторами типа «косой гиб» и «обратный гиб», и на расстоянии  $\Delta L/d_I$ =10–12 за дефлекторами типа «прямой гиб»;

2. Затухание поперечных скоростей за ПДР с дефлекторами типа «косой гиб» и «прямой гиб» происходит на расстоянии  $\Delta L/d_{\Gamma} = 14-15$ , а для ПДР с дефлекторами типа «обратный гиб» на расстоянии  $\Delta L/d_{\Gamma} \approx 24$ .

Таким образом, на основе результатов экспериментальных исследований, сделан вывод, что непосредственно за дефлекторами ПДР ТВС–Квадрат зарождается вихрь, и по мере удаления от решетки большей интенсивностью обладает вихрь, образованный дефлекторами типа «прямой гиб». Наибольшая длина затуханий возмущений потока теплоносителя отмечена за ПДР с дефлектором типа «обратный гиб».



Рис. 5. Векторное поле в регулярной ячейке за исследуемыми дефлекторами ПДР модели на расстоянии ΔL/dr = 1,3 от решетки:
а) векторное поле за дефлекторами типа «прямой гиб»;
б) векторное поле за дефлекторами типа «косой гиб»;
в) векторное поле за дефлекторами типа «обратный гиб»

#### Результаты исследований гидродинамики теплоносителя в ячейках области направляющего канала за ПДР ТВС-Квадрат

Анализ экспериментальных данных в ячейках области направляющего канала показал:

1. В ячейках, где дефлекторы направляют теплоноситель в аналогичные ячейки области НК, за всеми из исследуемых типов дефлекторов, в части, прилежащей непосредственно к направляющему каналу, образуется вихрь, который затухает на расстоянии  $\Delta L/d_{\Gamma} \approx 3$  от ПДР.

2. В ячейках НК, где дефлекторы направляют поток в стандартные ячейки, за ПДР с дефлекторами типа «прямой гиб» и «косой гиб» возникает вихрь с длиной затухания  $\Delta L/d_{\Gamma} \approx 4-7$  от решетки, омывая поперечным потоком два прилежащих твэла. При постановке решетки с дефлекторами типа «обратный гиб», вихрь в этой же области затухает на расстоянии  $\Delta L/d_{\Gamma} \approx 14$  за ПДР.

3. Затухание поперечных скоростей за ПДР в области НК с дефлекторами типа «прямой гиб», «косой гиб» и «обратный гиб», происходит на расстоянии  $\Delta L/d_{\Gamma} = 14-15$ .



Рис. 6. Векторное поле в ячейках области НК за исследуемыми дефлекторами ПДР модели на расстоянии ΔL/dr = 1,3 от решетки: а) за дефлекторами типа «прямой гиб»; б) за дефлекторами типа «косой гиб»; в) за дефлекторами типа «обратный гиб»

#### Оценка эффективности ПДР ТВС-Квадрат с различными типами дефлекторов

Для сравнения различных типов дефлекторов ПДР ТВС–Квадрат были введены два критерия:

1. Коэффициент межъячейкового обмена F<sub>mix</sub>:

$$F_{mix} = \frac{1}{S} \int \frac{|V_{cross}|}{U} dy,$$

где S – зазор между твэлами,  $V_{cross}$  – компонента скорости теплоносителя через границу между ячейками, U – средняя скорость теплоносителя по сечению ячейки в направлении потока.

2. Интенсивность вихревого воздействия дефлекторов:

$$F_{vortex\_moment} = \frac{\int r^2 V_{lateral} U_{local} dr}{R_S \int r U_{local}^2 dr},$$

где  $V_{lateral}$  – тангенциальная составляющая скорости теплоносителя,  $U_{local}$  – локальная аксиальная компонента скорости теплоносителя, r – радиальное расстояние от центра до точки, в которой измеряются скорости теплоносителя,  $R_S$  – минимальное расстояние от центра ячейки до поверхности стержня.

По результатам расчета коэффициента, определяющего интенсивность воздействия дефлекторов в регулярной ячейке модели определено, что при фиксированной координате  $L/d_{\Gamma}$  за любым из исследуемых дефлекторов происходит смена значений коэффициента на отрицательные (рис. 7 *a*), что свидетельствует об изменении направления движения поперечного потока теплоносителя. Для ПДР с дефлектором типа «косой гиб» поток начинает движение в противоположную сторону при  $\Delta L/d_{\Gamma} = 3$ , для ПДР с дефлектором типа «обратный гиб» при  $\Delta L/d_{\Gamma} = 2$ , для ПДР с дефлектором типа «прямой гиб» при  $\Delta L/d_{\Gamma} = 5$ .

Расчеты коэффициента межъячейкового обмена между стандартными ячейками показали, что наибольшие значения коэффициента по всей длине за ПДР наблюдаются при установке на ПДР дефлекторы типа «обратный гиб» (рис. 7 б, в).



Рис. 7. Графики изменения осредненного коэффициента межъячейкового обмена в зазорах стандартной ячейки и интенсивность вихревого воздействия дефлекторов по соответствующим направлениям в зависимости от *L/dr* 

По графикам изменения коэффициента межъячеечного обмена в двух ячейках около НК не выявлено существенных отличий в интенсивности обмена. Наибольшая длина затухания локальных вихрей согласно графикам изменения интенсивности вихревого воздействия дефлекторов наблюдается за дефлекторами типа «обратный гиб».

#### Заключение

На основе комплексного анализа распределения относительных поперечных скоростей за ПДР ТВС–Квадрат с дефлекторами типа «косой гиб», «прямой гиб», «обратный гиб» сделаны следующие выводы:

1. За любым из исследуемых типов дефлекторов образуется вихревое течение, которое прекращается на расстоянии  $\Delta L/d_{\Gamma} = 3-5$  за дефлекторами типа «косой гиб» и «обратный гиб», и на расстоянии  $\Delta L/d_{\Gamma} = 10-12$  за дефлекторами типа «прямой гиб».

2. В ячейках НК, где дефлекторы направляют теплоносителя в аналогичные ячейки данной области, за всеми из исследуемых типов дефлекторов, в части, прилежащей непосредственно к направляющему каналу, возникает вихрь, который затухает на расстоянии  $\Delta L/d_{\Gamma} \approx 3$ от перемешивающей дистанционирующей решетки.

3. В ячейках НК, где дефлекторы направляют поток в стандартные ячейки, за ПДР с дефлекторами типа «косой гиб» и «прямой гиб» возникает вихрь с длиной затухания ΔL/d<sub>Γ</sub> ≈ 5–8 от решетки, омывая поперечным потоком два прилежащих твэла. Наибольшая длина затухания локальных вихрей наблюдается за дефлекторами типа «обратный гиб».

4. При фиксированной координате  $L/d_{\Gamma}$  за любым из исследуемых дефлекторов происходит смена значений коэффициента, определяющего интенсивность воздействия дефлекторов, в стандартной ячейке на отрицательные, что свидетельствует об изменении направления движения поперечного потока теплоносителя.

5. Наибольшая длина затухания локальных вихрей согласно графикам изменения коэффициента интенсивности вихревого воздействия дефлекторов, наблюдается за дефлекторами типа «обратный гиб».

Полученные результаты могут быть использованы в качестве базы данных для верификации CFD-кодов и программ детального поячеечного расчета активных зон водо-водяных ядерных реакторов с целью уменьшения консерватизма при обосновании теплотехнической надежности активных зон.

Работа выполнена при поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках договора № 02.G25.31.0124 от 03 декабря 2014 г. (в соответствии с Постановлением Правительства Российской Федерации от 9 апреля 2010 г. № 218).

#### Список литературы

- 1. Дмитриев С.М. Основное оборудование АЭС с корпусными реакторами на тепловых нейтронах / С.М. Дмитриев и др. М.: Машиностроение, 2013.
- 2. Жуков А.В. Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов: Теоретические основы и физика процесса / А.В. Жуков и др. М.: Энергоатомиздат, 1989.
- 3. К вопросу о методологии обоснования теплотехнической надежности активных зон водяных энергетических реакторов / А.А. Баринов и др. // Труды Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева. – 2014. – №2. – С. 98–108.
- 4. Экспериментальные исследования гидродинамических и массообменных характеристик потока теплоносителя в ТВСА ВВЭР / С.С. Бородин и др. // Атомная энергия. 2012. Т. 113. Вып. 5. С. 252–257.
- 5. Расчетно-экспериментальные исследования локальной гидродинамики и массообмена потока теплоносителя в TBC-Квадрат реакторов PWR с перемешивающими решетками / А.В. Варенцов и др. // Теплоэнергетика. – 2014. – №8. – С. 20–27.

### Влияние степени неравномерности распределения тепловыделения по поперечному сечению TBC PWR и BBЭP на критическую мощность сборок

#### Селиванов Ю.Ф., Лощинин В.М.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

С целью обоснования безопасности ВВЭР и PWR в ФЭИ был проведён большой цикл исследовательских работ, посвящённых изучению влияния конструкции тепловыделяющих сборок на их критическую мощность (мощность ТВС при возникновении в сборке резкого ухудшения теплообменных характеристик – кризис теплообмена). Экспериментальные работы проводились с использованием в качестве теплоносителя воды и фреона при различных видах распределения тепловыделения в сборках как по их длине, так и по поперечному сечению. В экспериментах при равномерном распределении тепловыделения по поперечному сечению моделей ТВС определялась возможность повышения их критической мощности, интенсифицируя теплообмена с использованием размещаемых в ТВС различных устройств. Применение же неравномерного распределения тепловыделения по поперечному сечению моделей ТВС было обусловлено, по меньшей мере, двумя причинами. Первая из них – возможность определять эффективность поперечного перемешивания теплоносителя по влиянию степени неравномерности тепловыделения на величину критической мощности сборки или на величину критического теплового потока. Вторая – предотвращение наблюдаемого при равномерном распределении тепловыделения по поперечному сечению моделей ТВС возникновения кризиса теплообмена на периферийных имитаторах твэлов вследствие возможного понижения на периферии сборок скорости теплоносителя в сравнении со средней по сечению скоростью.

Гидравлический диаметр ячеек, на которые можно разбить зазор между имитаторами твэлов периферии сборки и корпусом канала моделей TBC, примерно на 20 % превышает гидравлический диаметр межимитаторных ячеек центра сборок. Тем не менее, в опытах с водой даже при относительно небольшой степени поперечной неравномерности тепловыделения в целом ряде экспериментальных режимов не удавалось избежать появления кризиса теплообмена на периферии сборки имитаторов твэлов. При этом высокий уровень подводимой электрической мощности (выше пяти мегаватт) не позволял добиться возникновения кризиса теплообмена на имитаторах твэлов центральной зоны сборок из-за опасения разрушения имитаторов периферии от перегрева. С повышением же степени неравномерности тепловыделения увеличивалась ошибка, вносимая этой искусственной неравномерностью в результат определения критической мощности модели TBC.

Попытка снизить допускаемую ошибку отнесением получаемых значений критического теплового потока или критической мощности к локальным параметрам теплоносителя в месте появления кризиса теплообмена с распространением их на всю область поперечного сечения TBC связана с достоверностью этих параметров, получаемых расчётным путём. Точность полученных данных существенно зависит от качества используемых программ и методов, поскольку они опираются на соотношения, не всегда выполняемые при всех используемых значениях режимных параметров и геометриях моделей TBC. В любом случае, существует некоторая неопределённость в величине допускаемой дополнительной ошибки при изменении таким образом получаемых в эксперименте данных.

Относительно безопасно для целостности моделей ТВС применять в качестве теплоносителя моделирующие воду жидкости. Использование теплоносителей с низкой теплотой парообразования, в частности, фреона, позволяет проводить опыты с каналами требуемых размеров при существенно более низких материальных и временных затратах за счет снижения в 6÷8 раз давления и температуры теплоносителей и в 10÷20 раз подводимой электрической мощности в сравнении с использованием воды как теплоносителя. Это позволяет относительно просто создать любой вид распределения тепловыделения по поперечному сечению сборок и значительно расширить область используемых параметров эксперимента в направлении закризисных значений, добиваясь при необходимости достижения условий появления кризиса теплообмена на любом имитаторе твэла в тепловыделяющей сборке. Таким образом можно реально определить разницу критического потока в сборке с равномерным распределением тепловыделения по сечению и в сборке с неравномерным распределением тепловыделения по сечению.

В данной работе, опираясь на результаты экспериментов с фреоновым теплоносителем, сделана попытка оценки величины возможной погрешности при поправке получаемых экспериментальных значений расчётным образом.

# 1. Критический тепловой поток в экспериментах с моделями ТВС с расположением имитаторов твэлов по квадрату (модели ТВС «Квадрат»)

Используемая в экспериментах тепловыделяющая сборка содержала двадцать пять имитаторов твэлов косвенного нагрева с равномерным распределением тепловыделения по длине, с наружным диаметром 9,5 мм и общей длиной 4 м, размещенных по квадрату с шагом 12,6 мм (рис. 1). В качестве теплоносителя использовался фреон.



Рис. 1. Расположение имитаторов тепловыделяющих элементов в экспериментальном канале

Каждый имитатор состоял из трубчатой оболочки (сталь X18H10T) размером 9,5×0,8 мм и расположенного по оси оболочки нихромового нагревателя длиной 3 м, диаметром 3 мм.

Сборка имитаторов тепловыделяющих элементов оснащалась пластинчатыми дистанционирующими решетками высотой 45 мм со смесительными элементами (ПДР), которые располагались по длине модели ТВС с шагом 535 мм (рис. 2).



Рис. 2. Пластинчатая дистанционирующая решетка со смесительными элементами

Опыты проводились как при одинаковой электрической нагрузке всех имитаторов тепловыделяющих элементов, так и при сниженной мощности периферийных имитаторов с соотношением мощностей единичных имитаторов периферийной зоны (зоны с пониженным тепловыделением) и центральной зоны сборки (степень неравномерности), составляющим величину 0,85. При неравномерном распределении тепловыделения величина отношения максимального теплового потока к среднему по сечению ( $K_r$ ) равнялась 1,11. Необходимое распределение тепловыделения реализовывалось с помощью установки в электрической цепи дополнительных электросопротивлений, представляющих собой охлаждаемые проточной водой трубки из нержавеющей стали. Изменение мощности всей сборки при переходе от равномерного по сечению сборки тепловыделения к неравномерному составляло 9,6 %.

Полученные в экспериментах значения критического теплового потока  $(q_{cr})$  при равномерном и неравномерном распределениях тепловыделения по поперечному сечению сборок в зависимости от температуры фреона на входе в сборку  $(T_{in})$  при разных давлениях и расходах приводятся на рис. 3.



Рис. 3. Зависимость критического теплового потока от входной температуры теплоносителя в сборках с сотовыми и пластинчатыми смесительными решетками ПДР при разных распределениях тепловыделения по сечению сборок в опытах с фреоном при различных давлениях и расходах фреона: *а)* давление 20,3 бар; *б*) давление 26,3 бар;

1 – расход 15,9 т/ч; 2 – расход 26,4 т/ч (ρW = 1700 кг/(м<sup>2</sup>·с) и ρW = 2800 кг/(м<sup>2</sup>·с); ● – сборка с равномерным распределением тепловыделения по сечению;

О - сборка с неравномерным распределением тепловыделения по сечению

В качестве базовых данных для сравнительной оценки эффективности влияния на критический тепловой поток решеток различного типа также были проведены эксперименты со сборкой, содержащей только дистанционирующие решётки без смесительных элементов. Применялись решетки высотой 30 мм, изготовленные на основе использования стандартных сотовых элементов (рис. 4). Решетки также располагались по длине сборки с шагом 535 мм, начиная от конца зоны обогрева.



Рис. 4. Сотовая дистанционирующая решетка

Средняя величина относительной разности критических тепловых потоков в экспериментах со сборками '1' и '2':

$$\overline{\delta q_{cr}} = \frac{q_{cr}^1 - q_{cr}^2}{q_{cr}^2}, \qquad q_{cr}^1 = a_1 t + b_1, \qquad q_{cr}^2 = a_2 t + b_2,$$

в некотором интервале входных температур  $[T_{in}^1, T_{in}^0]$  определялось с использованием соотношения

$$\overline{\delta q_{cr}} = \frac{1}{T_{in}^1 - T_{in}^0} \int_{T_{in}^0}^{T_{in}^1} \frac{at+b}{a_2t+b_2} dt = \frac{a}{a_2} + \frac{b - \frac{ab_2}{a_2}}{(T_{in}^1 - T_{in}^0)a_2} \ln \left| \frac{T_{in}^1 + \frac{b_2}{a_2}}{T_{in}^0 + \frac{b_2}{a_2}} \right|, \tag{1}$$

в котором  $a = a_1 - a_2$  и  $b = b_1 - b_2$ .

Полученные согласно приведенному алгоритму (1) значения средней разности критического теплового потока при изменении вида распределения тепловыделения по поперечному сечению двух сборок с различными решётками в интервале входных температур [39 °C, 60 °C] приводятся в таблице 1. Из неё следует, что различие в значениях критического потока в моделях ТВС с неравномерным и равномерным распределениями тепловыделения по поперечному сечению сборок может быть значительным по величине, достигая в некотором экспериментальном режиме величины около 9 процентов.

Таблица 1

Среднее относительное различие критических тепловых потоков в сборках с различным видом решеток при неравномерном с перекосом 0,85 и равномерном распределениях тепловыделения по сечению сборок для разных режимов течения теплоносителя (фреона)

<i>P</i> = 20,3 бар	Тип используемых решеток		<i>P</i> = 26,3 бар	Тип используемых решеток	
<i>G</i> , т/ч	Сотовые гладкие	Только ПДР	<i>G</i> , т/ч	Сотовые гладкие	Только ПДР
15,9	1,7 %	8,8 %	15,9	4,3 %	5,3 %
26,4	4,4 %	7,5 %	26,4	_	6,5 %

Для получения более полной информации о влиянии степени неравномерности тепловыделения по поперечному сечению сборок были проведены опыты при повышенной неравномерности тепловыделения. Дополнительно к экспериментам при степени неравномерности 0,85 были проведены эксперименты при изменённой до 0,77 степени неравномерности тепловыделения и при полном отсутствии обогрева периферийных стержней (максимальная неравномерность).

В этой серии экспериментов сборка имитаторов тепловыделяющих элементов содержала пластинчатые дистанционирующие решетки со смесительными элементами (ПДРО) (рис. 5а). Решетки ПДРО располагались с шагом 535 мм, начиная от конца зоны обогрева. Между ними были размещены пластинчатые смесительные решетки (ПРС), высотой 15 мм (рис. 5б). Во всех решетках использовалась оптимизированная конструкция смесительных элементов (дефлекторов).



Рис. 5. Вид решеток с оптимизированной конструкцией дефлекторов: *а)* пластинчатая дистанционирующая решетка со смесительными элементами, оптимизированной формы, (ПДРО), высота 45 мм; *б*) пластинчатая смесительная решетка (ПРС), высота 15 мм
Данные о среднем относительном отклонении критического теплового потока при неравномерном тепловыделении от критического теплового потока при равномерном тепловыделении приводятся в таблице 2.

Таблица 2

## Средняя относительная разница критических тепловых потоков в сборке, содержащие пластинчатые дистанционирующие решетки со смесительными элементами (ПДРО) и пластинчатые смесительные решетки ПРС, при изменении распределения тепловыделения по сечению сборки с равномерного по сечению на неравномерное с разной степенью неравномерности в экспериментах при давлении фреона 26,3 бар

Baayan C m/m	Степень неравномерности						
гасход С, 1/ч	0,85	0,77	откл. периф.				
15,9	0 %	-	33,4 %				
26,4	7,0 %	10,5 %	29,0 %				

Используя данные, приведённые в табл. 2, можно оценить величину возможного максимального влияния неравномерности распределения теплового потока по поперечному сечению сборок на величину критического теплового потока – увеличение до тридцати трёх процентов в зависимости от величины степени неравномерности.

# 2. Критические тепловые потоки в экспериментах с моделями ТВС ВВЭР с равномерным распределением тепловыделения по длине

По программе обоснования ТВС реакторов ВВЭР была проведена серия опытов с использованием моделей ТВС, содержащих девятнадцать имитаторов твэлов косвенного нагрева с наружным диаметром 9,1 мм, с обогреваемой длиной 3,53 м, размещенных по треугольнику с шагом 12,75 мм в канале с проходным сечением в форме правильного шестиугольника, имеющего размер «под ключ» – 58 мм.

# 2.1. Эксперименты с использованием дистанционирующих решёток высотой 20 мм

Фиксация имитаторов в поперечном сечении используемой модели ТВСА осуществлялась при помощи пятнадцати сотовых дистанционирующих решеток высотой 20 мм, расположенных по всей длине ТВС с шагом 255 мм. Каждая решетка представляла собой сварную конструкцию из 19 центрирующих ячеек из стали X18Н9Т и обода шестиугольной формы.

Опыты были проведены с пятью различными видами распределения тепловыделения по поперечному сечению тепловыделяющей сборки с применением в качестве теплоносителя фреона. В сборках были реализованы следующие распределения тепловыделения (рисунок 6):

сборка *а* – равномерное;

– сборка  $\delta$  – центральносимметричное с пониженным тепловыделением периферийных имитаторов твэлов,  $q_{\min}/q_{\max} = 0.84$ ,  $K_r = 1.11$ ;

– сборка *в* – косое трёхступенчатое с максимальным тепловыделением каждого в зоне из семи периферийных имитаторов, с промежуточным тепловыделением каждого из пяти имитаторов центральной зоны и с минимальным тепловыделением каждого в зоне из семи периферийных имитаторов с отношением минимального теплового потока к промежуточному  $q_{\min}/q_{prom} = 0.83$  и промежуточного к максимальному  $q_{prom}/q_{max} = 0.83$ ,  $K_r = 1,19$ ;

– сборка e – косое трёхступенчатое симметричное с максимумом в среднем ряду  $q_{\min}/q_{\max} = 0.83, K_r = 1.14;$ 

- сборка  $\partial$  – косое двухступенчатое  $q_{\min}/q_{\max} = 0.59$ ,  $K_r = 1.18$ .

Результаты расчётного определения согласно соотношению (1) влияния на величину критического теплового потока изменения типа распределения тепловыделения по поперечному сечению сборок от равномерного к неравномерному в интервале температур на входе фреона в сборку от 40 до 60 °C приводятся в таблице 3.



Рис. 6. Тепловыделение в поперечном сечении пучка: *a* – равномерное; б – центральносимметричное; *в* – косое трёхзонное ступенчатое; *г* – косое трёхзонное симметричное с максимумом в среднем ряду; д – косое двухступенчатое

## Относительный прирост критического теплового потока в сборках с дистанционирующими решётками высотой 20 мм, расположенных с шагом 255 мм по длине сборок, при переходе от равномерного распределения тепловыделения по поперечному сечению сборки имитаторов твэлов к неравномерному с различным распределением тепловыделения по поперечному сечению

Давление,	Расход фреона	Вид распределения тепловыделения по поперечному сечению сборки (рис. 6)					
oap		б	в	г	ð		
20,3	G = 15,6 т/ч $\rho w = 2580$ кг/(м <sup>2</sup> ·с)	1,9 %	3,7 %	Ι	Ι		
26,6	G = 10,6 т/ч $\rho w = 1760$ кг/(м <sup>2</sup> ·с)	1,1 %	4,0 %	-	-		
	G = 15,6 т/ч $\rho w = 2580$ кг/(м <sup>2</sup> ·с)	4,6 %	6,1 %	1,0 %	2,4 %		
	G = 21,6 т/ч $\rho w = 3580$ кг/(м <sup>2</sup> ·с)	1,7 %	2,8 %	_	_		

# 2.2. Эксперименты с использованием дистанционирующих решёток высотой 35 мм и дефлекторных перемешивающих решёток

В серии опытов с использованием в дополнение к дистанционирующим решёткам перемешивающих решеток (решёток-интенсификаторов), снабженных отклоняющими поток лопатками (дефлекторами), дистанционирование имитаторов твэлов осуществлялось ячеистыми решётками с увеличенной до 35 мм высотой (рис. 7), располагаемыми по длине имитаторов с шагом 510 мм. В одной из моделей использовались только дистанционирующие решётки. В другой модели к дистанционирующим решёткам добавлялись три дефлекторные перемешивающие решетки высотой 15 мм с углом наклона дефлекторов к оси канала, составляющим 35 градусов (рис. 8). Дефлекторные решётки располагались па выходе теплоносителя из сборки по одной в промежутках между дистанционирующими решётками и вызывали в потоке теплоносителя вихревые течения в межимитаторном пространстве.





Рис. 7. Общий вид дистанционирующей решетки – ячеистая арочного типа, *h* = 35 мм



Опыты были проведены как при одинаковой электрической нагрузке всех имитаторов тепловыделяющих элементов, так и при сниженной мощности периферийных имитаторов с соотношением мощностей единичных имитаторов периферийной и центральной зон, составляющим величину около 0,77. Характер распределения тепловой нагрузки соответствовал рис. 6а и 6б.

Относительное изменение критических тепловых потоков в модели TBC при переходе от равномерного по сечению сборки распределения тепловыделения к неравномерному приводится в таблице 4.

Смена характера распределения тепловыделения по поперечному сечению приводила к росту критического теплового потока более чем на 16 %.

Таблица 4

Относительное различие критического теплового потока при неравномерном
и равномерном распределениях тепловыделения в сборках
с дистанционирующими решетками и с перемешивающими решетками

Сборка только с дистанционирующими				Сборка с дополнительными			
решетками				перен	мешивающи	ими решетка	ами
D	G			D	G		
P	10 т/ч	15 т/ч	21 т/ч	1	10 т/ч	15 т/ч	21 т/ч
20,3 бар	-	4,9 %	-	20,3 бар	-	5,5 %	-
26,6 бар	7,4 %	6,0 %	4,2 %	26,6 бар	16,1 %	16,6 %	12,1 %

# 2.3. Результаты экспериментальных исследований с использованием сборки ТВС только с комбинированными решетками Темелин

В следующей серии экспериментов использовались комбинированные дистанционирующие решетки высотой 50 мм (рис. 9), размещаемые по длине сборки с шагом 510 мм. Решётки

содержали отклоняющие в поперечном направлении поток теплоносителя лопатки (дефлекторы), которые организовывали течение вихревой структуры. Смесительная часть решетки была образована тремя группами пересекающихся полос с дефлекторами. Высота основного поля полос – 15 мм, высота дефлекторов – 4,5 мм при угле наклона дефлекторов к оси канала 38 град.

Опыты проводились при равномерном распределении тепловыделения по длине имитаторов твэлов с тремя различными распределениями тепловыделения по поперечному сечению тепловыделяющей сборки:

равномерное (рисунок 6а);

– неравномерное радиальное центрально-симметричное с максимумом в центральной зоне из семи стержней (рисунок 6б); отношение минимального теплового потока к максимальному – 0.8;  $K_r = 1.14$ ;



Рис. 9. Комбинированная решетка Темелин

– неравномерное ступенчатое с максимумом тепловыделения в зоне из двенадцати стержней (рисунок 6д); отношение минимального теплового потока к максимальному – 0,59,  $K_r = 1,18$ .

Повышенная эффективность дефлекторных решёток в качестве смесителей потока теплоносителя оказала влияние и на величину критического теплового потока. В экспериментах с использованием двух видов неравномерности распределения тепловыделения по поперечному сечению сборок при смене равномерного тепловыделения на неравномерное был зафиксирован рост критического теплового потока на величину, достигающую 21-го процента (таблица 5).

Таблица 5

Относительное отличие критического теплового потока в сборке с комбинированными решетками Темелин при двух видах неравномерного по поперечному сечению ТВС тепловыделения от критического теплового потока при равномерном тепловыделении; δ<sub>R</sub> – радиальная неравномерность, δ<sub>S</sub> – ступенчатая неравномерность

Р, бар	<i>G</i> , т/ч	$\delta_R, \%$	$\delta_{S}$ , %	Р, бар	<i>G</i> , т/ч	$\delta_R, \%$	$\delta_S, \%$
20,3	15	19,0 %	20,9 %	26,6	10,5	17,8 %	-
					15	15,4 %	12,2 %
					21	17,1 %	11,6 %

# 2.4. Эксперименты с использованием дистанционирующих решёток высотой 30 мм при различных шагах расположения по длине модели



Рис. 10. Дистанционирующая решетка высотой 30 мм

В модели ТВС в качестве дистанционирующих использовались решетки высотой 30 мм, изготовленные из сотовых элементов (рис. 10). Эксперименты проводились с использованием трёх сборок с отличающимися шагами расположения решеток по длине сборки: 170 мм, 250 мм и 340 мм. Как и ранее, протяжённость зоны обогрева твэлов составляла 3,53 м.

В опытах применялись два вида распределения тепловыделения по поперечному сечению канала: равномерное тепловыделение и неравномерное радиальное (центральносимметричное) тепловыделение с повышенным энерговыделением семи центральных стержней (рисунок бб). Перекос тепловыделения при неравномерном распределении – отношение энерговыделения единичных стержней периферийной и центральной групп – составлял около 0,80.

Экспериментальные данные о влиянии изменения вида распределения тепловыделения по поперечному сечению ТВС при некоторых экспериментальных режимах иллюстрируются рис. 11. Результаты расчета относительной разницы критического теплового потока при неравномерном и равномерном распределении тепловыделения по поперечному сечению во всех испытанных сборках с дистанционирующими решетками приводятся в таблицах 6 и 7.

Таблица 6

Относительное изменение критического теплового потока в сборках с шагом
размещения дистанционирующих решеток 170 и 250 мм при переходе
от равномерного распределения тепловыделения к неравномерному по сечению сборок

Р, бар	20,3		26,6					
<i>ρW</i> , кг/(м <sup>2</sup> с)	2580		1760		2580		3580	
Шаг расположения решёток, мм	170	250	170	250	170	250	170	250
$\overline{\delta q_{cr}}$	_	4,9 %	8,7 %	8,5 %	11,4 %	6,0 %	13,5 %	8,6 %

Относительное изменение критического теплового потока в сборках с шагом размещения дистанционирующих решеток 340 и 510 мм при переходе от равномерного распределения тепловыделения к неравномерному по сечению сборок

Р, бар	20,3		26,6					
<i>рW</i> , кг/(м <sup>2</sup> c)	2580		1760		2580		3580	
шаг расположения решёток, мм	340	510	340	510	340	510	340	510
$\overline{\delta q_{cr}}$	7,3 %	3,2 %	8,3 %	2,9 %	10,4 %	9,9 %	9,8 %	13,0 %



Рис. 11. Критический тепловой поток в сборке с шагом расположения дистанционирующих решеток 340 мм при разных распределениях тепловыделения, *P* = 26,6 бар; *ρW* = 2580 кг/(м<sup>2</sup>-с): 1 – равномерное тепловыделение; 2 – неравномерное тепловыделение

# 2.5. Эксперименты с использованием трёх перемешивающих решёток типа «вихрь» при равномерном распределении тепловыделения по длине модели ТВС

Эксперименты были проведены с моделью ТВС, в которой в качестве дистанционирующих устройств использовались решетки высотой 30 мм, изготовленные из сотовых элементов. Шаг расположения этих решеток по высоте сборки составлял 340 мм. В трех верхних пролетах между дистанционирующими решетками были установлены перемешивающие решетки. В качестве перемешивающих решеток использовались решетки типа «вихрь» конструкции H3XK (рис. 12).

В таблице 8 приведены данные об относительном приросте критического теплового потока при переходе от равномерного распределения тепловыделения к неравномерному центральносимметричному с отношением минимального теплового потока к максимальному – 0,79;  $K_r = 1,15$ .

Сравнивая данные, приведённые в таблицах 6, 7 и 8, можно сделать вывод, что в модели при размещении в ней в дополнение к дистанционирующим решёткам (шаг 340 мм) решёток «вихрь» влияние смены характера распределения тепловыделения по поперечному сечению сборки на критический тепловой поток даже снижается. И это снижение наиболее заметно в сравнении с данными о влиянии на критический тепловой поток смены распределения тепловыделения в сборке с дистанционирующими решетками, расположенными по её длине с шагом 170 мм.



Рис. 12. Перемешивающая решетка типа «вихрь»

## Относительная разница критического теплового потока в сборках с перемешивающими решётками типа «вихрь» при переходе от равномерного распределения тепловыделения к неравномерному по сечению сборок (равномерное распределение тепловыделения по длине сборок) при давлении 26,6 бар

<i>ρW</i> , кг/(м <sup>2</sup> c)	1760	2580	3580
Решетки «вихрь» (шаг дистанционирующих решёток 340 мм)	0 %	2,8 %	6,3 %

# 3. Критические мощности моделей ТВС ВВЭР с неравномерным распределением тепловыделения по длине

### 3.1. Сборки имитаторов тепловыделяющих элементов и экспериментальный канал

Следующая серия экспериментов была посвящена исследованиям условий возникновения кризиса теплообмена в моделях ТВС с неравномерным распределением тепловыделения по их длине.

Использовались имитаторы твэлов с неравномерным ступенчатым распределением тепловыделения по их длине, аппроксимирующим непрерывное косинусоидальное распределение. Все исследуемые в экспериментах сборки содержали девятнадцать имитаторов твэлов с наружным диаметром 9,1 мм косвенного нагрева, размещенных по треугольнику с шагом 12,75 мм в шестигранном канале. Протяженность зоны обогрева каждого имитатора составляла 3,73 м. Дистанционирующие решётки были набраны из сотовых элементов высотой 30 мм. Шаг расположения этих решеток по высоте сборок составлял 340 мм. В некоторых пролетах между дистанционирующими решетками устанавливались перемешивающие решетки (решёткиинтенсификаторы теплообмена). В качестве перемешивающих решеток использовались, в основном, решетки типа «вихрь».

Эксперименты проводились с использованием двух видов распределения тепловыделения по поперечному сечению сборки имитаторов твэлов: равномерного и неравномерного с центральной симметрией (рис. 6б).

Во всех экспериментах с неравномерным распределением тепловыделения по поперечному сечению сборок отношение электрической мощности единичного имитатора периферийной зоны сборки к единичному имитатору центральной зоны поддерживалось на уровне 0,79.

Основным объектом исследований влияния размещения в моделях TBC интенсифицирующих теплообмен и поперечное перемешивание теплоносителя служила подводимая к модели TBC электрическая мощность в момент появления кризиса теплообмена как наиболее информативный параметр.

# 3.2. Влияние вида распределения тепловыделения по поперечному сечению моделей ТВС на критическую мощность моделей, оснащённых тремя перемешивающими решётками

Для определения оптимального по влиянию на величину критической мощности сборки вида размещения трёх перемешивающих решёток по длине сборки проводились эксперименты со сборками, в которых решётки располагались в соответствии со схемами A, B и C, (рис. 13). В качестве иллюстрации мест размещения этих решёток по отношению к профилю тепловыделения по длине моделей TBC на рис. 14 приведено расположение решёток согласно схеме A.

В таблице 9 приводятся результаты экспериментов по влиянию на критическую мощность сборки перехода от равномерного распределения тепловыделения по поперечному сечению сборки к неравномерному для четырёх видов моделей.

Из данных, приведенных в таблице 9, следует, что влияние смены вида распределения тепловыделения по поперечному сечению сборки, содержащей только дистанционирующие решётки, на условия появления кризиса теплообмена незначительно. Оно также невелико и в сборке, дополнительно оснащённой тремя перемешивающими решётками – не более пяти процентов для имитаторов твэлов центральной группы сборки, а в среднем по всем по всем экспериментальным режимам составляющем 1,3 %.



Рис. 13. Варианты расположения трех решеток-интенсификаторов типа «вихрь» по длине зоны обогрева имитаторов твэлов









Париониа		Вид и количество решеток						
давление, бар	Расход фреона	Только дистанци- онирующие	«вихрь» 3 (сборка А)	«вихрь» 3 (сборка В)	«вихрь» 3 (сборка С)			
20,3	G = 15,6 т/ч $\rho w = 2580$ кг/(м <sup>2</sup> ·c)	1,0 %	-1,8 %	1,9 %	1,0 %			
20,3	G = 21,6 т/ч $\rho w = 3580$ кг/(м <sup>2</sup> ·c)	_	_	1,3 %	1,9 %			
26,6	G = 10,6 т/ч $\rho w = 1760$ кг/(м <sup>2</sup> ·c)	2,3 %	- 0,6 %	4,9 %	0,9 %			
	G = 15,6  т/ч $\rho w = 2580 \text{ кг/(м2·c)}$	- 0,7 %	- 0,5 %	2,2 %	3,9 %			
	G = 21,6 т/ч $\rho w = 3580$ кг/(м <sup>2</sup> ·c)	0,2 %	- 0,7 %	3,1 %	0,9 %			

# 3.3. Влияние вида распределения тепловыделения по поперечному сечению моделей ТВС на критическую мощность моделей, оснащённых четырьмя и пятью перемешивающими решётками



Рис. 15. Ячеистая решётка-интенсификатор типа «прогонка»

В продолжение работ по поиску типа, количества и мест расположения по длине ТВС перемешивающих решёток (решёток-интенсификаторов) с учётом их влияния на критическую мощность ТВС были проведены эксперименты с использованием увеличенного количества перемешивающих решёток в моделях ТВС. В ряде экспериментов наряду с решётками типа «вихрь» использовались решётки типа «прогонка» (рис. 15), ориентированные на организацию в потоке теплоносителя протяжённого поперечного переноса массы.

Расположение решёток по длине моделей ТВС представлено на рис. 16. В качестве примера, на рис. 17 и 18 представлено расположение четырёх решёток «вихрь» (схема G рис. 16) относительно профиля тепловыделения по длине модели ТВС и относительно длины сборки.



Рис. 16. Расположение решёток «вихрь» (Д) и «прогонка» (П) по длине сборок



Рис. 17. Расположение решеток в сборке с четырьмя перемешивающими решётками типа «вихрь» в сопоставлении с распределением тепловыделения по длине сборки



Рис. 18. Расположение перемешивающих решеток по высоте тепловыделяющей сборки с пятью перемешивающими решетками

Относительная разница критической мощности имитаторов центральной зоны аналогичных сборок, соответствующая смене характера распределения тепловыделения по поперечному сечению сборок, приводится в таблице 10.

Таблица 10

Относительный прирост критической мощности единичного имитатора центральной ("горячей") зоны сборок с различным типом и количеством дистанционирующих и перемешивающих решёток при переходе от равномерного распределения тепловыделения по поперечному сечению сборки имитаторов твэлов к неравномерному с перекосом 0,79

Параметры фреона		Типы	Типы используемых в сборках перемешивающих решёток					
Давление, бар	Расход	«вихрь» 4 реш.	«вихрь» 5 реш. у выхода	2 «вихрь» и 2 «прогонка» рядом (сборка F)	2 «вихрь» и 2 «прогонка» растянуто (сборка G)	2 «вихрь» и 1 «прогонка» (сборка Н)		
20,3	G = 15,6 т/ч $\rho w = 2580$ кг/(м <sup>2</sup> ·с)	1,0 %	1,0 %	6,6 %	3,5 %	4,4 %		
	G = 21,6 т/ч $\rho w = 3580$ кг/(м <sup>2</sup> ·с)	Ι	—	6,3 %	8,7 %	7,4 %		
26, 6	G = 10,6 т/ч $\rho w = 1760$ кг/(м <sup>2</sup> ·с)	6,5 %	6,1 %	2,2 %	7,7 %	12,0 %		
	G = 15,6 т/ч $\rho w = 2580$ кг/(м <sup>2</sup> ·с)	5,3 %	3,2 %	3,5 %	3,5 %	5,9 %		
	G = 21,6 т/ч $\rho w = 3580$ кг/(м <sup>2</sup> ·с)	6,0 %	4,0 %	2,9 %	2,3 %	3,2 %		

Из данных, приведенных в таблицах 1–10, следует максимальная величина ошибки в определении величин критического теплового потока в моделях ТВС или критической мощности моделей при изменении равномерного распределения тепловыделения по поперечному сечению сборки имитаторов твэлов на неравномерное. При наиболее часто используемой величине отношения  $q_{\min}/q_{\max} = (0,78-0,80)$  для моделей ТВС типа Квадрат ошибка может составлять до 10 и до 19 % для моделей ТВС ВВЭР.

#### Заключение

Из приведенных данных следуют, по меньшей мере, два вывода. Первый – влияние решеток «вихрь» на перемешивание потока теплоносителя невелико, и второй – значительная зависимость даже этой небольшой смесительной способности решеток от места их расположения в сборке. Если интенсификация теплообмена при перемещении четырех решеток «вихрь» от выхода из ТВС к центру сборки значительно понижается, то эффективность поперечного перемешивания, наоборот, возрастает. Размещение решеток «вихрь» может даже вызывать в ряде режимов снижение критической мощности имитаторов твэлов центральной зоны сборки.

Решетки типа «прогонка», малоэффективные в качестве интенсификаторов теплообмена, по эффективности перемешивания потока теплоносителя несколько превосходят решетки «вихрь». При этом наилучший результат получен в опытах с использованием наряду с решет-ками «вихрь» только одной решетки «прогонка», смещенной к зоне с максимальным тепловыделением (вариант расположения решеток – М). Второй по эффективности перемешивания потока оказалась модель ТВС с четырьмя решетками типа «вихрь», расположенными согласно варианту G (смещение решеток по длине сборки к зоне с максимумом тепловыделения). Третий результат был зафиксирован с использованием решеток «прогонка» (решетки разных типов, располагаемые согласно схеме К).

Эффект от влияния совместного применения как однотипных, так и решеток разного типа на критическую мощность всей активной зоны реактора предстоит еще определить. Тем не менее, сравнивая эффект влияния решеток-интенсификаторов на критическую мощность сборки следует отметить, что выбор наиболее перспективного варианта использования решеток в ТВС может быть сделан лишь на основании совместного учета эффективности решеток как интенсификаторов теплообмена, так и смесителей потока теплоносителя. Понимая всю сложность такого анализа, можно провести лишь оценку эффективности решеток по их влиянию на кризис теплообмена применительно к реакторной установке.

Если определить на основании данных, приведенных в табл. 1–4, средние приросты критической мощности в использованных экспериментальных режимах и сопоставить друг с другом результаты при равномерном и неравномерном распределениях тепловыделения по длине TBC, то предпочтение следует отдать варианту с размещением в TBC четырех решеток типа «вихрь», располагаемых согласно схеме G (небольшой сдвиг решеток от выхода теплоносителя из сборки к ее центру). Вариант с пятью располагаемыми на выходе из сборки решетками типа «вихрь» при этом оказывается вторым по эффективности, Вариант с совместным использованием двух решеток «вихрь» и двух решеток «прогонка» заметно уступает первым двум вариантам.

#### Список литературы

- Селиванов Ю.Ф., Пометько Р.С., Волков С.Е. Влияние перемешивающих решеток типа «вихрь» на критическую мощность ТВС ВВЭР. // В сб.: «Итоги научно-технической деятельности Института ядерных реакторов и теплофизики за 2013 год». – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2014. – С. 302–314.
- 2. Селиванов Ю.Ф., Пометько Р.С., Волков С.Е. Влияние перемешивающих решеток типа «вихрь» на критическую мощность ТВС ВВЭР. // В сб.: Третья международная научнотехническая конференция «Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики». – Москва, 2014.
- Самойлов О.Б., Куприянов А.В., Фальков А.А. и др. Экспериментальные исследования теплотехнических характеристик ТВСА с перемешивающими решетками. // Атомная энергия. 2014. – Т. 116. – Вып. 1. – С. 11–14.

## Опыт разработки и выполнения расчетного обоснования РУТА НВАЭС-2 с использованием РК СОКРАТ

Литышев А.В., Пантюшин С.И., Аулова О.В., Гаспаров Д.Л., Букин Н.В., Быков М.А.

АО ОКБ «Гидропресс», Подольск

#### Введение

Необходимость разработки Руководства по управлению тяжёлыми авариями (РУТА) определяется с одной стороны требованиями нормативных документов (НП-001-97), а с другой стороны техническими предпосылками и реализацией в проекте систем и оборудования, которые делают возможным разработку и эффективной реализацию РУТА на энергоблоке АЭС с РУ ВВЭР.

Под техническими предпосылками понимаются возможность использования мирового опыта по разработке стратегий управления тяжёлыми авариями, отечественная и мировая практика расчётного и экспериментального исследования тяжёлых аварий, опыт по анализу тяжёлых аварий и наличие соответствующих расчётных программ.

РУТА определяет действия оперативного персонала по смягчению последствий тяжёлых запроектных аварий, по защите персонала и населения, которые являются условием предупреждения персонала и населения свыше определённых проектом.

ОКБ «ГИДРОПРЕСС» как Главный конструктор РУ (в данном случае проекта РУ В-392М) в течение 2014–2016 гг. принимало участие в разработке противоаварийной документации для энергоблоков № 1 и № 2 НВАЭС-2 (блоки № 6 и № 7 НВАЭС).

В части РУТА ОКБ «ГИДРОПРЕСС» принимало участие в разработке комплекта противоаварийных инструкций в части рассмотрения и выдачи заключения о возможности согласования комплекта РУТА (две стадии – до проведения расчётного обоснования и по итогам корректировки по результатам расчётного обоснования).

Для выполнения расчётного обоснования РУТА НВАЭС-2 в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» была разработана расчётная модель РУ ВВЭР-1200 (проект В-392М) с использованием аттестованного РК СОКРАТ/В1 [1]. Учитывалось взаимное влияние аварийных процессов в реакторной установке и объёме ЗО, для чего использовался расчётный код АНГАР [2].

## 1. Описание РК СОКРАТ/В1

Согласно Аттестационному паспорту [1], код СОКРАТ/В1 предназначен для комплексного численного моделирования динамики физико-химических, теплогидравлических и термомеханических процессов, происходящих в реакторных установках типа ВВЭР при тяжёлых запроектных авариях, и может использоваться для оценки изменения основных параметров РУ, необходимых для расчётного обоснования безопасности на внутрикорпусной стадии тяжёлых ЗПА, включая аварии с плавлением топлива.

В частности, расчётный код COKPAT/B1 может использоваться для оценки источников водорода, массы и энергии воды и пара, параметров расплава активной зоны (кориума) и стали на внутрикорпусной стадии тяжёлых ЗПА при расчётном обосновании безопасности реакторных установок типа BBЭP.

Код СОКРАТ/В1 содержит следующие модули:

– РАТЕГ – моделирование теплогидравлических процессов в РУ ВВЭР с учётом течения теплоносителя с примесями газов в двухжидкостном приближении, переноса тепла в элементах конструкции в двумерном/одномерном приближении;

 СВЕЧА – моделирование процессов разрушения активной зоны при тяжёлых ЗПА с учётом взаимосвязи физико-химических процессов в активной зоне, взаимодействия материалов и сред, перемещения стекающих жидких компонентов, термомеханики оболочек, теплопереноса излучением;

– HEFEST – моделирование теплофизических процессов в расплаве активной зоны (кориуме) и внутрикорпусных устройств, происходящих в нижней камере смешения на поздней стадии тяжёлой ЗПА, а также разрушения корпуса реактора и выхода материалов из корпуса.

Модули РАТЕГ, СВЕЧА, НЕFEST, входящие в состав кода СОКРАТ/В1, содержат модели реалистической оценки, отражающие современный уровень понимания основных важных явлений характерных для внутрикорпусной фазы тяжёлых аварий РУ ВВЭР. Модуль РАТЕГ, предназначенный для моделирования теплогидравлических процессов, позволяет создавать и использовать нодализационные схемы, описывающие элементы конструкций и оборудования РУ ВВЭР, сходные с нодализационными схемами современных теплогидравлических кодов, применяемых для анализов проектных аварий. Модули СВЕЧА и НЕFEST предоставляют пользователю возможности учесть конструкционные особенности нижней части корпуса реактора, внутрикорпусных устройств и опор тепловыделяющих сборок ВВЭР.

В состав теплогидравлического модуля РАТЕГ входят два программных модуля: РАТЕГ\_ГИДРО (RATEG\_HYDRO) и РАТЕГ\_ТЕПЛО (RATEG\_HEAT).

Модели, включённые в модуль РАТЕГ, могут быть подразделены на модели элементов систем РУ и модели физических процессов в теплогидравлической сети.

Модуль СВЕЧА позволяет детально моделировать физические и химические процессы, происходящие в активной зоне (включая деградацию и разрушение). Для этой цели, как правило, применяются модели, базирующиеся на общих физических принципах.

Модуль HEFEST используется для моделирования процессов взаимодействия расплава активной зоны с материалами конструкций напорной камеры реактора и стенкой корпуса, а также процесса деформации и разрушения корпуса реактора.

## 2. Описание расчётной модели

При моделировании РУ ВВЭР-1200 (проект В-392М) для проведения анализа тяжёлых аварий с плавлением активной зоны была использована четырёхпетлевая схема. На первой петле моделируются разрывы трубопроводов, три петли неповреждённые. К четвёртой петле подключён компенсатор давления.

Подробное описание принципиальной расчётной модели РУ ВВЭР-1200 приведено в [3].

Нодализационные схемы расчётных моделей РУ для моделирования теплогидравлических процессов представлены на рис. 1–3.

Модель активной зоны реактора (рис. 1) представляет собой пять параллельных каналов, среди которых:

– «горячий» канал, моделирующий наиболее энергонапряжённые твэлы (соответствует количеству твэлов в одной ТВС);

– «средне-горячий» канал, моделирующий твэлы с энерговыделением выше среднего по активной зоне (соответствует количеству твэлов в 77 ТВС);

 – «средний» канал, моделирующий твэлы со средним по активной зоне энерговыделением (соответствует количеству твэлов в 43 ТВС);

 - «холодный» канал, моделирующий твэлы с минимальным энерговыделением, исходя из условия сохранения полной мощности активной зоны (соответствует количеству твэлов в 42 TBC);

– канал байпаса (моделирует протечки теплоносителя, не участвующие в охлаждении твэлов).

Для анализа процессов в напорной камере реактора при попадании в неё расплава, включая разогрев, плавление и разрушение элементов ВКУ и корпуса реактора, используется модуль HEFEST, являющийся частью кода COKPAT/B1.

Нодализационные схемы для анализа поведения расплава в напорной камере реактора с использованием модуля HEFEST показаны на рис. 4. Подобласти внутрикорпусной шахты и корпуса реактора представлены как полуэллипсоиды, состыкованные с цилиндрами.

Анализ процессов в НКР выполняется в два этапа. Первый этап – от начала поступления расплава в напорную камеру реактора и до разрушения шахты реактора. Второй этап – от начала поступления расплава на днище реактора до его разрушения. Для решения уравнения тепло-проводности в двумерной осесимметричной области используется метод конечных элементов.

Расчётная область разделена на малые конечные элементы. При генерации области заданы границы основных элементов конструкций, в частности, корпуса реактора, шахты. Для области, заполняемой поступающим материалом, выделены подобласти с границами, соответствующими границам конструкций в НКР.



Рис. 1. Нодализационная схема реактора



Рис. 2. Нодализационная схема разрыва циркуляционной петли





Для моделирования процессов в НКР при поступлении в неё расплава используется подход, основанный на численном решении методом конечных элементов нестационарного нелинейного уравнения теплопроводности. Расчётная область (конечно-элементная схема) приведена на рис. 4. Конечно-элементная схема моделирует НКР, включая днище реактора и днище шахты с опорами. Схема учитывает сложную геометрию и теплофизические свойства элементов и материалов в НКР. Набор данных конечно-элементной схемы содержит от нескольких тысяч до десятков тысяч чисел (в данном расчёте около 4500 конечных элементов на каждой из стадий). Местное сгущение сетки обусловлено необходимостью описания реальной геометрии расчётной области, ограниченной эллиптическим днищем внутрикорпусной шахты. При генерации расчётной области НКР (до проплавления днища внутрикорпусной шахты) заданы границы основных элементов конструкций, в частности, корпуса реактора, внутрикорпусной шахты, а также элементы стальных опор ТВС с соответствующими свободными объёмами внутри.

Разбиение области ВКШ на слои приёма поступления материалов:

- 1 корпус
- 2 стенка внутрикорпусной шахты
- 3 нижняя часть опор ТВС
- 4 слои заполнения
- 5 верхняя часть опор ТВС









При поступлении расплавленного материала в НКР заполнение свободного объёма будет происходить в следующей последовательности – верхняя часть опор ТВС (рис. 4a), нижняя часть НКР (пространство между нижними частями опор ТВС) и далее по высоте НКР.

В модели HEFEST используется осесимметричная конфигурации проплавления корпуса реактора, что обуславливает максимальный выход расплава из корпуса реактора. Локальное повреждение корпуса в расчётной модели не постулируется. В модели HEFEST вокруг корпуса реактора (и под корпусом) располагаются фиктивные объёмы (слои). Фиктивные слои описывают структуры, которым в нодализационной схеме РК СОКРАТ/В1 не соответствуют никакие тепловые элементы. Следовательно, эти структуры не участвуют в конвективном теплообмене, физически представляют собой пустоту. Наличие фиктивных слоёв необходимо только для обеспечения возможности выхода расплава из корпуса реактора – слои фиктивного материала заполняются поступающими из НКР материалами (расплавом). Поэтому после проплавления корпуса реактора отрыв днища (с остатками расплава) и перемещение вниз не моделируются. Аналогичный подход применяется для зарубежных тяжелоаварийных кодов.

## 3. Участие в разработке комплекта инструкций РУТА

Как Главный конструктор РУ (проект В-392М) ОКБ «ГИДРОПРЕСС» принимало участие в рассмотрении двух редакций комплекта инструкций РУТА (до и после выполнения расчётного обоснования).

В ходе рассмотрения особое внимание уделялось анализу соответствия документации и текущего состояния проекта РУ В-392М (НВАЭС-2). В ходе рассмотрения учитывались РУТА, ранее разработанные для проектов ВВЭР-440 и ВВЭР-1000, а также общепринятые международные подходы.

Руководство по управлению тяжёлыми авариями (РУТА) на энергоблоках НВАЭС-2 состоит из трёх частей:

- Часть 1. Основные положения;
- Часть 2. Правила управления аварией;
- Часть З. Инструкции РУТА.

По итогам замечаний и предложений ОКБ «ГИДРОПРЕСС» первая редакция РУТА была значительно переработана, в основном вопросы касались применения систем и оборудования для управления авариями, используемые КИП, обоснованность действий и мер, взаимосвязь с другой эксплуатационной документацией и вопросы с БВ. Взаимодействие с разработчиком инструкций и НВАЭС продолжалось более 1 года. После устранения всех замечаний – ОКБ «ГИДРОПРЕСС» сформировало заключение о возможности согласования для проведения расчётного обоснования инструкций.

Вторая редакция комплекта инструкций была уточнена по итогам расчётного обоснования. Одновременно с этим ОКБ «ГИДРОПРЕСС» рассматривал обобщенные итоги расчётного обоснования РУТА, выполненного с привлечением ОКБ «ГИДРОПРЕСС». Замечания ОКБ «ГИДРОПРЕСС» к рассматриваемой редакции документации носили уточняющий характер и были учтены менее чем за 2 месяца. После устранения всех замечаний – ОКБ «ГИДРОПРЕСС» сформировало заключение о согласовании комплекта РУТА для передачи в надзорный орган для экспертизы.

Одновременно с этим в заключении было указано, что после проведения ПНР на энергоблоке № 1 НВАЭС-2 потребуется дополнить (откорректировать) инструкции с учётом фактического состояния энергоблока. Аналогично и для энергоблока № 2 НВАЭС-2.

После введения в действия РУТА на НВАЭС-2 также необходимо обеспечить взаимосвязь разработанной РУТА с другой эксплуатационной документацией.

### 4. Выполнение расчётного обоснования РУТА

В ОКБ «ГИДРОПРЕСС» в 2015 году было выполнено расчётное обоснование ряда инструкций Диагностической блок-схемы РУТА в части базовых расчётов определяющих режимов применительно к энергоблокам №1 и №2 Нововоронежской АЭС-2. Для выполнения расчётов использованы аттестованные расчётные коды СОКРАТ/В1 и КОРСАР/ГП (поверочные расчёты начальной стадии аварии).

В рамках данной работы были проведены вариантные расчёты определяющих режимов с моделированием действий оператора и анализом чувствительности для следующих инструкций Диагностической блок-схемы РУТА:

- инструкция ИТА-1 «Подать воду в парогенераторы»;

- инструкция ИТА-2 «Снизить давление в первом контуре»;
- инструкция ИТА-3 «Подать воду в первый контур».

Выполнены вариантные расчёты следующих определяющих режимов с моделированием действий оператора и анализом чувствительности:

– течь Ду 65 с отказом всех каналов САПР и СПЗАЗ и дополнительными отказами по подпитке ПГ;

разрыв четырёх паропроводов в неотсекаемой части.

При выполнении расчётов принято, что все действия оперативного персонала возможны после входа в РУТА.

Вариантные расчёты проведены до достижения выполнения критериев эффективности действий оперативного персонала в соответствии с соответствующей инструкцией либо до проплавления корпуса реактора и выхода всей массы расплава и твёрдых фрагментов из корпуса реактора.

Для обоснования инструкции ИТА-1 «Подать воду в парогенераторы» выполнены вариантные расчёты режима «Течь Ду 65 с отказом всех каналов САПР и СПЗАЗ и дополнительными отказами по подпитке ПГ» с моделированием действий оперативного персонала и анализом чувствительности:

предположение о восстановлении работоспособности ВПЭН на тяжёлой стадии аварии (после превышения МПП повреждения твэлов – максимальная температура оболочек твэлов более 1200 °C);

– снижение давления во втором контуре через БРУ-К для пассивной подачи питательной воды из питательного тракта и деаэратора.

Для сценария со снижением давления во втором контуре через БРУ-К для пассивной подачи питательной воды из питательного тракта и деаэратора выполнен анализ чувствительности – принимается несколько значений расхода питательной воды, постоянно подаваемой из питательного тракта и деаэратора (рис. 5).



Рис. 5. Уровень (весовой). Малая течь (Ду 65) с отказами САПР, СПЗАЗ и питательной воды с учётом снижения давления во втором контуре для пассивной подачи питательной воды: 1–5 – варианты с различными значениями постоянной подачи питательной воды из питательного тракта и деаэратора

Критерием эффективности действий оперативного персонала в соответствии с инструкцией ИТА-1 «Подать воду в парогенераторы» является обеспечение уровня в ПГ 2,6 м.

Результаты вариантных расчётов аварии «Малая течь (Ду 65) с отказом всех каналов САПР и СПЗАЗ и дополнительными отказами по подпитке ПГ» с учётом снижения давления во втором контуре для пассивной подачи питательной воды из питательного тракта и деаэратора в обоснование инструкции ИТА-1 «Подать воду в парогенераторы» показывают, что постоянная пассивная подача питательной воды из питательного тракта и деаэратора расходом 20 кг/с и более позволяет повысить уровни в ПГ до 2,6 м (рис. 5).

Для обоснования инструкции ИТА-2 «Снизить давление в первом контуре» выполнены вариантные расчёты режима «Разрыв четырёх паропроводов в неотсекаемой части» с моделированием действий оперативного персонала и анализом чувствительности:

- открытие всех линий САГ;
- открытие различного количества ИПУ КД;
- открытие всех линий САГ и различного количества ИПУ КД.

Начало действий оперативного персонала в соответствии с инструкцией ИТА-2 «Снизить давление в первом контуре» предполагалось:

- на начальной стадии плавления топлива (максимальная температура топлива более 2540°С);
- перед отказом нижней опорной плиты;

– после попадания расплава на днище корпуса реактора (после разрушения днища внутрикорпусной шахты).

Критерием эффективности действий оперативного персонала в соответствии с инструкцией ИТА-2 «Снизить давление в первом контуре» является снижение давления в первом контуре ниже 1 МПа до момента сквозного проплавления корпуса реактора.

Результаты вариантных расчётов аварии «Разрыв четырёх паропроводов в неотсекаемой части» с учётом и без учёта работы СПЗАЗ и с учётом управляющих мер с целью снижения давления в первом контуре в обоснование инструкции ИТА-2 «Снизить давление в первом контуре» показывают, что для эффективного снижения давления в первом контуре ниже 1 МПа необходимо открытие трёх ИПУ КД и всех линий САГ на начальной стадии плавления топлива – максимальная температура топлива более 2540°С (рис. 6).

Для обоснования инструкции ИТА-3 «Подать воду в первый контур» выполнены вариантные расчёты режима «Разрыв четырёх паропроводов в неотсекаемой части» с моделированием действий оперативного персонала и анализом чувствительности:

– включение в работу одного канала САПР с предварительным снижением давления в первом контуре;



Рис. 6. Давление над активной зоной. Разрыв четырёх паропроводов в неотсекаемой части с открытием трёх ИПУ КД и САГ

– включение в работу насосов нормальной подпитки первого контура – предполагается, что они могут работать при любом давлении в первом контуре.

Начало действий оперативного персонала в соответствии с инструкцией ИТА-3 «Подать воду в первый контур» предполагалось:

– на начальной стадии плавления топлива – максимальная температура топлива более 2540°С;

- перед отказом нижней опорной плиты;

– после попадания расплава на днище корпуса реактора – после разрушения днища внутрикорпусной шахты.

Критерием эффективности действий оперативного персонала в соответствии с инструкцией ИТА-3 «Подать воду в первый контур» является снижение температуры расплава активной зоны до 650°С.

Результаты вариантных расчётов аварии «Разрыв четырёх паропроводов в неотсекаемой части» с учётом управляющих мер с целью снижения температуры расплава активной зоны в обоснование инструкции ИТА-3 «Подать воду в первый контур» показывают, что подача воды в первый контур от насосов нормальной подпитки первого контура или от одного канала САПР с предварительным снижением давления в первом контуре после начала плавления топлива не позволяет снизить температуру расплава активной зоны до 650°С до момента проплавления корпуса реактора. (рис. 7).

### Заключение

ОКБ «ГИДРОПРЕСС» как Главный конструктор РУ (в данном случае проекта РУ В-392М) в течение 2014 – 2016 гг. принимал участие в разработке противоаварийной документации для энергоблоков № 1 и № 2 НВАЭС-2 (блоки №№ 6 и 7 НВАЭС).

В части РУТА ОКБ «ГИДРОПРЕСС» принимало участие в разработке комплекта противоаварийных инструкций в части рассмотрения и выдачи заключения о возможности согласования комплекта РУТА (две стадии – до проведения расчётного обоснования и по итогам корректировки по результатам расчётного обоснования).

В данной работе особое внимание уделялось соответствию РУТА текущему состоянию проекта РУ В-392М (НВАЭС-2), а также другой утвержденной проектной и эксплуатационной документации, определению и обоснованию действий оперативного персонала, направленных на смягчение последствий тяжёлых запроектных аварий, рассмотрению всех угроз для целостности барьеров на пути выхода продуктов деления, обеспечение взаимосвязи РУТА и другой эксплуатационной документации, чёткому формулированию и закреплению ответственности персонала АЭС при применении РУТА, формулированию перечня оборудования, применяемого для управления тяжёлыми запроектными авариями, а также обоснование эффективности его применения.





Рис. 7. Разрыв четырёх паропроводов в неотсекаемой части с подачей воды в первый контур

Другой важной задачей ОКБ «ГИДРОПРЕСС» при выполнении работ по РУТА являлось расчётное обоснование инструкций (действий) по управлению тяжёлыми авариями, формализованных в инструкциях РУТА энергоблоков № 1 и № 2 НВАЭС-2.

Выполнен расчётный анализ вариантных расчётов определяющих режимов с моделированием действий оператора и анализом чувствительности в обоснование следующих инструкций Диагностической блок-схемы РУТА на блоке №1 НВАЭС-2:

- инструкция ИТА-1 «Подать воду в парогенераторы»;
- инструкция ИТА-2 «Снизить давление в первом контуре»;
- инструкция ИТА-3 «Подать воду в первый контур».

### Список литературы

- 1. Расчётный код СОКРАТ/В1. Аттестационный паспорт программного средства № 275 от 13.05.2010 г. НТЦ ЯРБ при Федеральной службе по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2010.
- 2. АНГАР. Аттестационный паспорт программного средства № 269 от 29.09.2011 г. НТЦ ЯРБ при Федеральной службе по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2011.
- Литышев А.В., Пантюшин С.И., Аулова О.В., Гаспаров Д.Л., Букин Н.В., Быков М.А. Анализ поведения активной зоны при тяжёлых авариях с использованием РК СОКРАТ / Труды 24-го Симпозиума AER, г. Сочи, 2014.

## Анализ чувствительности при моделировании тяжелых аварий с применением РК СОКРАТ/В1

Николаева А.В., Гаспаров Д.Л., Пантюшин С.И., Литышев А.В.,

Букин Н.В., Быков М.А.

АО ОКБ «Гидропресс», Подольск

### Введение

Стремительное развитие возможностей использования высокопроизводительной вычислительной техники, ужесточение требований Ростехнадзора России и зарубежных заказчиков к отчетам по обоснованию безопасности эксплуатируемых и проектируемых АЭС с РУ ВВЭР (в том числе к анализу запроектных и тяжелых аварий) и развитие новых технологий расчётного обоснования безопасности АЭС за рубежом определяют необходимость развития отечественной расчётной методологии и средств анализа безопасности на качественно новом уровне.

Определяющее значение в доверии к результатам расчетов имеет способ учета их погрешности, вызванной как допущениями применяемых математических моделей, так и неточным знанием задаваемых в расчетах входных данных. Традиционный подход к учёту возможных погрешностей расчётов состоит в использовании консервативных предположений для начальных граничных условий. Степень закладываемого таким образом консерватизма не всегда позволяет решать задачи, стоящие перед специалистами. Например, такой подход не позволяет оценить наиболее вероятный исход какого-либо сценария. Поэтому в настоящее время в мире распространение получила так называемая BEPU-методология (Best Estimate Plus Uncertainty), используемая как инструмент для оценки имеющихся запасов [1]. Методология ВЕРИ подразумевает использование реалистического подхода к определению параметров двух своих основных составляющих, расчётного кода и исходных данных. При использовании методологии ВЕРИ выделяются три основные задачи [1, 2]:

- выявление основных источников неопределенностей и определение их численных характеристик;

- определение диапазона изменения исследуемого параметра при варьировании параметров задачи в пределах их неопределенностей;

 определение степени влияния каждой из неопределенностей на значение исследуемого параметра (анализ чувствительности).

Первая задача решается на основе знания математической модели процессов, принятых допущений, точности определения параметров (замыкающих соотношений), реализованных в расчётном коде. Для выбора варьируемых в анализе неопределенности параметров, наиболее сильно влияющих на исследуемые параметры (результат расчета), необходимо провести анализ чувствительности. В зарубежной методологии ВЕРИ предварительный перечень параметров неопределённости составляется на основании экспертных оценок. В дальнейшем этот перечень корректируется с учётом численного анализа чувствительности.

Для тяжёлых аварий формальных пределов безопасности нормативными документами не назначается, однако при проектировании систем безопасности в качестве ключевых параметров рассматриваются:

- время разрушения днища корпуса реактора и начала выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора  $(t_D)$ ;

 давление на выходе из реактора на момент разрушения корпуса реактора (*P<sub>D</sub>*);
 параметры расплава активной зоны и ВКУ, выходящего за пределы корпуса реактора в процессе разрушения корпуса реактора;

- параметры теплоносителя и водорода, поступающих из РУ в объём 3O в процессе протекания аварий от исходного события до окончания поступления расплава из корпуса реактора.

В ходе данного исследования решаются следующие важные задачи:

- проверка устойчивой (без аварийных остановок) работы кода на суперЭВМ, в том числе, в режиме параллельных вычислений;

- оценка адекватности получаемых результатов имеющемуся уровню знаний о процессах;

- демонстрация возможности проведения анализа чувствительности для анализов тяжёлых аварий с использованием РК СОКРАТ/В1.

# 1. Основные источники неопределенностей при моделировании с применением кодов улучшенной оценки

Применение кодов улучшенной оценки (реалистичных кодов) для анализа безопасности АЭС сопряжено с наличием ряда параметров, вносящих неопределенность в результаты моделирования.

Принято различать следующие источники неопределенностей [2]:

- неопределенности кода;
- неопределенности модели;
- неопределенности масштабирования;
- станционные неопределенности;
- человеческий фактор.

Неопределенность кода связана с его концептуальными особенностями. Теплогидравлический код улучшенной оценки обычно содержит три различных набора балансовых соотношений, замыкающие соотношения, свойства используемых материалов и теплогидравлические параметры теплоносителя, модели отдельных физических и химических явлений и/или систем и методы численного решения полученной системы уравнений. Таким образом, можно выделить следующие источники неопределенности теплогидравлического кода:

- балансовые соотношения;
- замыкающие соотношения;
- свойства материалов;
- специализированные модели отдельных элементов и физических явлений;
- численные неопределенности.

Неопределенность модели обусловлена особенностями построения нодализационной схемы модели. Нодализационная схема объекта исследования разрабатывается группой пользователей кода с целью представления описания объекта исследования (АЭС), включая соответствующие начальные и граничные условия в форме требуемой используемым кодом. Ограничения в имеющихся временных ресурсах, ограниченные данные об объекте исследования, области применения кода, возможностей и мощности имеющихся вычислительных ресурсов и квалификации пользователей могут значительно влиять на результаты моделирования с использованием рассматриваемого кода.

Масштабирование – понятие, используемое при исследовании тепломассообмена, в честности в области реакторостроения. В общем случае, понятие масштабирования связано с необходимостью переноса данных о теплогидравлических процессов с модели на натурный объект. При этом, модель и прототип зачастую характеризуются различными геометрическими режимными параметрами, а также могут различаться теплофизические свойства используемых в модели и в прототипе материалов и рабочих сред. В случае использования кодов улучшенной оценки неопределенности масштабирования проявляются на этапе разработки теплогидравлических моделей, характерных для АЭС, которые моделируются на маломасштабных стендах с последующей экстраполяцией на реальный объект.

К станционным неопределенностям относятся неопределенности или ограниченные данные о граничных и начальных условиях и других параметрах для конкретной АЭС. Типичным примером таких неопределенностей является, например, уровень в компенсаторе давления на начало режима (сценария аварии), толщина и теплопроводность газового зазора в тепловыделяющем элементе, теплопроводность UO<sub>2</sub> и т. д. При этом такие параметры, как толщина и теплопроводность газового зазора между оболочкой твэла и топливным элементом оказывает значительное влияние на параметры безопасности (максимальная температура оболочек твэл, кризис теплообмена и т. д.) и зависят от других параметров системы, таких как процессы при выгорании топлива. Таким образом, станционные неопределенности неизбежно присутствуют при моделировании любой АЭС и должны учитываться в рамках оценки чувствительности или неопределенности результатов моделирования.

Неопределенности, обусловленные человеческим фактором зависят от:

- гибкости (функциональных возможностей) используемого кода;
- методики задания нодализационной схемы объекта и получения сходящегося решения.

Сложные интегральные теплогидравлические и тяжелоаварийные коды, такие как ATLET, CATHARE, RELAP5, КОРСАР/ГП, СОКРАТ/В1 и TRAC дают пользователю множество степеней свободы, которые зачастую приводят к применению кода вне области определения его моделей и возникновению пользовательских ошибок (задание некорректных геометрических параметров для элементов нодализационной схемы). При этом, при отсутствии четких рекомендаций от разработчика кода, разные пользователи могут предложить различные способы решения одной и той же задачи (т.е. внести дополнительную неопределенность в результаты анализа). В этой ситуации, при отсутствии рекомендаций от разработчиков, для хорошо исследованных сценариев («большая течь», «малая течь», «обесточивание» и т. д.) обычно руководствуются рекомендациями международных организаций, выработанными в рамках решения стандартных задач [2].

#### 2. Методы оценки чувствительности

Коды улучшенной оценки для моделирования тяжелых аварий (ТА) зачастую имеют многоуровневую структуру и состоят из множества модулей, описывающих сложные физические явления. Модели оборудования АЭС характеризуются наличием множества входных параметров и нескольких выходных параметров. При моделировании таких сложных систем, как АЭС, оценка неопределенностей результатов моделирования (выходных параметров модели) является сложной задачей. На настоящий момент разработано множество методов определения чувствительности выходных параметров  $Y_j$  к неопределенности входных  $X_i$ . Наиболее полная номенклатура методов оценки чувствительности приведена в документах [3–6]. Каждый из существующих подходов имеет свои достоинства и недостатки.

Существующие методы оценки чувствительности разделяют [7-10] на:

- статистические, детерминистические и аналитические;
- методы оценки значимости и чувствительности;
- глобальные и локальные.

В рамках детерминистических методов определяется влияние изменения входных параметров  $X_i$  на выходные параметры модели  $Y_j$  на основе аналитических подходов или детерминистических выборок рассматриваемых параметров. В рамках статистических методов входной набор значений варьируемых входных параметров  $X_i$  определяется на основе функций распределения (нормальный, логарифмический, равномерный и др. законы распределения) этих параметров и вычисляется отклик выходных параметров модели для каждого из рассматриваемых сочетаний значений входных параметров. В этом случае полученное распределение выходных параметров может быть проанализировано на основе одного из множества существующих статистических методов. Большинство существующих детерминистических методов являются локальными, т. е. чувствительность выходных параметров определяется вблизи одной точки пространства входных параметров, при этом обычно одновременно варьируется только один входной параметр, все остальные входные параметры неизменны. В рамках методов глобальной чувствительности могут варьироваться все входные параметры одновременно с моделированием отклика выходных параметров для всех рассмотренных сочетаний входных параметров.

Для анализа чувствительности и неопределенности аналитические и детерминистические методы малоприменимы. В основном это связано со сложностью математического описания объекта и количеством расчетных анализов, необходимых для применения детерминистических методов.

Применение статистических подходов можно считать эффективным методом анализа, применяемым ведущими организациями в этой области. При этом в большинстве случаев рационально отдавать предпочтение глобальным методом перед локальными в виду более полного описания взаимосвязи рассматриваемых неопределенностей входных параметров с неопределенностью выходных параметров.

## 3. Статистические методы оценки чувствительности

Модель сложной системы можно описать зависимостью Y = f(X), где Y – выходные параметры, а  $X = [X_1, X_2, ..., X_{k-1}, X_k]$  – вектор из k входных параметров. Без потери универсальности описания, можно перейти к рассмотрения случая для одного выходного параметра Y. Неопределенность каждого входного параметра  $X_i$  описывается функцией распределения  $P_i(X_i)$ , из которой можно определить среднее значение  $\mu_i$ , дисперсию  $\sigma_i^2$  (стандартное отклонение  $\sigma_i$ ) параметра  $X_i$ . Основной целью анализа чувствительности является определение соотношения вкладов неопределенностей входных параметров  $X_i$  в общую неопределенность результатов расчета Y.

Наиболее полная номенклатура методов оценки чувствительности приведена в документах [3–12]. Ниже указаны наиболее распространенные методы оценки чувствительности для кодов улучшенной оценки:

- метод единичных приращений;
- коэффициент линейной аппроксимации  $r_i^{lin}$ ;
- коэффициент корреляции Пирсона *R<sub>i</sub>*;
- коэффициент ранговой корреляции Спирмана ρ<sub>i</sub> (рекомендован GRS);
- коэффициент ранговой корреляции Кендалла т<sub>i</sub>;
- коэффициент Соболя;
- идр.

Каждый из этих методов имеет свои достоинства и недостатки. Существенным недостатком метода единичных приращений для большинства прикладных задач является его локальный и детерминистический характер. Для анализов чувствительности и неопределенности детерминистические методы малоприменимы. В основном это связано со сложностью математического описания объекта исследования и количеством расчетных анализов, необходимых для применения детерминистических методов. Коэффициент линейной аппроксимации  $r_i^{lin}$  не применим для существенно нелинейных зависимостей. Коэффициент корреляции Пирсона  $R_i$ применим для оценки чувствительности только для линейных и аддитивных систем. Так же существенным недостатком данного метода является неустойчивой к выбросам. Поэтому для решения большинства прикладных задач в рамках анализа чувствительности моделирования ТА необходимо использовать более сложные методы оценки чувствительности, например методы Спирмана  $\rho_i$ , Кендалла  $\tau_i$  или Соболя.

Широко используемой модифицированной версией  $R_i$  для нелинейных монотонных функций является коэффициент ранговой корреляции Спирмана  $\rho_i$ . В качестве соответствующего параметра для оценки чувствительности рассматривается величина  $\rho_i^2$ . Параметр  $\rho_i^2$  широко используется для оценки чувствительности результатов моделирования по кодам улучшенной оценки в атомной отрасли. Это так же один из методов оценки чувствительности, рекомендованных GRS [7].

С точки зрения математики коэффициент Спирмана  $\rho_i$  – это линейная корреляция, определяемая для рангов рассматриваемых параметров  $x_i$  и y, а не для самих значений параметров  $X_i$  и Y. Под рангом ( $x_i$  и y) понимается номер параметров  $X_i$  и Y в упорядоченной по возрастанию выборке от 1 до n. Ранг в этом случае рассматривается для оценки силы связи случайных величин. Тогда коэффициент ранговой корреляции Спирмана  $\rho_i$  вычисляется по формуле:

$$\rho_i = \frac{\operatorname{cov}(x_i, y)}{\sigma_{x_i} \sigma_y} = 1 - \frac{6\sum_{i=1}^n (x_i - y)^2}{n(n^2 - 1)},$$
(1)

где  $cov(x_i, y)$  – сочетание рангов  $x_i$  и y;

 $\sigma_{x_i}$  – стандартное отклонение входного параметра  $x_i$ ;

 $\sigma_v$  – стандартное отклонение выходного параметра *y*;

*n* – количество элементов в выборке;

Значение  $\rho_i$  находится в интервале от -1 до 1 ( $\rho_i = 0$  указывает на отсутствие корреляции).

Коэффициент ранговой корреляции Спирмана  $\rho_i$  также как и коэффициент Пирсона  $R_i$  может применяться для оценки чувствительности выходных параметров Y к изменению входных параметров  $X_i$ , делая оценку чувствительности Y к *i*-му входному параметру с помощью

величины  $\rho_i^2$ . Для нелинейных систем методы ранговой корреляции показывают более хорошие результаты, чем методы линейной регрессии. Тем не менее, в силу ряда особенностей, их возможность анализа немонотонных или неаддитивных моделей ограничены [7].

В качестве альтернативы коэффициенту Спирмана для оценки чувствительности нелинейных зависимостей часто используют коэффициент ранговой корреляции Кендалла т. В рамках этого метода предполагается, что для выборки пар случайных величин  $(X_i, Y)$  объема п соответствуют последовательности рангов  $x_i$  (для ряда  $X_i$ ) и y (для ряда Y). Для определения рангов ряд значений  $X_i$  располагают в порядке возрастания величины  $X_1 \le X_2 \le ... \le X_n$ . Тогда последовательность рангов  $x_i$  будет представлять собой последовательность натуральных чисел 1, 2,..., n. Значения Y, соответствующие значениям  $X_i$ , образуют в этом случае некоторую последовательность рангов y.

Существует несколько способов оценки корреляции величин  $X_i$  и Y, предложенных Кендаллом [6]. Согласно одной из формулировок, определяется число инверсных пар Q. При этом считается, что пара рангов  $y_j$  и  $y_v$  (j < v) считается инверсной, если в последовательности рангов y наблюдается  $y_j > y_v$  (j = 1, ..., n-1). Тогда коэффициент, предложенный Кендаллом, равен

$$\tau_i = 1 - \frac{4Q}{n(n-1)}.\tag{2}$$

Второй способ вычисления т заключается в следующем. В последовательности рангов y подсчитывается количество членов, расположенных справа от  $y_j = 1$ . Затем исключается  $y_j = 1$  и подсчитывается количество членов последовательности, расположенных справа от  $y_j = 2$  и т. д. Обозначим сумму чисел, полученных с помощью указанной процедуры, через K. Тогда  $\tau_i$  вычисляется по формуле

$$\tau_i = \frac{4K}{n(n-1)} - 1.$$
(3)

Иногда применяют эквивалентные формы записи

$$\tau_i = \frac{2S}{n(n-1)},\tag{4}$$

где

$$S = K - Q = 2K - \frac{n(n-1)}{2} = \frac{n(n-1)}{2} - 2Q.$$
 (5)

Коэффициент  $\tau$  принимает значения от -1 до +1. Равенство  $\tau = 1$  указывает на наличие строгой линейной корреляции между  $X_i$  и Y.

## 4. Оценка необходимого количества комбинаций варьируемых параметров (количества расчетов) для обеспечения статистической достоверности результатов анализа чувствительности

Одним из наиболее сложных вопросов при оценке неопределенности и чувствительности статистическими методами является выбор количества расчетов, необходимого и достаточного для обеспечения статистической достоверности анализа чувствительности и неопределенности [13, 14]. Определение минимально-необходимого числа расчетов N необходимо для обеспечения требуемого размера доверительного интервала точности ключевых параметров расчета  $Y_i$ . Обзор методов для оценки N, применяемых в атомной отрасли при использовании статистических методов, приведен в [13, 14]. Авторы [13, 14] показывают, что на сегодняшний момент наибольшее распространение получили различные вариации применения формулы Вилкса (подход Волда, подход Хасмана (GRS), подход Клоппера-Пирсона [13] и т. д.).

Формула Вилкса связывает вероятность a достоверности величины расчетной неопределенности с числом вариантных расчетов N и достоверностью анализа  $b \cdot 100 \%$  (доверительный интервал). Эта формула для одностороннего статистического доверительного интервала имеет вид:

$$\left(1 - \frac{a}{100}\right)^N \ge \frac{b}{100},\tag{6}$$

а для двустороннего статистического доверительного интервала:

$$1 - a^{N} - N(1 - a)a^{N - 1} \ge b.$$
<sup>(7)</sup>

Формулы (6) и (7) означают, что можно быть уверенным с вероятностью b в том, что, по крайней мере, в рамках  $a \cdot 100$ % общего влияния всех исходных неопределенностей, при N+1 расчете не появится значения параметра, выходящего за имеющийся доверительный интервал (ограниченный минимальным и максимальным значениями этого параметра из N имеющихся в расчете). В данном случае понятие доверительной вероятности используется в связи.

Минимальное количество расчетов, необходимых для обеспечения статистической достоверности результатов оценки неопределенности и чувствительности согласно методикам GRS [13] (на основе формулы Вилкса) для различных сочетаний *a* и *b* можно определить из таблицы 1 [13]. Подробный анализ результатов применения формулы Вилкса для одностороннего и двухстороннего статистического интервала первого, второго и третьего порядков приведен в [14].

Таблица 1

			· · •	•			
b	Односто довер	ронний статис рительный инт	тический ервал	Двусторонний статистический доверительный интервал			
		а		а			
	0,90	0,95	0,99	0,90	0,95	0,99	
0,90	22	45	230	38	77	388	
0,95	29	59	299	46	93	473	
0,99	44	90	459	64	130	662	

Минимальное количество расчетов N для одностороннего и двустороннего статистических доверительных интервалов [13]

Важной особенностью применения формулы Вилкса является независимость количество расчетов N с применением кода от количества рассматриваемых неопределенных входных параметров. N зависит только от достоверности расчета b (доверительный интервал) и вероятности достоверности величины расчетной неопределенности a.

В настоящее время при оценке необходимого количестве комбинаций варьируемых параметров (количества расчетов N), обеспечивающего статистическую достоверность анализа чувствительности и неопределенности [13–16] как правило (таких как методы GRS, AREVA, ASTRUM, Westinghouse, KREM (Корея), ESM-3D (Франция) и др.) используется формула Вилкса (6), (7) для 95 % статистического доверительного интервала (b = 0.95) и 95 % вероятности (a = 0.95).

# 5. Анализ чувствительности при моделировании ТА с применением кода улучшенной оценки СОКРАТ/В1 с применением статистических методов

В рамках данного исследования выполнен анализ чувствительности для сценария TA на AЭC с РУ ВВЭР-1200 (рис. 1). Рассматриваемый сценарий предполагает полное обесточивание атомной электростанции с отказом системы пассивного отвода тепла от парогенераторов (СПОТ ПГ). Исходное состояние РУ на момент возникновения аварии – работа на номинальной мощности с неравномерностью энерговыделения, характерной для конца стационарной загрузки. Управление ходом TA осуществляется за счет работы системы аварийного снижения давления (САСД).



Рис. 1. Общий вид РУ с реакторов ВВЭР-1200: 1 – главный циркуляционный насос; 2 – парогенератор; 3 – реактор; 4 – компенсатор давления; 5 – главный циркуляционный контур

При выполнении расчёта аварии «Полное обесточивание АЭС с отказом СПОТ» без учета работы САСД принят следующий сценарий работы оборудования:

 исходное состояние РУ (работа на номинальной мощности; номинальные стационарные параметры РУ);

- полное обесточивание АЭС;

– принят отказ на работу всех каналов СПОТ ПГ;

– в расчете принято, что давление и температура в 30 постоянны во время TA и равны  $P_{30}$  и  $T_{30}$ , соответственно;

– ДГ не запустились.

Для анализа тяжёлых аварий в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» для РУ ВВЭР-1200 используется расчётный код СОКРАТ/В1 [17, 18], предназначенный для численного моделирования динамики физико-химических, теплогидравлических и термомеханических процессов, происходящих в реакторных установках с водяным теплоносителем типа ВВЭР при тяжёлых авариях, и для оценки основных параметров РУ, необходимых для расчётного обоснования безопасности на внутрикорпусной стадии тяжёлых аварий.

Нодализационная схема реакторной установки выполнена на основе рекомендаций разработчиков кода СОКРАТ/В1. В соответствии с этим неопределенности результатов моделирования, обусловленные топологией нодализационной схемы и человеческим фактором (эффект пользователя) сведены к минимуму и в рамках настоящего анализа чувствительности не учитывались. Основные элементы используемой нодализационной схемы представлены на рис. 2–4.

Задачей настоящего расчётного анализа является определение диапазона изменения ключевых параметров расчета при варьировании входных параметров в пределах их неопределенностей и определение степени влияния каждой из неопределенностей на рассматриваемые параметры расчета для определяющих сценариев тяжелых аварий.

Решение поставленных задач в рамках анализа чувствительности содержит следующие основные этапы (методика GRS):

определение параметров, влияющих на точность расчета X<sub>i</sub>;

 определение размеров интервалов варьирования и характера законов распределения внутри этих интервалов на основе имеющейся документации и современного уровня знаний о физических явлениях;



Рис. 2. Нодализационная схема реактора



Рис. З.Нодализационная схема циркуляционной петли



Рис. 4. Нодализационная схема компенсатора давления и дыхательного трубопровода компенсатора давления

определение перечня ключевых (критериальных) параметров расчета Y<sub>j</sub>, для которых проводится анализ чувствительности;

 определение необходимого числа комбинаций варьируемых параметров (число выполняемых расчетов) для обеспечения статистической достоверности результатов;

 формирование расчетной модели и генерация необходимого числа комбинаций варьируемых параметров с соответствующими законами распределения варьируемых параметров.
 Выполнение расчетов;

– обработка и анализ расчетных данных, полученных после проведения наборов численных анализов.

В качестве ключевых параметров расчета рассматриваются:

– время разрушения днища корпуса реактора и начала выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора (*t<sub>D</sub>*);

- давление на выходе из реактора на момент разрушения корпуса реактора ( $P_D$ );

- параметры расплава и обломков (масса (*M<sub>m</sub>*)), вышедших из корпуса за время ТА;

– параметры теплоносителя, поступающего из РУ в объём ЗО в процессе протекания аварий от исходного события до окончания поступления расплава из корпуса реактора:

1) масса воды, выброшенной из первого контура  $(M_w)$  за время протекания TA;

2) масса пара, выброшенного из первого контура ( $M_s$ ) за время протекания TA.

Число комбинаций варьируемых параметров (число выполняемых расчетов), необходимое для обеспечения статистической достоверности результатов, определяется на основе формулы Вилкса для достоверности 95 % в доверительном интервале 95 %. В рамках анализа рассматривался двусторонний доверительный интервал. В данном случае для обеспечения статистической достоверности результатов анализа чувствительности достаточно выполнения 93 независимых расчетов (пункт 5). В рамках численного анализа выполнено по 100 независимых расчетов для каждого из рассмотренных аварийных сценариев (по методике GRS).

Чувствительность оценивалась на основе:

- линейной аппроксимации (r);
- корреляции Пирсона (*P*);
- корреляции Спирмана (р);
- корреляции Кендалла (τ).

Обработка результатов моделирования выполняется с применением инженерной методики статистической обработки результатов многовариантных расчетов. При этом, в силу ограничений по объему доклада в данной работе приведены только результаты, полученные на основе наиболее универсальной корреляции – ранговой корреляции Кендалла (т).

Методика определения рассматриваемых коэффициентов корреляции приведена в разделе 4.

В рамках анализа в качестве основного источника неопределенностей рассматриваются «станционные» неопределенности – неопределенности, связанные с определением и выбором исходных данных и параметров РУ и АЭС.

Настройки моделей физических явлений, реализованные в коде СОКРАТ/В1 выбраны на основе требований и рекомендаций разработчиков кода СОКРАТ/В1 [17, 18]. Большинство коэффициентов и настроек моделей СОКРАТ/В1 не доступны пользователям кода. Неопределенности моделей теплофизических явлений не рассматривались в качестве источника неопределенностей.

Всего в рамках анализа рассмотрено 45 параметров, оказывающих влияние на точность расчетов (начальные и граничные условия; теплофизические свойства; режимные параметры; геометрических параметры; установки и блокировки на срабатывание систем безопасности и т. д.).

Диапазоны и характер изменения рассматриваемых входных параметров приняты на основе экспертных оценок, проектных данных и физических особенностей процессов, протекающих во время ТА. Перечень варьируемых параметров для рассматриваемых режимов представлен в таблице 2 (где приведен диапазон изменения параметров относительно их номинального значения).

		-	
Обозначение	Параметр	Диапазон изменения	Распределение
VAR01	<i>r</i> <sub>int</sub> оболочки твэл	± 10 %	Нормальное
VAR02	<i>r</i> <sub>ext</sub> оболочки твэл	± 10 %	Нормальное
VAR03	<i>N</i> <sub>0</sub> в а.з.	±4 %	Нормальное
VAR04	<i>N</i> остаточных тепловыделений	± 2 %	Нормальное
VAR05, VAR06	λ и С стали корпуса реактора и ГЦТ	± 5 %	Нормальное
VAR07 – VAR11	<i>Кq</i> ( <i>r</i> , <i>h</i> ) энерговыделения по а.з.	± 13 %	Нормальное
VAR12, VAR13	λ и С стали ТОТ ПГ	± 5 %	Нормальное
VAR14	<i>М</i> <sub>0</sub> теплоносителя в ПГ	± 2 %	Равномерное
VAR15	Ν СΠΟΤ ΠΓ	± 15 %	Нормальное
VAR16	Но в КД	± 2 %	Равномерное
VAR17	<i>Т</i> питательной воды	$\pm 5^{\circ}C$	Равномерное
VAR18	ξГЦНА	± 6 %	Нормальное
VAR19 – VAR21	ξ различных участков ТВС	± 10 %	Нормальное
VAR22 – VAR25	ξ ГЦТ включая входной и выходной патрубки реактора	± 5 %	Нормальное
VAR26	ξΠΓ	± 5 %	Нормальное
VAR27,	Рпг открытия/закрытия и инерцион-	±0,2 МПа	Нормальное
VAR28,VAR29	ность ИПУ ПГ	±0,1 МПа	равномерное
		$\pm 0,5 c$	
VAR30, VAR31,	$P_{\rm III}$ открытия/ закрытия/ ном.,	$\pm 0.1 \text{ MHz}$	нормальное
VAR32, VAR33	и инерционность БГ у-А	$\pm 0.1 \text{ MIIa}$	равномерное
		±1,0 c	
VAR34, VAR35,	Р открытия/ закрытия и инерционность	±0,3 МПа	Нормальное
VAR36	ИПУ КД	±0,3 МПа	равномерное
		±0,5 c	
VAR37	<i>Т</i> открытия САСД	$\pm 10^{\circ}C$	Равномерное
VAR38	Инерционность САСД	$\pm 5 c$	Равномерное
VAR39	<i>V</i> <sub>o</sub> раствора в ГЕ САОЗ	± 1%	Равномерное
VAR40	Р начала подачи раствора из ГЕ САОЗ	±0,1 МПа	Равномерное
VAR41	<i>Т</i> раствора в ГЕ САОЗ	$\pm 20^{\circ}C$	Равномерное
VAR42	ξ трубопроводов и арматуры на линии ГЕ САОЗ	± 25 %	Равномерное
VAR43	Неопределенность параметров крити- ческого истечения	_	Равномерное
VAR44	T <sub>30</sub>	20-140°C	Равномерное
VAR45	P <sub>30</sub>	0,1–0,5 МПа	Равномерное

#### Перечень варьируемых параметров

#### Таблица 2

# 6. Основные результаты анализа чувствительности при моделировании TA с применением кода СОКРАТ/В1

В результате применения методики, приведенной в разделе 5, были получены зависимости параметров в РУ для 100 вариантов сочетания 45 неопределенных входных параметров, приведенных в таблице 2. Полученные зависимости давления в реакторе, массы пара и воды, вышедших из первого контура РУ, а также масса расплава, вышедшего из корпуса реактора, приведены на рис. 5–8. Основные результаты анализа чувствительности, выполненного для аварии «Полное обесточивание АЭС с отказом СПОТ» с учетом работы САСД приведены на рис. 5–18.



Рис. 5. Давление над активной зоной реактора *P*<sub>а.з.</sub>(*t*) для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных (VAR01 – VAR45)



Рис. 6. Масса пара, выброшенного из первого контура  $M_{\rm S}(t)$  для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных (VAR01 – VAR45)



Рис. 7. Масса воды, выброшенной из первого контура *M*<sub>w</sub>(*t*) для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных (VAR01 – VAR45)



Рис. 8. Масса расплава и обломков, вышедших из корпуса реактора *M<sub>m</sub>*(*t*) за время протекания ТА для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных (VAR01 – VAR45)

Анализа чувствительности времени разрушения днища корпуса реактора и начала выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора ( $t_D$ ) для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных (VAR01 – VAR45) показал (рис. 9), что минимальное время разрушения корпуса реактора для рассмотренного сценария составляет 6 ч 22 мин. При этом, наиболее вероятное время разрушения корпуса реактора лежит в диапазоне от 7 ч 03 мин до 7 ч 23 мин. При этом согласно результатам применения корреляций Кендалла (рис. 10) можно сделать вывод, что результаты моделирования  $t_D$  в наибольшей степени зависят от неравномерности энерговыделения по зоне (VAR11) гидравлического сопротивления в 30 (VAR45).



Рис. 9. Распределение результатов моделирования времени разрушения днища корпуса реактора и начала выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора (*t*<sub>D</sub>) для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных



Рис. 10. Оценка чувствительности времени разрушения днища корпуса реактора и начала выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора (*t*<sub>D</sub>) к неопределенности входных параметров модели, полученная на основе корреляции Кендалла (т)

Основные результаты анализа чувствительности давления в реакторе на момент разрушения корпуса реактора ( $P_D$ ) для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных (VAR01 – VAR45) приведены на рис. 11 и 12. Согласно результатам проведенного анализа (рис. 11) максимальное давление в реакторе на момент разрушения корпуса ( $P_D$ ) составляет 0,604 МПа. Таким образом, давление в реакторе на момент разрушения корпуса реактора ( $P_D$ ) не превышает значения 1,0 МПа (т.е. требования нормативной документации выполняются во всем диапазоне рассмотренных неопределенностей исходных данных). Согласно результатам применения корреляции Кендалла (рис. 12) параметр  $P_D$  слабо чувствителен к рассмотренным неопределенностям входных параметров кроме давления в 30 (VAR45), параметров критического истечения (VAR43), температуры питательной воды (VAR17) и уставок на срабатывания и инерционности паросбросных устройств (VAR30, VAR33). При этом, давление в реакторе на момент разрушения корпуса  $P_D$  для рассмотренного сценария TA имеет линейную зависимость от давления в 30 (VAR45).



Рис. 11. Распределение результатов моделирования давления на выходе из реактора на момент разрушения корпуса (*P*<sub>D</sub>) для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных



Рис. 12. Оценка чувствительности давления на выходе из реактора на момент разрушения корпуса (P<sub>D</sub>) к неопределенности входных параметров модели, полученная на основе корреляции Кендалла (т)

Анализ чувствительности массы пара, выброшенного из первого контура ( $M_s$ ) за время протекания ТА для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных (VAR01 – VAR45) показал (рис. 13), что максимальная масса пара, выброшенного из первого контура ( $M_s$ ) за время протекания ТА составляет 287,0 т. При этом, наиболее вероятное значение  $M_s$  лежит в диапазоне от 243,3 до 254,3 т.

Согласно результатам применения корреляции Кендалла (рис. 14) можно сделать вывод, что результаты моделирования  $M_s$  для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных в наибольшей степени зависит от неравномерности энерговыделения в активной зоне (VAR09, VAR11), объема раствора в ГЕ САОЗ (VAR39), параметров критического истечения (VAR43) и давления в ЗО (VAR45).



Рис. 13. Распределение результатов моделирования интегральной массы пара, выброшенного из первого контура (*M*<sub>s</sub>) за время протекания ТА для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных



Основные результаты анализа чувствительности массы воды, выброшенной из первого контура  $(M_w)$  за время протекания TA для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных (VAR01 – VAR45) приведены на рис. 15 и 16. Согласно результатам проведенного анализа максимальная масса воды, выброшенной из первого контура  $(M_w)$  за время протекания TA составляет 139,0 т. При этом, наиболее вероятное значение  $M_w$  лежит в диапазоне от 130,5 до 139,0 т.

Согласно результатам применения корреляции Кендалла (рис. 16) для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных можно сделать вывод, что результаты моделирования  $M_w$  в наибольшей степени зависят от температуры раствора борной кислоты в ГЕ САОЗ (VAR41), неравномерности энерговыделения в активной зоне (VAR08 – VAR11), гидравлического сопротивления TBC (VAR21) и параметров критического истечения (VAR43).



Рис. 15. Распределение результатов моделирования интегральной массы воды, выброшенной из первого контура (*M*<sub>w</sub>) за время протекания ТА для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных



Рис. 16. Оценка чувствительности интегральной массы воды, выорошенной из первого контура (*M*<sub>w</sub>) за время протекания ТА к неопределенности входных параметров модели, полученная на основе корреляции Кендалла (т)

Анализ чувствительности массы расплава и обломков ( $M_m$ ), вышедших из корпуса реактора за время протекания TA для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных (VAR01 – VAR45) показал (рис. 17), что максимальная масса расплава и обломков, вышедших из корпуса реактора за время протекания TA составляет 233,4 т. При этом, наиболее вероятное значение  $M_m$  лежит в диапазоне от 206,5 до 212,3 т.

Согласно результатам применения корреляции Кендалла (рис. 18) можно сделать вывод, что результаты моделирования  $M_m$  для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных в наибольшей степени зависит от остаточных тепловыделений и неравномерности тепловыделений в активной зоне (VAR04, VAR07), гидравлического сопротивления активной зоны (VAR20), уставок на срабатывание и инерционности паросбросных устройств (VAR31, VAR38) и давления в 30 (VAR45).


Рис. 17. Распределение результатов моделирования массы расплава активной зоны, вышедшего из корпуса реактора (*M*<sub>m</sub>) за время протекания ТА для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных



из корпуса реактора (*M<sub>m</sub>*) за время протекания ТА к неопределенности входных параметров модели, полученная на основе корреляции Кендалла (т)

Так же необходимо отметить, что выводы, сделанные на основе применения корреляции Кендалла, так же подтверждаются по результатам применения методов линейной аппроксимации, Пирсона и Спирмана для всех рассмотренных выходных параметров расчета (результаты применения этих методов не приведены ввиду ограничений по объему доклада).

#### Выводы

В рамках данного исследования была предложена методика выполнения анализа чувствительности для ключевых параметров ТА на АЭС с РУ ВВЭР с применением кода улучшенной оценки СОКРАТ/В1. С применением предложенной методики выполнен анализ чувствительности результатов моделирования аварии «Полное обесточивание АЭС с отказом СПОТ» с учетом работы САСД для РУ ВВЭР-1200. В рамках анализа чувствительности рассмотрено 45 входных параметров моделей, оказывающих влияние на результаты моделирования по 5 ключевым параметрам расчета. Всего в рамках анализа чувствительности выполнено 100 расчетов, что соответствует 95 % статистическому доверительному интервалу и 95 % вероятности.

По результатам анализа чувствительности определены параметры, оказывающие наибольшее влияние на ключевые параметры расчета, а также наиболее вероятные диапазоны изменения ключевых параметров для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных:

1) наиболее вероятное время разрушения корпуса реактора лежит в диапазоне от 7 ч 03 мин до 7 ч 23 мин. При этом, *t<sub>D</sub>* в наибольшей степени зависят от неравномерности энерговыделения по активной зоне и давления в 3О;

2) наиболее вероятное значение массы расплава и обломков ( $M_m$ ), вышедших из корпуса реактора за время ТА лежит в интервале от 206,5 до 212,3 т.  $M_m$  в наибольшей степени зависит от мощности и неравномерности остаточных тепловыделений в активной зоне, гидравлического сопротивления активной зоны уставок на срабатывание и инерционности паросбросных устройств и давления в 3O;

3) наиболее вероятное значение массы пара, выброшенного из первого контура ( $M_s$ ) за время протекания ТА лежит в диапазоне от 243,3 до 254,3 т.  $M_s$  в наибольшей степени зависит от неравномерности энерговыделения в активной зоне, объема теплоносителя в ГЕ САОЗ, параметров критического истечения и давления в ЗО;

4) наиболее вероятное значение масса воды, выброшенной из первого контура  $(M_w)$  за время протекания ТА лежит в диапазоне от 130,5 до 139,0 т.  $M_w$  в наибольшей степени зависят от температуры теплоносителя в ГЕ САОЗ, неравномерности энерговыделения в активной зоне и параметров критического истечения;

5) давление в реакторе на момент разрушения корпуса ( $P_D$ ) для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных линейно зависит от давления под защитной оболочкой и не превышает значения 1,0 МПа во всем рассмотренном диапазоне изменения неопределенностей исходных данных.

# Список литературы

- 1. SSG-2. Deterministic Safety Analysis for NPP. IAEA, 2009.
- 2. Best estimate safety analysis for nuclear power plants: uncertainty evalution. Safety reports series. ISSN 1020-6450. No 52. Vienna: International Atomic Energy Agency. 2008
- 3. Дэйвид Г. Порядковые статистики. Наука. Главная редакция физико-математической литературы. – 1979. – 336 с.
- 4. Уилкс С. Математическая статистика. М., 1967. 632 с.
- 5. Бочаров П.П., Печинкин А.В. Теория вероятностей. Математическая статистика. 2-е изд. М.: ФИЗМАТЛИТ. 2005. 296 с.
- 6. Кобзарь А.И. Прикладная математическая статистика. Для инженеров и научных работников. – М.: ФИЗМАТЛИТ. – 2006. – 816 с.
- 7. Ikonen T., Tulkki V. The importance of input interactions in the uncertainty and sensitivity analysis of nuclear fuel behavior. Nuclear Engineering and Design 275. 2014. pp. 229-241.
- 8. Mohanty S. et al. History and value of uncertainty and sensitivity commission and center for nuclear waste regulatory analyses. Prepared for U.S. Nuclear Regulatory Commission. Contract NRC-02-07-006. 2011.
- 9. Hamby D.M. A comparison of sensitivity analysis techniques. J. Reproduced from the journal Health Physics with permission from the Health Physics Society.
- 10. BEMUSE Phase III Report. Uncertainty and Sensitivity Analysis of the LOFT L2-5 Test. NEA/CSNI/R(2007)4. 2007.
- 11. BEMUSE PROGRAMME. Best-Estimate Methods Uncertainty and Sensitivity Evaluation. BEMUSE Phase IV Report. Uncertainty and Sensitivity Analysis of a LB-LOCA in ZION Nuclear Power Plant. NEA/CSNI/R(2009)13. 2009.

- 12. BEMUSE Phase VI Report. Status report on the area, classification of the methods, conclusions and recommendations. NEA/CSNI/R(2011)4. 2011.
- 13. Glaeser H. Summary of existing uncertainty methods. OESD/CSNI Workshop on Best Estimate Methods and Uncertainty Evaluations. NEA/CSNI/R(2013)8/PART2. 2011. p. 5-15.
- 14. Hong I.S., Oh D.Y, Kim I.G. Generic Application of Wilks' Tolerance Limit Evaluation Approach to Nuclear Safety. OESD/CSNI Workshop on Best Estimate Methods and Uncertainty Evaluations. 2011. p.16-25.
- Graeser H. GRS Method for Uncertainty and Sensitivity Evaluation of Code and Applications. Science and Technology of Nuclear Installations. Volume 2008. Article ID 798901. dio: 10.1155/2008/798901.
- 16. OECD/CSNI Workshop on Best Estimate Methods and Uncertainty Evaluations. NEA/CSNI/R(2013)8/ Part 2. 2011.
- Пантюшин С.И., Сорокин Ю.С. и др. Сравнение кодов ТЕЧЬ-М-97, КОРСАР/ГП и СОКРАТ/В1 при анализе начальной стадии тяжелой аварии на РУ ВВЭР-1200. / Сборник трудов 6-й Международной научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР». – ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, 2009.
- 18. Программа СОКРАТ/В1. Аттестационный паспорт программного средства № 275 от 13.05.2010. НТЦ ЯРБ при Федеральной службе по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2010.

# Амплитудно-частотные характеристики гидродинамических нагрузок на пучки твэлов в турбулентном потоке теплоносителя в ТВС ВВЭР

## Перевезенцев В.В.

Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва

Гидродинамические нагрузки (силы) на твэлы в ТВС формируются в результате воздействия пульсаций давления на обтекаемые турбулентным потоком теплоносителя поверхности. Характеристики пульсаций давления зависят от режимных параметров потока, структуры течения, сформированной особенностями тракта подвода теплоносителя к ТВС, геометрии проходного сечения пучка твэлов. Под действием гидродинамических нагрузок возбуждаются вибрации твэлов, что может привести к образованию дефектов их оболочек вследствие фреттинг-коррозии, повреждений твердыми частицами (дебрис – износ), коррозионно-усталостных процессов.

Для описания гидродинамических нагрузок на твэлы в турбулентном потоке теплоносителя необходимо располагать сведениями о пульсациях давления на обтекаемых поверхностях. Вектор гидродинамической силы, действующей на единичную длину твэла в сечении z в момент времени  $\tau$  в плоскости перпендикулярной оси ТВС определяется распределением мгновенных значений пульсаций давления на поверхности оболочки твэла [1]

$$\vec{f}_{g_i}(z,\tau) = \int p'_i(z,\phi,\tau) \cdot \vec{n} \cdot d/2 \cdot d\phi, \qquad (1)$$

где  $p'_i(z, \varphi, \tau)$  – распределение пульсаций давления по периметру (по углу  $\varphi$ ) *i*-го твэла в момент времени  $\tau$  в сечении пучка *z*.

Пучок твэлов представляет собой механически и гидродинамически связанную систему отдельных твэлов. Механическая связь обеспечивается нижней опорной решеткой, дистанционирующими решетками и для ТВС ВВЭР-440 шестигранным чехлом. Гидродинамическая связь обусловлена гидроупругими свойствами теплоносителя в объеме пучка твэлов. Векторная сумма действующих в заданном сечении на каждый твэл сил в плоскости перпендикулярной оси ТВС и определяет вектор мгновенной гидродинамической нагрузки на пучок твэлов. Для пучков с достаточно большим числом твэлов (~10<sup>2</sup> и более) в силу идентичности характеристик пульсационного движения в отдельных ячейках пучка следует ожидать взаимного уравновешивания сил (1), действующих на твэлы, образующие регулярную решетку ячеек. В то же время в «кольцевом» зазоре между внутренней поверхностью шестигранного чехла и внешним рядом твэлов пучка характер течения отличен от области регулярной геометрии. Здесь формируются действующие на периферийный ряд твэлов случайные гидродинамические силы, итоговый вектор которых и определяет гидродинамическую нагрузку на пучок в целом. Собственные частоты изгибных колебаний пучка как единой механической системы существенно меньше чем отдельных твэлов в пределах их длины между дистанционирующими решетками. По данным [2] собственная частота изгибных колебаний пучка твэлов ТВС ВВЭР-440 в воздухе составляет около 5 Гц, а в воде (с учетом присоединенной массы) ~3,9 Гц. В то же время собственная частота колебаний участка твэла между дистанционирующими решетками составляет ~100 Гц. Отсюда следует, что уровни виброперемещений пучка оказываются существенно выше по сравнению с характерными значениями для отдельных твэлов. Для исключения резонансного увеличения интенсивности вибраций пучка твэлов необходимо либо обеспечить отстройку его собственных частот от характерных частот гидродинамических нагрузок, либо изменить частотный диапазон последних путем целенаправленного формирования структуры потока на входе в ТВС. В любом случае требуется исследование амплитудно-частотных характеристик гидродинамических нагрузок на пучки твэлов в турбулентном потоке теплоносителя.

В соответствие с развиваемым автором подходом гидродинамическая сила, действующая на единичную длину пучка твэлов в сечении z в момент времени т в плоскости перпендикулярной оси TBC, определяется распределением мгновенных значений пульсаций давления по периметру внешнего ряда твэлов пучка [3]

$$\vec{f}_g(z,\tau) = -\int_P p'(z,P,\tau) \cdot \vec{n} \cdot dP, \qquad (2)$$

где  $p'(z, P, \tau)$  – мгновенные значения пульсаций давления на грани внешнего ряда твэлов пучка;  $P, \vec{n}$  – периметр внешнего ряда твэлов и нормаль к внешнему ряду твэлов. Практически компоненты случайной гидродинамической силы в двух взаимно перпендикулярных направлениях *x* и *y* определялась по одновременно измеренным мгновенным значениям пульсаций давления на внутренней поверхности шести граней чехла ТВС (рис. 1)

$$f_{g_x}(z,\tau) = \sum_{i=1}^{6} p'(z,\tau) \cdot \cos \varphi_i \cdot a,$$

$$f_{g_y}(z,\tau) = \sum_{i=1}^{6} p'(z,\tau) \cdot \sin \varphi_i \cdot a,$$
(3)

где *а* – ширина грани внешнего ряда твэлов;  $\phi_i$  – угол между направлением *x* и нормалью к поверхности грани внешнего ряда твэлов.



Рис. 1.Схема определения действующих на пучок твэлов случайных гидродинамических нагрузок по одновременно измеренным мгновенным значениям пульсаций давления на внутренней поверхности шестигранного чехла ТВС: 1 – твэл; 2 – чехол ТВС

С целью существенного изменения структуры осредненного и пульсационного течения на входе в ТВС в экспериментах использовались установленные перед хвостовиком дроссельные шайбы трех диаметров 52, 48,5 и 45 мм. На рис. 2 приведены характерные распределения среднеквадратичных значений пульсаций давления по периметру внешнего ряда твэлов пучка. Можно отметить достаточно равномерное распределение уровней пульсаций давления по всем шести граням чехла как в сечении близком к входу в пучок твэлов, так и на достаточном удалении от нижней опорной решетки. Это свидетельствует о симметричности структуры осред-



Рис. 2. Распределение среднеквадратичных значений пульсаций давления по периметру зазора между внешним рядом твэлов и внутренней поверхностью шестигранного чехла ТВС в сечениях *z*=72 мм (а) и *z*=1527 мм (б) при скорости течения воды в пучке твэлов 3,14 м/с: 1 – невозмущенное турбулентное течение (без дроссельной шайбы на входе в ТВС); 2 – на входе в ТВС дроссельная шайба 52 мм; 3 – 48,5 мм; 4 – 45 мм

ненного и пульсационного течения в зазоре между периферийным рядом твэлов и внутренней поверхностью чехла. При этом пульсации давления вблизи нижней опорной решетки выше, чем в удаленной от нее области. Очевидно, возмущающее воздействие дроссельной шайбы с формированием крупномасштабных вихревых структур перед нижней опорной решеткой (т. е. на входе в пучок твэлов) проявляется, прежде всего, на начальном гидродинамическом участке в пределах нескольких первых пролетов пучка. Вдали от нижней опорной решетки воздействие дроссельной шайбы на пульсационные характеристики потока распространяется в меньшей степени.

Наряду с интенсивностью пульсаций давления гидродинамические нагрузки в любом сечении пучка определяются фазовыми сдвигами между пульсациями давления на противоположных гранях пучка. Очевидно, наибольшие нагрузки будут формироваться при фазовом сдвиге  $\Delta \phi = 180^{\circ}$ . При нулевом фазовом сдвиге и одинаковых мгновенных значениях пульсаций давления гидродинамическая нагрузка не возникает. Приведенные на рис. 3 данные показывают, что наибольшие фазовые сдвиги между пульсациями давления на противоположных гранях пучка в сечениях на начальном гидродинамическом участке возникают в условиях формирования потока на входе в ТВС дроссельными шайбами. Это является одной из причин возникновения значительных гидродинамических нагрузок в этих условиях, т.е. при размещении на входе в ТВС дроссельных шайб. И это связано, по-видимому, с ролью крупных вихрей, формируемых за дроссельными шайбами. В то же время в области установившегося течения (вдали от входа в пучок твэлов), где влияние возмущающих поток входных устройств проявляется незначительно, существенных фазовых сдвигов между импульсами давления на противоположных гранях пучка твэлов не наблюдается. Естественно, при этом и гидродинамические нагрузки, возникающие изза разности мгновенных значений пульсаций давления на противоположных гранях пучка, оказываются менее выраженными. При отсутствии существенных фазовых сдвигов между пульсациями давления на противоположных гранях пучка формирование гидродинамических нагрузок связано, преимущественно, с различиями в мгновенных значениях пульсаций давления.



Рис. 3. Фазовый сдвиг между пульсациями давления в сечении z=72 мм на противоположных гранях пучка твэлов при скорости течения воды 3,14 м/с и при различных условиях формирования структуры потока на входе в TBC: а) невозмущенное турбулентное течение (без дроссельной шайбы на входе в TBC); б) дроссельная шайба 52 мм; в) 48,5 мм; г) 45 мм

Для понимания особенностей формирования спектрального состава гидродинамических нагрузок целесообразно провести анализ спектров не только пульсаций давления в заданном сечении пучка твэлов, но и разности мгновенных значений пульсаций давления на противоположных гранях пучка. Действительно, именно разность мгновенных значений пульсаций давлений давления давления на противоположных гранях пучка определяет уровни и спектральный состав воздействующих на пучок гидродинамических нагрузок. Спектры пульсаций давления  $p'_1$  и  $p'_2$  в одном сечении на противоположных гранях пучка (рис. 4, 5) в области сравнительно низких ча-

стот (до ~100 Гц) практически совпадают. Однако спектры разности мгновенных значений пульсаций давления в зависимости от условий формирования структуры потока на входе в ТВС существенно различаются. Для невозмущенного потока на входе в ТВС (без размещения дроссельных шайб) и на начальном гидродинамическом участке вблизи нижней опорной решетки, и в области установившегося течения спектральные плотности разности пульсаций давления, а, следовательно, и действующих на пучок твэлов гидродинамических нагрузок сосредоточены, в основном, в области высоких частот (см. рис. 4).



Рис. 4. Спектральные плотности пульсаций давления в сечениях z=72 мм (а) и z=1527 мм (в) на противоположных гранях пучка твэлов и разности их мгновенных значений (б – сечение z=72 мм; г – сечение z=1527 мм) в условиях невозмущенного потока (без дроссельных шайб на входе в TBC):

1 – пульсации давления  $p_1';$  2 – пульсации давления  $p_2'$ 



Рис. 5. Спектральные плотности пульсаций давления в сечениях z=72 мм (а) и z=1527 мм (в) на противоположных гранях пучка твэлов и разности их мгновенных значений (б – сечение z=72 мм; г – сечение z=1527 мм) в условиях размещения дроссельной шайбы 52 мм на входе в TBC:

1 – пульсации давления  $p_1^\prime$ ; 2 – пульсации давления  $p_2^\prime$ 

Возмущающее воздействие дроссельных шайб на течение теплоносителя заключается в формировании крупномасштабных вихревых структур в пристеночной области цилиндрической части хвостовика. Образующиеся за дроссельными шайбами различных диаметров вихри в пристеночной области и струйное течение с разными скоростями в центральной области приводят к существенным отличиям в интенсивности и спектральном составе пульсаций давления в пучке твэлов. При этом в спектрах разности пульсаций давления на начальном гидродинамическом участке выделяется низкочастотная область, где располагаются и собственные частоты пучка твэлов. Вдали от нижней опорной решетки, где влияние дроссельных шайб на гидродинамику потока в пучке твэлов проявляется слабо, в спектрах разности пульсаций давления по-прежнему присутствует только высокочастотная область (см. рис. 5). При одинаковых скоростях потока воды в пучке наибольшие гидродинамические нагрузки характерны для дроссельных шайб малых диаметров. При этом влияние дроссельной шайбы проявляется в наибольшей степени на начальном гидродинамическом участке пучка вблизи нижней опорной решетки (рис. 6). При скорости воды в пучке твэлов ~3,5 м/с, близкой к номинальной в реакторах BBЭP-440, при размещении на входе в ТВС дроссельной шайбы диаметром 45 мм уровни гидродинамических нагрузок на начальном гидродинамическом участке достигают 350 Н/м и более чем в 5 раз превышают соответствующие значения в условиях невозмущенного турбулентного течения.



Рис. 6. Зависимость удельных на единицу длины пучка твэлов среднеквадратичных значений гидродинамических нагрузок в направлении перпендикулярно грани пучка твэлов в сечениях z=72 мм (а) и z=1527 мм (б) от скорости течения воды для различных условий формирования структуры потока на входе в TBC: 1 – невозмущенное турбулентное течение (без дроссельной шайбы на входе в TBC); 2 – дроссельная шайба 52 мм; 3 – 48,5 мм; 4 – 45 мм

Способность случайных гидродинамических нагрузок возбуждать и поддерживать вибрации пучка твэлов определяются не только их абсолютными значениями, но и спектральным составом. Наибольшую опасность представляют резонансы в низкочастотной области, где и располагаются собственные частоты пучка. Сопоставление спектров случайных гидродинамических нагрузок для различных условий формирования структуры (рис. 7) показывает, что на начальном гидродинамическом участке в условиях невозмущенного турбулентного течения отсутствуют повышения спектральных уровней в низкочастотной области. Практически вся энергия гидродинамических нагрузок сосредоточена в области высоких частот от 200 до 400 Гц. Очевидно, такие нагрузки обладают сравнительно невысокой способностью к возбуждению и поддержанию вибраций пучка твэлов с собственными частотами до 10 Гц. Дроссельные шайбы создают на входе в ТВС вихревые структуры, обладающие высокой энергией и сохраняющие свою индивидуальность и в области пучка твэлов. Обусловленные этими вихревыми структурами пульсации давления формируют случайные гидродинамические нагрузки с резонансами в низкочастотной области. Наличие резонансов в области низких частот обуславливает повышение эффективности возбуждения и поддержания вибраций пучка твэлов турбулентным потоком теплоносителя.

Относительный вклад различных частотных диапазонов в среднеквадратичные значения гидродинамических нагрузок  $\beta = \langle f_g (f \le f_0) \rangle / \langle f_g \rangle$  на начальном гидродинамическом участке и в области установившегося течения при различных условиях формирования структуры потока на входе в ТВС представлен на рис. 8. Можно отметить, что при всех условиях формирования структуры потока на входе в ТВС в удаленной от нижней опорной решетки относительные (по отношению к среднеквадратичным значениям в общей полосе частот) гидродинамиче-

ские нагрузки в частотном диапазоне до 100 Гц не превышают 10 %. Для невозмущенного дроссельными шайбами течения и на начальном гидродинамическом участке вблизи нижней опорной решетки характер спектрального состава случайных гидродинамических нагрузок остается таким же. В то же время при размещении на входе в ТВС дроссельных шайб спектр случайных гидродинамических нагрузок на начальном гидродинамическом участке существенно обогащается низкочастотными составляющими. Уровни гидродинамических нагрузок более чем на 40 % сформированы в частотном диапазоне до 10 Гц и более чем на 60...80 % – в диапазоне до 100 Гц. Очевидно, вдали от входа в ТВС формируются случайные поперечные нагрузки на пучок твэлов, уровни и спектральный состав которых определяются свойствами турбулентного течения в пучке твэлов и практически не зависят от предыстории потока в тракте подвода теплоносителя к ТВС.



Рис. 7. Спектральные плотности гидродинамических нагрузок на пучок твэлов в направлении перпендикулярно грани пучка на начальном гидродинамическом участке (1- *z* =72 мм) и в области установившегося течения (2*z* =1527 мм) при скорости течения в пучке твэлов 3,14 м/с: а- невозмущенное турбулентное течение (без дроссельной шайбы на входе в ТВС); б- дроссельная шайба 52 мм; в- 48,5 мм; г- 45 мм



Рис. 8. Относительные среднеквадратичные значения случайных гидродинамических нагрузок в различных частотных диапазонах на начальном гидродинамическом участке (1 – z=72 мм) и в области установившегося течения (2 – z=1527 мм) при скорости течения в пучке твэлов 3,14 м/с: а) невозмущенное турбулентное течение (без дроссельной шайбы на входе в ТВС); б) дроссельная шайба 52 мм; в) 48,5 мм; г) 45 мм

Для выявления закономерностей распределения гидродинамических нагрузок по частотам представляется целесообразным представить их спектральные плотности в безразмерном виде. В качестве масштаба гидродинамических нагрузок на единицу длины пучка твэлов следует принять величину  $f_{g_0} \sim (\rho V^2/2) \cdot a$ . Характерный масштаб частот гидродинамических пульсаций давления определяется отношением скорости течения в пучке твэлов V к условной ширине  $\Delta$  зазора между внешним рядом твэлов пучка и внутренней поверхностью чехла или между внешними рядами твэлов соседних безчехловых TBC  $\sim V/\Delta$ .

Таким образом, безразмерные спектральные плотности мощности гидродинамических нагрузок определяются выражением:

$$\hat{S}_{f_g} = S_{f_g} / \left(\frac{\rho V^2}{2} \cdot a\right)^2 \cdot \frac{\Delta}{V} \,. \tag{4}$$

При этом в качестве безразмерной частоты используется величина  $\overline{f} = f\Delta/V$ . Для условий невозмущенного турбулентного течения на входе в TBC основная энергия случайных гидродинамических нагрузок на пучок сосредоточена в области высоких частот  $f \approx 200...400$  Гц (рис. 9). Указанный диапазон соответствует безразмерным частотам от 0,2 до 1,2. При этом максимальные значения безразмерных спектральных плотностей смещаются с ростом скорости течения в область более низких значений безразмерных частот. В низкочастотном диапазоне, где и располагаются собственные частоты пучка твэлов, спектральные уровни незначительны. Установленные на входе в TBC дроссельные шайбы формируют течение с крупномасштабными вихревыми структурами, что не только повышает уровни пульсационной энергии потока, но и перераспределяет резонансы спектральных плотностей в область низких частот (рис. 10). Это обстоятельство способствует повышению эффективности гидродинамического возбуждения вибраций твэлов. Наиболее мощные резонансы в спектральных плотностях мощности случайных гидродинамических нагрузок в условиях формирования течения на входе в TBC дроссельными шайбами расположены в диапазоне безразмерных частот  $\overline{f} = f \Delta/V < 0,12$ .

На начальном гидродинамическом участке вблизи нижней опорной решетки и в области установившегося течения можно выделить две характерные области влияния гидродинамических нагрузок на интенсивность вибраций. В диапазоне сравнительно низких уровней гидродинамических нагрузок  $f_g < 80...100$  H/м виброперемещения пропорциональны  $\langle \delta^2 \rangle^{1/2} \sim f_g^{0,2}$  на начальном гидродинамическом участке (z=72 мм) и  $\langle \delta^2 \rangle^{1/2} \sim f_g^{0,5}$  – в области установившегося течения (z=1277 мм). При достижении уровней гидродинамических нагрузок  $f_g \ge 80...100$  H/м наблюдается существенное повышение темпа роста виброперемещений  $\langle \delta^2 \rangle^{1/2} \sim f_g^{0,2}$  – в области установившегося течения (z=1277 мм). При достижении уровней гидродинамических нагрузок  $f_g \ge 80...100$  H/м наблюдается существенное повышение темпа роста виброперемещений  $\langle \delta^2 \rangle^{1/2} \sim f_g^{0,85}$  – на начальном гидродинамическом участке и  $\langle \delta^2 \rangle^{1/2} \sim f_g^{2,2}$  – в области установившегося течения (рис. 11). Существенное повышение темпа роста виброперемещений в области  $f_g \ge 100$  H/м обусловлено, по-видимому, проскальзыванием твэлов в дистанционирующих решетках при их изгибных деформациях. Таким образом, при воздействии случайных гидродинамических нагрузок в области  $f_g \ge 100$  H/м в местах сопряжений оболочки твэла с ячейкой дистанционирующей решетки реализуется механизм трения покоя (проскальзывание отсутствует), а при более высоких значениях  $f_g \ge 100$  H/м – механизм трения скольжения (оболочка проскальзывает в ячейке дистанционирующей решетки).

Таким образом, для предотвращения эффектов проскальзывания оболочек твэлов в ячейках дистанционирующих решеток необходимо ограничивать воздействующие на пучок твэлов случайные гидродинамические нагрузки. Для этого в тракте подвода теплоносителя к ТВС необходимо избегать размещения устройств, формирующих течение с крупномасштабными вихревыми структурами.



Рис. 9. Спектральные плотности гидродинамических нагрузок в направлении перпендикулярно грани пучка на начальном гидродинамическом участке (z=72 мм), представленные в размерном (а) и безразмерном (б) видах, в условиях невозмущенного турбулентного течения на входе в ТВС



Рис. 10. Спектральные плотности гидродинамических нагрузок в направлении перпендикулярно грани пучка на начальном гидродинамическом участке (z=72 мм), представленные в размерном (а) и безразмерном (б) видах, в условиях формирования течения на входе в ТВС дроссельной шайбой 52 мм



Рис. 11. Зависимость среднеквадратичных значений виброперемещений в сечении z=72 мм (а) и z=1277 мм (б) в направлении перпендикулярном грани пучка в зависимости от уровней гидродинамических нагрузок при различных гидродинамических условиях на входе в ТВС: 1 – невозмущенный турбулентный поток; 2 – дроссельная шайба 52 мм; 3 – 48,5 мм; 4 – 45 мм

# Список литературы

- 1. Вибрации элементов оборудования ядерных энергетических установок / Е.Д. Федорович [и др.]. М.: Энергоатомиздат, 1989. 168 с.
- 2. Экспериментальные исследования динамических характеристик пучков твэлов в ТВС ВВЭР / Драгунов Ю.Г., Солонин В.И., Перевезенцев В.В., Петров И.В. // Атомная энергия. 2012. Т. 113. № 4. С. 237–240.
- 3. Перевезенцев В.В. Возбуждение колебаний пучка твэлов реакторов ВВЭР турбулентным потоком теплоносителя // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Машиностроение. 2009. №4. С.78–88.

# Экспериментальное моделирование процессов контактной конденсации парогазовой смеси в перспективной системе отвода неконденсирующихся газов из парогенератора ВВЭР в аварийном режиме

#### Морозов А.В., Сахипгареев А.Р.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

#### Введение

В современных проектах атомных электростанций (АЭС) с реактором ВВЭР в случае возникновения аварии, причиной которой является гильотинный разрыв ГЦТ и одновременная потеря всех источников электроснабжения, пассивными системами безопасности (такими как система гидроемкостей второй ступени (система ГЕ-2) и система пассивного отвода тепла (СПОТ)) осуществляется перевод парогенераторов (ПГ) в режим конденсации пара первого контура [1]. Образовавшийся при этом конденсат поступает в активную зону, обеспечивая дополнительное охлаждение реактора. В результате совместной работы пассивных систем безопасности и ПГ, функционирующих в режиме конденсации пара, остаточное тепловыделение отводится от реакторной установки в течение 24 часов. Отвод неконденсирующихся газов (таких как азот и водород) из трубного пучка парогенератора производится в объём опорожняющихся баков системы гидроёмкостей второй ступени (ГЕ-2) [2]. После слива гидроемкостей отвод парогазовой смеси прекращается, что может привести к ухудшению теплообмена в трубном пучке и прекращению подачи конденсата в реактор [3].

Одним из вариантов поддержания конденсационной мощности парогенератора и обеспечения дальнейшего отвода неконденсирующихся газов в объём ГЕ-2 является система отвода неконденсирующихся газов, обеспечивающая подачу в гидроёмкости холодной воды из дополнительных баков, расположенных выше системы ГЕ-2. За счет конденсации пара из парогазовой смеси, находящейся в гидроемкостях, произойдет снижение давления, что позволит обеспечить отвод парогазовой смеси из трубного пучка ПГ [4]. Аналогичным образом, используя процессы контактной конденсации, функционируют спринклерные системы, применяемые на АЭС для снижения давления и температуры среды внутри защитной оболочки после аварии, связанной с разгерметизацией ГЦТ. Однако конденсация пара из парогазовой смеси в описанных выше системах осуществляется при разных условиях. При работе спринклерной системы конденсация происходит на диспергированных струях, образующихся при распылении воды, истекающей под давлением из форсунок. Это значительно увеличивает поверхность контакта пар-жидкость и повышает эффективность конденсации. При подаче воды в объём гидроемкостей ГЕ-2 затруднительно создание пассивным способом напора, которого достаточно для распыления воды на мелкие капли, поэтому, предполагается, что недогретая жидкость (~ 50 °C) будет подаваться в виде струй, имеющих низкую скорость истечения (до 1 м/с). Относительно низкую температуру подаваемого раствора борной кислоты предполагается поддерживать, используя качественную теплоизоляцию дополнительных баков. Вода подается в гидроемкости, полностью заполненные парогазовой смесью через сутки с момента начала аварии.

Анализ найденных публикаций [5–10] по контактной конденсации пара и парогазовой смеси на струях и каплях жидкости показал, что исследованные в литературе процессы отличаются от конденсации пара из парогазовой смеси на недогретой жидкости, поступающей в объём гидроемкостей второй ступени при низких скоростях истечения. Из-за недостаточной изученности контактной конденсации пара на струях и каплях жидкости в присутствии неконденсирующихся газов необходимо выполнение экспериментальных исследований, применительно к условиям работы пассивных систем безопасности реактора ВВЭР.

Для обоснования работы системы отвода неконденсирующихся газов и исследования процессов контактной конденсации парогазовой смеси на недогретой жидкости в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» была создана экспериментальная установка.

#### 1. Экспериментальная установка

В состав стенда, входят: парогенератор объёмом 300 л с внутренним регулируемым электрическим нагревателем максимальной мощностью 12 кВт; накопительный бак пара объёмом 48 л.; конденсатор системы поддержания давления; технологические линии с арматурой; модель гидроемкости системы ГЕ-2 объёмом ~ 650 л, воздушный теплообменник, обеспечивающий поддержание расхода пара; напорный бак объемом 14 л необходимый для моделирования процессов конденсации парогазовой смеси на недогретой жидкости. В виду особенностей стенда, напорный бак расположен ниже модели гидроемкости второй ступени. Для того чтобы обеспечить постоянный расход воды в верхней части напорного бака создается газовая подушка. Вода из напорного бака может подаваться как по основной линии в паровой объем гидроемкости, так и по дублирующей линии в атмосферу (рис. 1, поз. 6).

Парогенератор, накопительный бак и система поддержания давления обеспечивают постоянные параметры (давление, температуру) пара при проведении экспериментов. Основное оборудование и технологические линии установки показаны на рис. 1.



Рис. 1. Принципиальная технологическая схема экспериментальной установки:

1 - парогенератор; 2 - конденсатор системы поддержания давления; 3 - накопительный бак пара;

4 - баллоны системы подачи газа; 5 - модель гидроемкости системы ГЕ-2; 6 - дублирующая линия

подачи жидкости в атмосферу; 7 – напорный бак; 8 – воздушный теплообменник

Контрольно-измерительные приборы, установленные на стенде, позволяют регистрировать следующие основные параметры:

- давление среды в парогенераторе, гидроемкости ГЕ-2;
- давление газа, поступающего на стенд;
- уровень воды в парогенераторе и напорном баке;

 температуру среды в парогенераторе, модели емкости ГЕ-2, на входе в модель гидроемкости второй ступени;

температуру на поверхности модели ГЕ-2;

– температуру воды в напорном баке и температуру поверхности стенки трубки, соединяющей напорный бак и модель ГЕ-2;

- температуру воды на выходе из трубки, входящей в модель емкости ГЕ-2;
- расход пара из парогенератора.

Для регистрации давления по контуру применяются дифференциальные преобразователи МЕТРАН-100-ДИ (погрешность измерений: до  $\pm 0,1$ % от диапазона давлений). Измерение уровня жидкости в ПГ, накопительном баке, модели ГЕ-2 и напорном баке осуществляется дифференциальными приборами МЕТРАН-100-ДД (погрешность измерений: до  $\pm 0,1$ % от диапазона давлений). Для измерения температуры применяются кабельные термопары диаметром 1 мм (погрешность измерений 1 °C). Также на стенде установлен вихревой расходомер пара Rosemount-8800D (погрешность измерения 1,4%) с нижней границей измерения объемного расхода пара 5,5 м<sup>3</sup>/ч. Частота опроса измерительных каналов системы сбора составляет 4 Гц.

## 2. Методика проведения экспериментов

Опыты на стенде проводились в несколько этапов. На первом этапе были проведены гидродинамические исследования с подачей воды в атмосферу по дублирующей линии (рис. 1, поз. 6). Целями данных опытов являлось: тарировка игольчатого вентиля B38, с помощью которого обеспечивается регулировка расхода, а также визуальное наблюдение за характером истечения жидкости. Для этого через открытые вентили B36, B38 и B30 из напорного бака подается вода. Расход воды поддерживается за счет постоянного перепада давлений между атмосферой и газовой подушкой в верхней части напорного бака. Во время подачи жидкости из напорного бака осуществляется фотосъёмка струи для определения её геометрических параметров: длина сплошного участка, диаметр капель, размеры «факела» струи (в данном случае под факелом подразумевается разбрызгивание капель в разные стороны). По окончанию фотосъемки вентиль B36 перекрывается, а напорный бак вновь наполняется до начального уровня.

На втором этапе экспериментов осуществлялась подача воды непосредственно в объем модели гидроемкости второй ступени. В начале каждого опыта с помощью электронагревателей устанавливается заданное давление в парогенераторе и накопительном баке. Подается пар в модель ГЕ-2. По мере заполнения контура паром производится сдувка паровоздушной смеси, присутствующей в емкости ГЕ-2 и в трубах. Критерием прекращения сдувки паровоздушной смеси является выравнивание температурного поля по высоте модели ГЕ-2. Для каждого эксперимента устанавливается изотермический режим по паровому тракту и в гидроемкости ГЕ-2, при котором компенсируются тепловые потери. Пар через вентиль В18 (рис. 1) поступает на конденсатор системы поддержания давления, с помощью которой на протяжении всего эксперимента обеспечивается стабильное давление в модели ГЕ-2 стенда (точность поддержания составляет ±0,002 МПа).

После прогрева основного оборудования расход пара из ПГ в модель ГЕ-2 выходит за пределы нижней границы измерения вихревого расходомера Rosemount-8800D, в результате чего при подаче воды в объем гидроемкости становится невозможным контроль над приращением расхода пара. В связи с этим в состав экспериментальной установки включен воздушный теплообменник (рис. 1, поз. 8). При открытии вентиля B5 (рис. 1) пар начинает поступать в воздушный теплообменник, в результате чего расход пара увеличивается до уровня, который способен регистрировать расходомер. В дальнейшем вентиль B5 остается открытым в фиксированном положении.

После стабилизации расхода пара открывается вентиль B31 и в модель гидроемкости, заполненную «чистым» паром, из напорного бака поступает вода, на которой происходит конденсация пара. Постоянный расход воды обеспечивается за счет поддержания перепада давлений между моделью ГЕ-2 и напорным баком, давление в котором создает газовая подушка.

В результате конденсации, происходит увеличение притока пара из парогенератора в модель ГЕ-2. Вода подается до тех пор, пока расход пара не выйдет на новый стационарный уровень, затем перекрывается вентиль ВЗ1. Конденсат скапливается в нижней части емкости ГЕ-2. После перекрытия вентиля ВЗ1, напорный бак вновь наполняется до начального уровня и вновь осуществляется подача недогретой жидкости в модель гидроемкости, заполненную «чистым» паром. Эксперименты выполняются по описанной выше методике, и продолжаются пока не будет пройден диапазон исследуемых расходов.

Третий этап программы исследований отличается от второго тем, что после первой подачи жидкости в «чистый» пар, с помощью системы подачи неконденсирующихся газов происходит накачка необходимой массы азота или гелия в объем модели ГЕ-2, чтобы создать парогазовую смесь с необходимой концентрацией газа в паре. Далее происходит выдержка по времени для стабилизации расхода пара из парогенератора в модель гидроемкости второй ступени. После выхода расхода пара на стабильный уровень вновь в объем модели подается вода, и эксперименты выполняются по описанной выше методике.

Опыты с неконденсирующимися газами продолжаются до тех пор, пока не будет пройден заданный диапазон концентраций газов. В процессе экспериментов непрерывно измеряются расход пара и параметры сред (давление и температура) в парогенераторе, модели ГЕ-2 и напорном баке.

#### 3. Результаты экспериментальных исследований

В ходе гидродинамических исследований был определен характер истечения жидкости из цилиндрического сопла. Сплошной участок струи сохраняется на коротком отрезке, далее происходит дробление струи на крупные (более 5 мм) и мелкие (менее 5 мм) капли (рис. 2). Крупные капли сохраняют траекторию падения исходной струи, в то время как мелкие разлетаются и образуют «факел» струи, который увеличивается по мере удаления от места дробления. Длина сплошного участка струи изменяется в зависимости от расхода недогретой жидкости. Чем больше расход воды, подаваемой в модель гидроемкости второй ступени, тем меньше расстояние от выхода из трубки до места дробления струи на капли.

На рис. 2 показаны результаты фотосъемки участка струи длиной 1 м для одного из экспериментов. На расстоянии более 1 м от выхода струи из трубки характер истечения не меняется, т. е. наблюдаются конгломераты жидкости аналогичные тем, что показаны на рис. 2 б и 2 в.



Рис. 2. Результаты фотосъемки истечения струи жидкости в воздух: *a* – 0–260 мм от выхода из трубки; *б* – 260–560 мм от выхода из трубки; *в* – 660–960 мм от выхода из трубки

Во время аварии за счет совместной работы пассивных систем безопасности (системы ГЕ-2 и СПОТ) парогенератор переводится в режим конденсации пара, поступающего из активной зоны. Через сутки после начала аварии давление в первом контуре будет находиться в диапазоне от 0,2 до 0,3 МПа [11]. Гидроемкости будут заполнены парогазовой смесью, поступившей из парогенератора в течение первых 24 часов аварии. Рассмотренные в работе, эксперименты проводились на нижней границе данного диапазона давлений при различных расходах жидкости и концентрациями неконденсирующихся газов в паре.

Начальные параметры для проведения экспериментов с подачей недогретой жидкости в объем модели ГЕ-2 представлены в таблице.

№ опыта	1	2	3
Тип среды в модели ГЕ-2	«Чистый» пар	Парогазовая смесь (азот)	Парогазовая смесь (гелий)
Параметры эксперимента	Давление в модели ГЕ-2 – 0,2 МПа; Температура среды в ГЕ-2 – 120 °С; Средняя температура струи на выходе из трубки – 55 °С; Изменения среднего массового расхода подаваемой жидкости – от 7 до 19 г/с	Давление в модели ГЕ-2 – 0,2 МПа; Температура среды в ГЕ-2 – 120 °С; Концентрация азота в паре – от 0 до 0,45 кг N <sub>2</sub> /кг пара	Давление в модели ГЕ-2 – 0,2 МПа; Температура среды в ГЕ-2 – 120 °С; Концентрация гелия в паре – от 0 до 0,45 кг Не/кг пара

Эсновные параметры	экспериментов
--------------------	---------------

Было проведено несколько опытов, включавших в себя более 25 экспериментальных режимов. Опыт №1 проводился с целью определения оптимального диапазона расхода жидкости, обеспечивающий эффективную работу системы отвода неконденсирующихся газов. В экспериментах № 2 и № 3 определялось влияние, оказываемое парогазовой смесью различного состава на контактную конденсацию пара из парогазовой смеси на недогретой жидкости.

При подаче воды в объем ГЕ-2 расход пара, поступающего из парогенератора в гидроемкость второй ступени, увеличивается за счет контактной конденсации на струе и каплях жидкости. Изменение расхода пара для двух экспериментальных режимов, характеризуемых разными расходами подаваемой жидкости в модель гидроемкости, показано на рис. 3.





В момент времени  $\tau_0$  расход пара увеличивается и выходит на новый уровень. Величина изменения расхода пара с начального до нового уровня, показанная на рис. 3, обозначена как  $\Delta G_S$ , которая определяется в конце режима после стабилизации параметров.

Для обобщения экспериментальных данных был введен безразмерный комплекс  $\Delta G_{S0}/G_W$ , где  $\Delta G_{S0}$  – приращение расхода пара только за счет конденсации на струе, учитывающее тот факт, что часть пара конденсируется на трубке, через которую подается недогретая жидкость,  $G_W$  – расход воды, подающийся из напорного бака. На основной линии подачи воды в объем ГЕ-2 установлены две термопары: одна перед входом в сосуд, другая за 10 мм до среза трубки. По показаниям данных термопар определяется величина паразитной конденсации пара на труб-ке. Введенный комплекс характеризует интенсивность конденсации пара. На рис. 4 представлена зависимость безразмерного комплекса  $\Delta G_{S0}/G_W$  от расхода подаваемой жидкости в объем модели ГЕ-2.



Рис. 4. Зависимость изменения интенсивности конденсации пара от расхода жидкости: ΔG<sub>S0</sub>/G<sub>W</sub> – безразмерный комплекс, где ΔG<sub>S0</sub> – приращение расхода пара от ПГ за счет конденсации на струях и каплях, G<sub>W</sub> – расход подаваемой воды

По результатам эксперимента № 1 на «чистом» паре был выбран оптимальный диапазон расхода жидкости для стенда. При выборе расхода руководствовались двумя критериями: эффективность и длительность работы экспериментальной установки моделирующей систему отвода неконденсирующихся газов. Из рис. 4 видно, что такой расход находиться в диапазоне от 14 до 17 г/с. При расходе ниже 14 г/с наблюдается низкая эффективность, но повышенная длительность работы стенда. Увеличение расхода выше 17 г/с нецелесообразно, т. к. в таком случае прирост эффективности незначителен и при этом снижается время работы системы отвода неконденсирующихся газов. Принятый диапазон расхода жидкости в дальнейшем использовался в экспериментах с неконденсирующимися газами.

Изменение расхода пара для двух экспериментальных режимов, характеризуемых одинаковыми концентрациями неконденсирующихся газов в паре, представлено на рис. 5.



Рис. 5. Изменение расхода пара, поступающего в модель ГЕ-2, во время подачи воды: то – начало подачи струи воды, ΔGs – приращение расхода пара за счет конденсации

Из рис. 5 видно, что характер протекания процесса конденсации пара на струе недогретой жидкости различен и зависит от присутствующего газа. Скапливаясь в верхней части модели гидроемкости, гелий сильнее препятствует конденсации пара на недогретой жидкости, чем это происходит в экспериментах с азотом. Об этом также свидетельствуют результаты, приведенные на рис. 6.



Рис. 6. Изменение температуры стенки по высоте модели ГЕ-2: *h* – расстояние от верхней крышки гидроемкости, C<sub>1</sub>-C<sub>7</sub> – концентрации газов в паре (C<sub>1</sub> – «чистый» пар; C<sub>2</sub> = 0,05 кг/кг; C<sub>3</sub> = 0,1 кг/кг; C<sub>4</sub> = 0,15 кг/кг; C<sub>5</sub> = 0,25 кг/кг; C<sub>6</sub>=0,35 кг/кг; C<sub>7</sub> = 0,45 кг/кг)

Из представленных на рис. 6 показаний термопар, видно, что более быстрое снижение температуры парогазовой смеси происходит в низу гидроемкости. Это связано с тем, что азот имеет большую плотность по сравнению с водяным паром, что приводит к его накоплению в нижней части бака. По-другому обстоит ситуация с гелием. Имея меньшую плотность по сравнению с водяным паром, что приводит к его накоплению в нижней части бака. По-другому обстоит ситуация с гелием. Имея меньшую плотность по сравнению с водяным паром, гелий при первой накачке, скапливается в верхней части модели ГЕ-2, снижая температуру в среды на входе в модель гидроемкости. При дальнейшей накачке происходит перераспределение газа в объеме модели гидроемкости, что приводит к равномерному снижению температуры среды по высоте.

Ранее было сказано, что для обобщения и сравнения результатов исследований был введен безразмерный комплекс  $\Delta G_{S0}/G_W$ , характеризующий интенсивность конденсации пара из ПГС на недогретой жидкости. Полученная зависимость безразмерного комплекса  $\Delta G_{S0}/G_W$  от концентрации газов в паре представлена на рис. 7.



Рис. 7. Зависимость изменения интенсивности конденсации пара из ПГС от концентрации газа:  $\Delta G_{S0}/G_W$  – безразмерный комплекс, где  $\Delta G_{S0}$  – приращение расхода пара от ПГ за счет конденсации на струях и каплях; Gw – расход подаваемой воды; С – концентрация газа в паре

Из представленных на рис. 7 результатов видно, что при увеличении концентрации неконденсирующихся газов в модели гидроемкости второй ступени происходит снижение интенсивности конденсации пара из парогазовой смеси на недогретой жидкости. По мере увеличения концентраций неконденсирующихся газов до 0,45 кг/кг, в эксперименте с азотом значение безразмерного комплекса  $\Delta G_{50}/G_W$  снижается на 26 %, а в эксперименте с гелием интенсивность конденсации снижается значительно больше – на 57 %.

#### Заключение

Для проведения исследований по оценке влияния контактной конденсации пара из парогазовой смеси на недогретой жидкости была создана экспериментальная установка. Было выполнено 3 опыта, состоящих из 25 экспериментальных режимов.

На этапе гидродинамических исследований был определен характер истечения жидкости из трубки в модель гидроемкости ГЕ-2. В ходе экспериментов на «чистом» паре был принят оптимальный расход жидкости, который в дальнейшем использовался в экспериментах с неконденсирующимися газами.

Сравнение результатов опытов с разными неконденсирующимися газами свидетельствует о том, что при увеличении концентраций неконденсирующихся газов до 0,45 кг/кг в эксперименте с азотом интенсивность конденсации снижается на ~26 %, а в эксперименте с гелием – на ~57 %.Из полученных результатов можно сделать вывод, что в присутствии «легких» газов интенсивность конденсации пара из ПГС снижается значительно быстрее по сравнению с более «тяжелыми» газами, в виду того, что «легкий» газ скапливается в верхней части модели гидроемкости, где происходит наиболее эффективный теплообмен между паром и жидкостью.

Результаты проведенных экспериментальных исследований можно использовать для расчетного моделирования аварийных процессов в реакторной установке ВВЭР во время работы комплекса систем пассивной безопасности (система ГЕ-2, СПОТ) с учетом работы перспективной системы отвода неконденсирующихся газов из парогенератора ВВЭР.

### Список литературы

- Экспериментальные исследования теплофизических процессов в обоснование безопасности ВВЭР нового поколения / С.Г. Калякин, А.П. Сорокин, В.А. Пивоваров, Р.С. Пометько, Ю.Ф. Селиванов, А.В. Морозов, О.В. Ремизов // Атомная энергия. – 2014. – Т. 116. – Вып. 4. – С. 241–246.
- 2. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное обоснование проектных функций дополнительной системы пассивного залива активной зоны реактора ВВЭР // Теплоэнергетика. 2012. № 5. С. 22–27.
- 3. Расчетно-экспериментальное исследование влияния неконденсирующихся газов на работу модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме при запроектной аварии / А.А. Лукьянов, А.А. Зайцев, А.В. Морозов, Т.В. Попова, О.В. Ремизов, А.А. Цыганок, Д.С. Калякин // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2010. № 4. С. 172–182.
- Разработка и обоснование технологии удаления неконденсирующихся газов для обеспечения работоспособности системы пассивного отвода тепла / В.М. Беркович, Г.С. Таранов, С.Г. Калякин, О.В. Ремизов, А.В. Морозов // Атомная энергия. 2006. Т. 100. Вып. 1. С. 13–19.
- 5. Кутателадзе С.С. Теплопередача при конденсации и кипении. М.: Машгиз, 1952.
- 6. Исаченко В.П. Теплообмен при конденсации. М.: Энергия, 1977.
- 7. Левич В.Г. Физико-химическая гидродинамика. М.: Государственное издательство физико-математической литературы, 1959.
- 8. E. Kulic, E. Rhodes. Heat transfer rate to moving droplets in air/steam mixtures // Proceedings of 6th International Heat Transfer Conference, Toronto, 1978. Vol. 1. P. 469–474.
- 9. Прандтль Л. Гидроаэромеханика. Ижевск: НИЦ «Регулярная и хаотическая динамика», 2000.
- 10. Берман Л.Д., Гордон Б.Г., Богдан С.Н. Теплоотдача от паровоздушной смеси к диспергированной водяной струе в ограниченном объеме // Теплоэнергетика. 1981. № 12. С. 38–42.
- Experimental study on Novovoronezh NPP-2 steam generator model condensation power in the event of the beyond design basis accident / V.M. Berkovich, V.G. Peresadko, G.S. Taranov, O.V. Remizov, A.V. Morozov, A.A. Tsyganok, D.S. Kalyakin // Proceedings of International Congress on Advances in Nuclear Power Plants 2010, ICAPP 2010. – San Diego, CA. – 2010. – P. 186–192.

# Исследование моделей взаимодействия фаз пароводяной смеси для описания течения в барботажном слое

Неровнов А.А., Емельянов Д.А., Климов П.С. Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва

Проанализировано влияние моделей межфазного сопротивления, разработанных для различных типов пузырьковых течений, на описание барботажного слоя. Анализ выполнен в рамках стационарной одномерной двухскоростной математической модели течения пароводяной смеси. Показано, что рассмотренные модели существенно завышают силу межфазного сопротивления и, соответственно, объемное паросодержание в барботажном слое. Возможные причины расхождения, видимо, связаны с особенностями течения пара после прохождения погруженного дырчатого листа – развитием гидродинамической неустойчивости на поверхности раздела фаз и образованием сложных двухфазных структур.

Ключевые слова: межфазное сопротивление, барбатажный слой, многофазные течения, парогенератор, математическое моделирование.

#### Введение

При барботаже пара через слой жидкости реализуется динамический двухфазный слой, характеристики которого зависят от приведенной скорости подаваемого пара, термодинамических и теплофизических свойств жидкости и газа и некоторых других параметров [1, 2]. Высота барботажного слоя имеет важное практическое значение, в частности, для работы парогенераторов АЭС с ВВЭР, в которых она в существенной степени определяет влажность пара, подаваемого на турбину [3]. Высота же барботажного слоя при заданном массовом уровне определяется объемным паросодержанием, зависящим от силы межфазного сопротивления.

Появление расчетных теплогидравлических кодов типа RELAP5, TRAC и др. сделало возможным численное моделирование двухфазного динамического слоя на базе двухскоростной модели, в которой одно поле скорости используется для описания движения пара, а другое – для жидкости. Качество численного моделирования этой системы в решающей степени определяется наборами корреляций для описания межфазного сопротивления в различных режимах течения двухфазного потока.

Согласно [1, 2] объемное паросодержание по высоте барботажного слоя практически постоянно, и только в его небольшой части, примыкающей к выходу в паровое пространство, оно возрастает до единицы. Для парогенераторов АЭС с ВВЭР в штатных режимах величина объемного паросодержания в основной части барботажного слоя, который начинается над погруженным дырчатым листом и заканчивается на зеркале испарения, находится в районе 0,25–0,4 [3].

В настоящей работе в рамках двухскоростной математической модели барботажного слоя анализируется влияние моделей силы межфазного сопротивления на величину объемного паросодержания в основной части барботажного слоя. Поскольку объемное паросодержание в этой части слоя постоянно по высоте, то рассматривается случай однородного распределения паросодержания.

# 1. Двухскоростная модель барботажного слоя

Рассматривается стационарная одномерная двухскоростная математическая модель барботажного слоя. Вертикальная координата z направлена вверх против силы тяжести. Скорость жидкой фазы полагается равной нулю.

В данной постановке уравнение сохранения массы пара имеет вид

$$\frac{d(\varphi w_2)}{dz} = 0.$$
<sup>(1)</sup>

Здесь  $\phi$  – объемное паросодержание,  $w_2$  – скорость пара. Из уравнения (1) следует

$$\varphi w_2 = \operatorname{const} = w_{20} \,, \tag{2}$$

где *w*<sub>20</sub> – приведенная скорость пара.

Уравнения импульсов фаз имеют вид:

$$\rho_2 \frac{d(\varphi w_2^2)}{dz} + \varphi \frac{dP}{dz} = -\rho_2 \varphi g - F_{12}, \qquad (3)$$

$$(1-\varphi)\frac{dP}{dz} = -\rho_1(1-\varphi)g + F_{12}.$$
 (4)

Здесь  $\rho_1$ ,  $\rho_2$  – плотности жидкости и пара, которые полагаются постоянными, P – давление, g – ускорение силы тяжести,  $F_{12}$  – сила межфазного сопротивления.

Из уравнений (2), (3), (4) следует

$$\rho_2 w_{20} \frac{dw_2}{dz} + \frac{dP}{dz} = -\left[\rho_1 (1 - \varphi) + \rho_2 \varphi\right] g , \qquad (5)$$

$$\rho_2 w_{20} \frac{dw_2}{dz} + \varphi \frac{dP}{dz} = -\rho_2 \varphi g - F_{12} \,. \tag{6}$$

Комбинируя уравнения (2), (5) и (6), можно получить уравнение для объемного паросодержания

$$\frac{d\varphi}{dz} = \frac{\varphi^2 \left[ \Delta \rho \varphi (1 - \varphi) g - F_{12} \right]}{\rho_2 w_{20}^2 (1 - \varphi)}.$$
(7)

Здесь  $\Delta \rho = \rho_1 - \rho_2$ .

Запишем силу межфазного сопротивления в виде [4]

$$F_{12} = \frac{3}{4} \frac{C_D}{d} \rho_1 \varphi w_2^2,$$
 (8)

где  $C_D$  – коэффициент сопротивления, d – характерный размер дисперсной частицы (пузырька пара).

# 2. Межфазное сопротивление

Барботаж пара через слой воды может реализовываться в различных режимах в зависимости от паровой нагрузки, термодинамических и теплофизических свойств паровой и жидкой фаз, которые определяются давлением в системе. В работе [5] рассмотрены несколько режимов относительного течения дисперсной фазы (пара) в жидкой фазе: 1) вязкий режим (движение системы сферических пузырьков в жидкости); 2) режим течения системы деформированных пузырьков; 3) эмульсионный режим. Последний режим характеризуется активным взаимодействием всплывающих пузырьков, при котором возможны захваты одних пузырьков следами других пузырьков. Эмульсионный режим реализуется в широком диапазоне объемного паросодержания. Так в книге Д.А. Лабунцова и В.В. Ягова [6] этот диапазон определен как 0,3–0,8, в статье [5] значение его нижней границы принимается около 0,3, а значение верхней границы – вплоть до  $\phi=1$ .

На основании результатов исследований качественной картины течения в барботажном слое [1, 2] можно предположить, что для практически важных паровых нагрузок в нем реализуется эмульсионный режим течения. Для этого режима в [5] получено следующее выражение для коэффициента межфазного сопротивления

$$C_D = \frac{8}{3} (1 - \varphi)^2 \,. \tag{9}$$

В [5] характерный размер паровых образований d определяется критерием по числу Вебера, основанным на скорости дрейфа  $V_{dj}$ 

$$\frac{\rho_1 V_{dj}^2 d}{\sigma} = 8. \tag{10}$$

Для скорости дрейфа в этом режиме в [5] предложена формула

$$V_{dj} = \sqrt{2} \left( \frac{\sigma g \Delta \rho}{\rho_1^2} \right)^{1/4}.$$
 (11)

Из соотношений (10) и (11) следует

$$d = 4 \left(\frac{\sigma}{g\Delta\rho}\right)^{1/2},\tag{12}$$

то есть характерный размер пузыря в эмульсионном режиме равен четырем капиллярным постоянным.

Из соотношений (9) и (12) можно получить следующее соотношение

$$\frac{C_D}{d} = \frac{2}{3} \frac{(1-\varphi)^2}{b},$$
(13)

$$b = \left(\frac{\sigma}{g\Delta\rho}\right)^{\frac{1}{2}},\tag{14}$$

где *b* – капиллярная постоянная.

В результате из (8) и (13) получается следующее выражение для силы межфазного сопротивления

$$F_{12} = \frac{\phi(1-\phi)^2}{b} \frac{\rho_1 w_2^2}{2}.$$
 (15)

#### 3. Определение объемного паросодержания

Подставим выражение (15) в уравнение (7)

$$\frac{d\varphi}{dz} = \frac{\varphi^2 \left[ \Delta \rho \varphi (1 - \varphi) g - \rho_1 \frac{\varphi (1 - \varphi)^2 w_{20}^2}{2b} \right]}{\rho_2 w_{20}^2 (1 - \varphi)}.$$
 (16)

Заменяя в (16) скорость пара с помощью выражения (2), получим замкнутое уравнение для объемного паросодержания

$$\frac{d\varphi}{dz} = \frac{\varphi^3 (1-\varphi)g\Delta\rho - \varphi \frac{(1-\varphi)^2 \rho_1 w_{20}^2}{2b}}{\rho_2 w_{20}^2 (1-\varphi)}.$$
(17)

Далее будем рассматривать случай однородного по высоте барботажного слоя, который характерен для основной части реального слоя. Предварительно введем следующие безразмерные комплексы

$$A = \frac{\rho_2 w_{20}^2}{2g\Delta\rho b},\tag{18}$$

$$B = \frac{\rho_1}{\rho_2} \,. \tag{19}$$

Безразмерный комплекс *А* выражает отношение кинетической энергии пара на зеркале испарения к избыточной потенциальной энергии воды на перепаде высот, равном капиллярной постоянной. Безразмерный комплекс *В* равен отношению плотностей фаз.

Введя безразмерный параметр *C=AB*, получим из (17) следующее уравнение для однородного барботажного слоя

$$\varphi^2 + C\varphi - C = 0, \qquad (20)$$

решение которого имеет вид

$$\varphi = \frac{\sqrt{C^2 + 4C} - C}{2}.$$
 (21)

Несложно показать, что найденное значение объемного паросодержания в барботажном слое меньше единицы при любом значении *C*.

В 2013–2014 годах в АО «ЭНИЦ» (г. Электрогорск) при участии авторов статьи были проведены эксперименты по определению объемного паросодержания в барботажном слое на опытном стенде для исследования процессов гидродинамики и сепарации в модели парогенератора ПГВ-1000МКП. Экспериментальная модель представляет собой поперечную «вырезку» натурного парогенератора ПГВ-1000МКП (см. рис. 1), размещенную внутри сосуда высокого давления диаметром 1670 мм вдоль ее оси.



Рис. 1. Модель (поперечная вырезка) парогенератора ПГВ-1000МКП

Конструктивная высота парового объема (расстояние между ПДЛ и ППДЩ) в модели составляет 1100 мм, что практически соответствует натурной высоте парового объема ПГ, принятой в проекте ПГВ-МКП равной 1150 мм. В нижней части модели на расстоянии 200 мм от ПДЛ расположен имитатор трубного пучка, состоящий из трех рядов трубок наружным диаметром 16 мм. Расположение труб в имитаторе пучка коридорное. Вертикальный шаг между трубками – 22 мм, горизонтальный – 24 мм. На расстоянии 20 мм от нижнего ряда трубок имитатора теплообменного пучка расположен прямоугольный коллектор для подачи пара в модель. Паровой коллектор имеет равномерную перфорацию по длине для выхода пара. Под ПДЛ расположены имитаторы опорных элементов ПДЛ натурного ПГ: имитаторы продольных балок в центральных частях «горячей» и «холодной» стороны под ПДЛ, выполненных в виде сплошных пластин высотой 40 мм, и в центре ПДЛ высотой 80 мм, снабженной отверстием для дополнительного перетока под ПДЛ. Слив воды с ПДЛ осуществляется в «холодном» торце через зазор между корпусом модели и закраиной, ширина которого составляет 100 мм. В верхней части модели расположен коллектор отвода пара, образованный ППДЩ и коробом, установленным над ним с целью уменьшения коллекторного эффекта.

Эксперименты выполнены при давлении P = 7,0 МПа и ПДЛ равномерной перфорацией 5,7 % при различных расходах пара с одинаковой подачей пара на холодную и горячую стороны модели (различие расходов на горячей и холодной половинах составляло не более 10 %) и поддержании постоянного положения уровня над ПДЛ. Суммарный расход подаваемого пара изменялся от 4,23 до 7,67 т/ч, соответствующие приведенные скорости пара на зеркале испарения: 0,15–0,28 м/с. Полученные в результате экспериментов значения истинного объемного паросодержания в барботажном слое над ПДЛ в зависимости от скорости пара, приведенной к

зеркалу испарения, представлены в таблице 1. Также для сравнения в таблице 1 представлены расчетные значения истинного объемного паросодержания, вычисленные по изложенной выше методике. На рис. 2 представлено графическое сравнение полученных значений паросодержания в расчетах и экспериментах в зависимости от приведенной скорости на зеркале испарения.

Из табл. 1 и рис. 2 видно, что расчет качественно верно отражает картину, зафиксированную в эксперименте, однако при этом наблюдаются сильные количественные расхождения (примерно в 2,5 раза).

Таблица 1

Экспериментальные и расчетные значения истинного объемного паросодержания	
в барботажном слое в зависимости от приведенной скорости пара на зеркале испарени	Я

<i>W</i> , м/с	Фэксп	Фрасч
0,154	0,237	0,579
0,184	0,239	0,640
0,209	0,248	0,682
0,278	0,296	0,771



Рис. 2. Зависимость экспериментальных и расчетных значений истинного объемного паросодержания в барботажном слое над ПДЛ от приведенной скорости на зеркале испарения

Единственная причина такого большого расхождения заключается в моделировании силы межфазного сопротивления. Выполним следующее методическое исследование – введем коэффициент *k* в формулу (15) для силы межфазного сопротивления

$$F_{12} = \frac{\phi(1-\phi)^2}{kb} \frac{\rho_1 w_2^2}{2} \,. \tag{22}$$

Тогда уравнение (20) примет вид

$$\varphi^2 + \frac{C}{k}\varphi - \frac{C}{k} = 0.$$
 (23)

Уравнение (23) имеет следующее решение

$$\varphi = \frac{\sqrt{C^2 + 4kC} - C}{2k} \,. \tag{24}$$

Из (24) следует, что при значении коэффициента k = 17,6 величина объемного паросодержания в барботажном слое при рассматриваемых условиях (P = 7 Мпа,  $w_{20} = 0,26$  м/с) примет экспериментальное значение  $\varphi = 0,3$ . Таким образом, требуется уменьшить коэффициент межфазного сопротивления в 17,6 раза, чтобы расчётное значение объемного паросодержания в барботажном слое стало равно экспериментальному значению. Такая же качественная картина наблюдается и при других типичных значениях рабочих параметров парогенераторов АЭС с BBЭP.

При использовании для описания межфазного сопротивления других зависимостей из работы [5], разработанных для течения сферических пузырьков в жидкости или для течения деформированных пузырьков в жидкости, решение уравнения (7) с нулевой левой частью (случай однородного барботажного слоя) возможно только при малых паровых нагрузках ( $w_{20} < 0,26$  м/с). Это означает, что возникающая при больших паровых нагрузках сила межфазного сопротивления в этих режимах становится настолько большой, что пар уносит с собой жидкость, что делает невозможным существование стационарного барботажного слоя в этих условиях.

В работе [5] в явном виде не приведены условия, при которых справедливы разработанные в [5] корреляции; представлены лишь результаты их верификации на экспериментальных данных, при этом для подробно рассмотренного в настоящей статье эмульсионного режима использованы данные японских авторов [8], полученные для барботажа воздуха в водном растворе Na<sub>2</sub>SO<sub>3</sub> в барботажных колонках диаметром от 7,7 до 60 см при атмосферном давлении. Результаты этой верификации показаны на фигуре 16 статьи [5] в виде зависимости объемного паросодержания от приведенной скорости воздуха. Диапазон приведенной скорости воздуха в данных экспериментах составлял 0,5–22 см/с. Наблюдается систематическое превышение на 20–40 % расчетных значений объемного паросодержания относительно экспериментальных величин. Для условий барботажа пара в парогенераторах АЭС с ВВЭР это расхождение, как показано в настоящей статье, становится еще больше.

## Заключение

Таким образом, можно сделать вывод, что использование корреляций для силы межфазного сопротивления, разработанных для различных типов пузырьковых течений в работе [5], при расчетах барботажного слоя на основе двухскоростной модели двухфазной среды приводит или к существенному завышению значения объемного паросодержания, или к отсутствию решения при значениях параметров, характерных для работы парогенераторов АЭС с ВВЭР.

Вывод корреляций в работе [5] основан на использовании зависимости от числа Рейнольдса коэффициента сопротивления одиночной дисперсной частицы и введении вязкости смеси, зависящей от объемной доли дисперсной фазы. При этом рассматривается установившееся течение двухфазной смеси. Возможно, в парогенераторах такое установившееся течение не успевает сформироваться. Пар, входящий снизу из отверстий погруженного дырчатого листа в барботажный слой, сначала поднимается вверх в виде струи через слой жидкости. Поверхность раздела пар-жидкость, отделяющая струю пара от жидкости, может испытывать неустойчивость по механизму Кельвина-Гельмгольца. Оценки показывают, что время развития возмущений на поверхности струи существенно меньше характерного времени прохождения пара через барботажный слой, что делает возможным значительный рост возмущений вплоть до нелинейной стадии и образования сложных двухфазных структур.

Кратко затронем вопрос применения системных теплогидравлических кодов типа TRAC, RELAP5 для расчета барботажного слоя. Сила межфазного сопротивления в этих кодах определяется в зависимости от режима течения, который в свою очередь выбирается по значениям объемного паросодержания и массовой скорости двухфазной среды. Объемное паросодержание в барботажном слое парогенератора ВВЭР около 0,3–0,4. Для расчетов такими кодами силы межфазного сопротивления в этом интервале используется интерполяция различного вида с использованием формул для малых паросодержаний (пузырьковый режим) и для больших паросодержаний (дисперсно-кольцевой режим), что оставляет открытым вопрос механистического описания межфазного взаимодействия. Кроме того, такими кодами, как правило, выполняются расчеты теплогидравлики всей реакторной установки, включая первый и второй контуры. При этом на барботажный слой приходятся всего 2–3 расчетные ячейки, что безусловно недостаточно для численного воспроизведения его структуры и высоты. Также следует отметить, что разностным схемам первого порядка, которые применяются в таких кодах, присуще свойство численной диффузии, которая может «размазывать» при численном решении структуру барботажного слоя. Все эти обстоятельства свидетельствуют, что данный вопрос заслуживает отдельного исследования.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ в рамках научных проектов № 16-38-00283 мол\_а, № 14-08-00388 и по государственному заданию № 13.1544.2014/К Министерства образования и науки РФ.

# Список литературы

- 1. Кутателадзе С.С., Стырикович М.А. Гидродинамика газожидкостных систем. М.: Энергия, 1976. 296 с.
- 2. Кутепов А.М., Стерман Л.С., Стюшин Н.Г. Гидродинамика и теплообмен при парообразовании. М.: Высшая школа, 1986. 448 с.
- 3. Трунов Н.Б., Логвинов С.А., Драгунов Ю.Г. Гидродинамические и теплохимические процессы в парогенераторах АЭС с ВВЭР. – М.: Энергоатомиздат, 2001. – 316 с.
- 4. Ishii M., Hibiki T. Thermo-fluid dynamics of two-phase flow. New York: Springer, 2006. 462 p.
- 5. Ishii M., Zuber N. Drag coefficient and relative velocity in bubbly, droplet or particulate flows // AIChE Journal. 1979. Vol. 25. N 5. P. 843–855.
- 6. Лабунцов Д.А., Ягов В.В. Механика двухфазных систем. М.: Издательство МЭИ, 2000. 374 с.
- 7. Блинков В.Н., Елкин И.В., Емельянов Д.А., Мелихов В.И., Мелихов О.И., Неровнов А.А., Никонов С.М., Парфенов Ю.В. Влияние объемного паросодержания на гидравлическое сопротивление погруженного дырчатого листа // Теплоэнергетика. – 2015. – №7. – С. 24–29.
- 8. Yoshida F. and Akita K. Performance of Gas Bubble Columns: Volumetric Liquid-Phase Mass Transfer Coefficient and Gas Holdup // AIChE Jornal. 1965. Vol. 11. N 9. P. 938–949.

# Испытание ТВС и привода СУЗ ШЭМ-З на сейсмостойкость

Егоров Ю.В.<sup>1</sup>, Макаров В.В.<sup>1</sup>, Афанасьев А.В.<sup>1</sup>, Матвиенко И.В.<sup>1</sup>, Лисенков Е.А.<sup>1</sup>, Селезнев А.В.<sup>1</sup>, Малинин А.А.<sup>2</sup>, Чесноков Б.В.<sup>2</sup> 1 – АО «ОКБ «Гидропресс», Подольск, 2 – ФГУП ЦНИИмаш, Королев

#### Введение

Одним из ключевых условий при сооружении и эксплуатации АЭС в сейсмически активных зонах является обеспечение ее сейсмической безопасности, это означает, прежде всего, выполнение требований о недопущении неконтролируемой цепной реакции и поддержании реактора в подкритическом состоянии при землетрясениях любой интенсивности, которые можно ожидать на площадке расположения станции. Согласно 1 элементы АС I категории сейсмостойкости, к которым относятся ТВС и привод СУЗ ШЭМ-3, должны:

 сохранять способность выполнять функции, связанные с обеспечением безопасности AC, во время и после прохождения землетрясения интенсивностью до MP3 включительно;

 сохранять работоспособность при землетрясении интенсивностью до ПЗ включительно и после его прохождения.

Применительно к приводу СУЗ ШЭМ-3 с ТВС эти требования означают необходимость введения ОР СУЗ в активную зону за проектное время в условиях ПЗ и МРЗ. В данном докладе представлена методика сейсмических испытаний привода СУЗ ШЭМ-3 и ТВС, выполнен анализ основных факторов, влияющих на время падения ОР СУЗ, и приведена их количественная оценка.

#### Описание конструкции

В реакторе ВВЭР одним из органов регулирования реактивности, обеспечивающим останов реактора в аварийной ситуации, являются пучки тонких поглощающих стержней – ОР СУЗ (рис. 1). В режиме срабатывания АЗ происходит обесточивание привода СУЗ, удерживающие магниты отключаются, и ОР СУЗ под действием силы тяжести вводится в активную зону. Перемещение ОР СУЗ в реакторе ВВЭР осуществляется по каналу, образуемому приводом СУЗ ШЭМ-3, БЗТ, ТВС (рис. 2). Несоосности канала регулирования реактивности, а также деформация ТВС в процессе эксплуатации реактора могут приводить к увеличению механической силы трения, действующей на ОР СУЗ. Также на ОР СУЗ в процессе падения действуют силы сопротивления со стороны теплоносителя и сила сейсмической нагрузки, движущей силой является сила тяжести. Силы, действующие на ПЭЛ в процессе падения: g – сила тяжести;  $F_{\rm тр}$  – сила трения (механическая сила трения и сейсмическое трение);  $F_{\rm Apx}$  – выталкивающая сила (Архимеда);  $F_{\rm гидр}$  – сила гидравлического сопротивления, которая состоит из лобового сопротивления и вязкого трения теплоносителя по боковым стенкам ПЭЛов (схема представлена на рис. 3).

Сейсмические воздействия могут оказывать влияние на силу механического трения за счет искривления канала перемещения ОР СУЗ и соударений ПЭЛ с направляющим каналом. Также возможно влияние сейсмической нагрузки на силу гидравлического сопротивления за счет увеличения КГС вследствие колебаний ПЭЛ, из-за которых появляется поперечная компонента скорости теплоносителя, обтекающего ПЭЛ. Увеличение сил сопротивления может приводить к увеличению времени падения и даже к застреванию ОР СУЗ. Характер зависимости времени падения от суммарной силы сопротивления представлен на рис. 4.

#### Краткий обзор методик испытаний на сейсмостойкость

В общемировой практике проектирования РУ (в том числе и РУ с ВВЭР) для обоснования введения ОР СУЗ в активную зону за установленное в проекте время наиболее часто применяется подход, основывающийся на результатах экспериментов по сбрасыванию ОР СУЗ в одиночном канале, образованном ТВС, имитатором БЗТ и приводом СУЗ, при приложении к каналу распределенных сейсмических нагрузок 210. Основным достоинством такого подхода является существенное упрощение и облегчение как самой испытываемой конструкции по сравнению с испытаниями моделей реактора, содержащими несколько каналов 11–15, так и необходимого испытательного оборудования.



Рис. 1. ОР СУЗ (штанга не показана)







При этом большая часть факторов, влияющих на время падения ОР СУЗ, такие как силы механического трения, гидравлического сопротивления, интенсивность землетрясения, спектральный состав сейсмических нагрузок, архимедова сила, не зависит от поперечного масштаба модели. В то же время, в упомянутых испытаниях на моделях, содержащих несколько каналов перемещения ОР СУЗ, имелся ряд немоделируемых факторов, влияющих на время падения. Так, в испытаниях 1113 не моделировался вертикальный размер канала перемещения ОР СУЗ (масштаб 1:3,7) и поток теплоносителя, препятствующий введению ОР СУЗ. Испытания 14, 15 выполнены в потоке теплоносителя на сборке из выстроенных в направлении возбуждения колебаний трех ТВС. Вторая поперечная компонента колебаний сборки не моделировались.

Фактором, который в отличие от крупномасштабных моделей не может быть смоделирован в одиночном канале, является взаимодействие ТВС в активной зоне между собой и с ВКУ. С одной стороны, взаимодействие ТВС с ВКУ и между собой ограничивает их поперечные перемещения, что должно приводить к облегчению ввода ОР СУЗ в активную зону. С другой стороны, возможен механизм локального деформирования активной зоны, при котором ТВС «вкладываются» друг в друга, образуя плотную упаковку. Повышенные прогибы ТВС, возникающие вследствие их коллективного движения и «вкладывания» друг в друга при сейсмических воздействиях, могут быть реализованы в эксперименте при наличии необходимого зазора между ТВС и колонкой.

Кроме того, влияющим на время падения ОР СУЗ фактором, моделирование которого при проведении экспериментов затруднительно из соображений безопасности, является температура теплоносителя. Все известные авторам эксперименты по исследованию падения ОР СУЗ проводились в «холодной» воде. Вследствие более высокой плотности теплоносителя архимедова сила, действующая на ОР СУЗ в «холодной» воде, выше, чем в условиях работы РУ на мощности, а вязкость воды при 300 °С ниже, чем при 20 °С на порядок, что приводит к завышению получаемых оценок времен падения ОР СУЗ. В результате этого данные, полученные в «холодной» воде, являются более консервативными по отношению к реакторным условиям.

#### Описание стендов и методики испытаний

Стенд ОКБ «ГИДРОПРЕСС» (рис. 5) предназначен для экспериментальных исследований динамики и прочности ТВС с приводом СУЗ в режимах нормальной эксплуатации и при сейсмических воздействиях.

Основными системами стенда являются:

гидравлическая система;

– КРР с приводом СУЗ ШЭМ-3 с органами регулирования (ОР СУЗ) и системой управления;

- система вибрационного нагружения ТВС и привода;
- система измерений и управления виброиспытаниями;
- технологический КИП;
- система строительных сооружений.

Основные гидравлические параметры стенда:

- теплоноситель вода;
- температура теплоносителя до 80 °C;
- расход теплоносителя через колонку- до 1200 м<sup>3</sup>/ч;
- давление в гидравлическом контуре до 1 МПа.

Стенд с помощью шести электродинамических вибраторов в двух перпендикулярных направлениях создает распределенные горизонтальные сейсмические нагрузки на КРР на трех высотных отметках – на уровне нижней и верхней опор ТВС и на уровне опоры привода. В отличие от рассмотренных методик, важным отличием при сейсмических испытаниях привода СУЗ ШЭМ-3 с ТВС на стенде ОКБ «ГИДРОПРЕСС», является одновременное моделирование двух горизонтальным компонент сейсмической нагрузки и потока теплоносителя. Во время испытаний ТВС находится внутри шестигранной колонки в потоке воды с температурой до 80 °C. Зазор между колонкой и ТВС составляет 13 мм. Испытания проводились на ТВС, имитирующей «выгоревшее» состояние – с пониженной жесткостью за счет увеличения зазоров в узле твэл-ДР.

В испытаниях варьировались следующие факторы:

– ускорение ТВС и привода (интенсивность землетрясения), количество горизонтальных компонент;



Рис. 5. Схема стенда сейсмических и вибрационных испытаний ТВС (первый этап испытаний)

- сила трения при перемещении ОР СУЗ;
- перепад давления на активной зоне;
- задержка подачи сигнала АЗ;
- спектральный состав акселерограмм.

В ходе испытаний на трех уровнях по высоте канала, соответствующих штатным местам раскрепления, прикладывалась сейсмическая нагрузка, соответствующая расчетным акселерограммам. Моделирование сейсмической нагрузки выполнялось при помощи программы TWR (Time Waveform Replication), предназначенной для воспроизведения заданных акселерограмм в произвольных точках испытываемой конструкции с учетом передаточных характеристик стенда. Подбор сигналов управления вибростендами осуществлялся путем ряда итераций. Таким образом, в ходе испытаний на трех высотных уровнях (нижней, верхней опорах колонки, опоре привода СУЗ) в двух перпендикулярных направлениях были одновременно смоделированы сейсмические нагрузки, полученные расчетными методами. На рисунке 6 представлен пример расчетной и воспроизведенной в эксперименте акселерограммы. Наблюдается хорошее совпа-

В проекте реакторной установки регламентируется максимально допустимая сила трения OP CУЗ в канале 98 Н. Требуемая сила трения при перемещении OP CУЗ и характер ее распределения по высоте создавалась путем искривления пэлов в 1–3 поперечных сечениях (на расстоянии ~ 1, 2, 3 м от наконечника ПЭЛа). После искривления проводилась протяжка (с определением силы трения) OP CУЗ через канал перемещения OP CУЗ (ТВС, БЗТ, привод). На рис. 7 приведен пример зависимости силы трения от положения ПС СУЗ.

Расход теплоносителя в стенде устанавливался таким образом, чтобы обеспечить проектный перепад давления на ТВС от 0,175 до 0,185 МПа.



Рис. 6. Пример расчетной и экспериментальной акселерограмм колебаний нижней опоры ТВС



Рис. 7. Пример эпюры силы трения ПС СУЗ в НК ТВС

Для определения влияния времени подачи сигнала A3 от начала землетрясения были выполнены ряд сбросов с задержкой 1–10 секунд от начала воспроизведения сейсмической нагрузки.

Исследование влияния спектрального состава было проведено для двух акселерограмм, отличающихся преобладающими частотами колебаний (около 5 Гц для акселерограммы 1 и около 2 Гц для акселерограммы 2, рис. 8).



Рис. 8. Пример спектров ускорения головки ТВС для различных акселерограмм

Для исследования влияния вертикальной составляющей был проведен второй этап испытаний на стенде организации-подрядчика. Этап испытаний на стенде организации-подрядчика был выполнен в стоячей воде при воспроизведении одной компоненты сейсмической нагрузки в одной точке, что было обусловлено возможностями стенда. Стенд представляет собой силовую металлоконструкцию, на которой вывешивается испытываемое изделие с помощью силовых тяг при испытаниях в горизонтальном направлении и с помощью амортизационной подвески при испытаниях в вертикальном направлении. Вибрационная нагрузка на изделие создается с помощью гидроцилиндра с толкающим усилием до 200 кH, установленного на виброизолированном силовом полу. Гидроцилиндр может быть сориентирован либо в горизонтальном, либо в вертикальном направлении. Создаваемая гидроцилиндром динамическая нагрузка передается на ТВС и привод СУЗ ШЭМ-3 через оснастку, представляющую собой сварную ферму. Оснастка соединяется с ТВС и приводом на четырех уровнях – на уровне хвостовика, головки ТВС, нижнего разъема привода и в верхней части привода, тем самым создается сейсмическая нагрузка, распределенная по высоте канала перемещения OP СУЗ.

#### Результаты испытаний

При возрастании интенсивности сейсмической нагрузки и малых силах трения в канале перемещения ОР СУЗ время падения ОР СУЗ возрастает по закону, близкому к линейному. При высоких силах трения зависимость времени падения ОР СУЗ от ускорения опор носит существенно нелинейный характер, что не позволяет проводить экстраполяцию результатов на большие ускорения опор. На рис. 9 представлены зависимости времени падения ОР СУЗ от интенсивности сейсмической нагрузки при различной силе трения в канале.

С увеличением перепада давления на ТВС увеличивается сила гидравлического сопротивления. Время падения ОР СУЗ возрастает по закону, близкому к линейному (рис. 10).

Испытания показали (рис. 11), что для корректного моделирования падения ОР СУЗ в условиях сейсмики необходимо воспроизводить обе горизонтальные компоненты сейсмической нагрузки в потоке теплоносителя. При высокой силе трения и моделировании двух горизонтальных компонент сейсмической нагрузки в потоке время падения ОР СУЗ значительно выше, чем при воспроизведении только одной компоненты или при воспроизведении двух горизонтальных компонент в стоячей воде.



Рис. 9. Зависимости времени падения ОР СУЗ от ускорения опор



Рис. 10. Зависимость времени падения ОР СУЗ от перепада давления на ТВС



Рис. 11. Зависимости времени падения ОР СУЗ от ускорения опор при различном количестве осей нагружения

Как показали результаты испытаний с моделированием вертикальной компоненты сейсмической нагрузки, (выполненные для двух типов акселерограмм), вертикальная компонента не оказывает влияния на время падения ОР СУЗ (рис. 12).

Зависимости времени падения ОР СУЗ от силы трения (рис. 13) показывают, что увеличение силы трения до некоторой пороговой величины слабо влияет на время падения. При превышении пороговой величины силы трения наблюдается быстрый рост времени падения ОР СУЗ. При этом на время падения ОР СУЗ оказывают влияние и максимальная величина силы трения, и характер распределения силы трения по высоте канала от положения ОР СУЗ.



Рис. 12. Время падения ОР СУЗ в зависимости от вертикального ускорения



Рис. 13. Зависимость времени падения ОР СУЗ от максимальной силы трения

Сейсмическое воздействие может оказывать влияние на замедление ОР СУЗ двумя механизмами – взаимодействие ОР СУЗ с КРР путем инерционных нагрузок (определяемых ускорением) и динамическим искривлением канала регулировании (определяемого перемещением). Было проведено нагружение КРР двумя типами акселерограмм – с преобладающими частотами колебаний на 2 и 5 Гц. При равной амплитуде ускорений амплитуда перемещений на акселерограмме с пиком на 2 Гц более чем в 2 раза выше. При этом, время падения ОР СУЗ при близких амплитудах ускорений для двух акселерограммах сопоставимо (рис. 14). Отсюда можно сделать вывод, что основной вклад сейсмического воздействия в замедление ОР СУЗ вносит динамическое взаимодействие ОР СУЗ с элементами канала регулирования.



Рис. 14. Зависимость времени падения ОР СУЗ от ускорения опор для акселерограмм, отличающихся преобладающими частотами

Исследования задержки сигнала A3 относительно начала землетрясения показали, что в диапазоне от 3 до 10 с задержка сигнала A3 не оказывает статистически значимого влияния на время падения OP CV3 (рис. 15). В диапазоне задержек до 3 с время падения OP CV3 возрастает с увеличением времени задержки, что обусловлено наличием разгонного участка (участка нарастания ускорения от состояния покоя до максимального) на воспроизведенной акселерограмме.



Рис. 15. Зависимость времени падения ОР СУЗ от момента подачи сигнала АЗ

#### Заключение

В рамках работ по обоснованию сейсмостойкости привода СУЗ ШЭМ-3 и ТВС была разработана методика и проведены испытания по определению влияния различных факторов на время падения ОР СУЗ. Было установлено, что комплексное сочетание двухосной сейсмической нагрузки и потока теплоносителя является наиболее значимым фактором, влияющим на время падения ОР СУЗ. Данный эффект наблюдается при приложении сейсмической нагрузки в двух осях, замена нагрузки на одноосную с увеличенной интенсивностью не приводит к такому эффекту.
Также к числу факторов, влияющих на время падения ОР СУЗ, относятся:

- интенсивность (ускорение) горизонтальных компонент сейсмической нагрузки;
- перепад давления на ТВС;
- сила механического трения в канале перемещения ОР СУЗ;
- задержка подачи сигнала A3 от начала землетрясения.

Одновременное воспроизведение влияющих факторов значительно превосходит сумму влияний на время падения этих факторов по отдельности.

Статистически значимого влияния интенсивности (ускорения) вертикальной компоненты сейсмической нагрузки на время падения ОР СУЗ не выявлено.

#### Список сокращений

- АЗ аварийная защита
- АС атомная станция

АЭС – атомная электростанция

БЗТ – блок защитный труб

ВВЭР – водо-водяной энергетический реактор

ВКУ – внутрикорпусные устройства

ДР – дистанционирующая решетка

КГС – коэффициент гидравлического сопротивления

КИП – контрольно-измерительные приборы

КРР – канал регулирования реактивности

МРЗ – максимальное расчетное землетрясение

НК – направляющий канал

ОР СУЗ – орган регулирования системы управления и защиты

ПЗ – проектное землетрясение

ПС СУЗ – поглощающие стрежни системы управления и защиты

ПЭЛ – поглощающий элемент

РУ – реакторная установка

СУЗ – система управления и защиты

ТВС – тепловыделяющая сборка

Твэл – тепловыделяющий элемент

ШЭМ – шаговый электромагнитный

#### Список литературы

- 1. Нормы проектирования сейсмостойких атомных станций, НП-031-01. М.: Энергоатомиздат, 2001.
- 2. Хайретдинов В.У., Рыжов А.С., Родионов А.Б. Универсальный стенд вибродинамических испытаний элементов канала регулирования реактивности ВВЭР. / 5-я МНТК «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР». ФГУП ОКБ «Гидропресс», г. Подольск, Россия, 2007.
- 3. Maurizio Zola, TEST PLANNING AND PERFORMANCE, NUCLEAR POWER INSTITUTE OF CHINA (NPIC), CHENGDU, CHINA, 10-14 SEPTEMBER 2001.
- 4. Martelli A., Maresca G., Castoldi A., Muzzi F., RESEARCH AND DEVELOPMENT STUDIES CARRIED OUT FOR THE SEISMIC VERIFICATION OF THE ITALIAN PEC FAST REACTOR
- Sollogoub P., Quéval J.C., Chaudat Th. SEISMIC TESTING CAPABILITIES OF CEA SACLAY LABORATORY – DESCRIPTION-EVOLUTION DEVELOPMENT INTERNATIONAL COLLABORATION, Joint NCREE/JRC Workshop on "INTERNATIONAL COLLABORATION ON EARTHQUAKE DISASTER MITIGATION RESEARCH (Methodologies, Facilities, Projects and Networking)" November 17th to 20th, 2003 Taipei, Taiwan.
- 6. Chaudat Th., SIMULATION OF THE CONTROL ROD DROP UNDER SEISMIC EXCITATIONS: EXPERIMENTAL PROGRAM.
- COLLARD Bruno, ROD CLUSTER CONTROL ASSEMBLY DROP KINETICS WITH SEISMIC EXCITATION, International Conference on Nuclear Engineering. Book of abstracts: ICONE 2003, 73, 2003.
- 8. Guilbaud Daniel and other, AN OVERVIEW OF STUDIES IN STRUCTURAL MECHANICS, DIRECTIONS DES SYSTEMES D'INFORMATION, CEA / SACLAY, FRANCE, 2006.

- 9. Pengzhou Li, Tianyong Li, Danping Yu, Lei Sun, TWO IMPORTANT SAFETY-RELATED VERIFICATION TESTS IN THE DESIGN OF QINSHAN NPP 600MWE REACTOR, 18th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Beijing, China, August 7-12, 2005.
- 10. GIJO Jianhu, SEISMIC QUALIFICATION TEST ON CRDL OF QINSHAN II NPP, CHENGDU, CHINA, 10-14 SEPTEMBER 2001.
- Kawakami S., Akiyamar H., Shibata H., Watabe M., Ichikawa T. and Fujita K. CONTROL ROD BEHAVIOUR IN EARTHQUAKES Nuclear Engineering International; v. 35(429) p. 26-28; Apr 1990.
- 12. Akiyama H., Fujita T., Kato M., Yoshikawa E., Ohno T., and Kawakami S. SEISMIC TEST AND ANALYSIS FOR PWR REACTOR CORE INTERNALS, Volume 182 of the 1989 Pressure Vessels and Piping Conference, HONOLULU, HAWAII, JULY 23-27, 1989.
- 13. Shimazaki Y., Akiyama H., Kato M., Kusumoto S., Fujita K., Youshikawa E. and Koyama K. Seismic proving tests for nuclear power plant, no.2 Earthquake Engineering, Tenth World Conference, 1992, Balkema, Rotterdam.
- 14. Kennedy R., Nie J. and Hofmayer C. Evaluation of JNES Equipment Fragility Tests for Use in Seismic Probabilistic Risk Assessments for U.S. Nuclear Power Plants, Office of Nuclear Regulatory Research, April 2011.
- 15. Hiroshi Abe, Equipment Fragility Evaluation by Vibration Test, Joint ICTP/IAEA Advanced Workshop on Earthquake Engineering for Nuclear Facilities, 30 November 4 December, 2009.

### Анализ динамических нагрузок на строительные конструкции при горении водородосодержащих газовых смесей в защитной оболочке АЭС с ВВЭР

Безлепкин В.В., Капица Д.В., Котов В.В., Шурыгина Н.Ю. АО «Атомпроект», Санкт-Петербург

#### Введение

Исследования тяжелых аварий, выполненные в последние годы для реакторов с водой под давлением, показывают, что при авариях с плавлением активной зоны причиной нарушения целостности гермообъема может быть воспламенение и последующая детонация водородосодержащих смесей. В этом случае возникает серьезная опасность выброса радионуклидов в атмосферу и последующего радиоактивного заражения окружающей среды

В рамках проекта АЭС-2006 [1] общая концепция безопасности атомной электростанции основывается на принципе глубокоэшелонированной защиты, который представляет собой применение системы барьеров на пути распространения ионизирующего излучения и радиоактивных веществ в окружающую среду и системы технических и организационных мер по защите самих этих барьеров и сохранению эффективности их работы, а также непосредственно по защите населения. Последним барьером, предотвращающим выход продуктов деления в окружающую среду, является система защитных герметичных ограждений, то есть защитная оболочка (3O) здания ядерного реактора АЭС.

При протекании тяжелой аварии типа LOCA (Lost Of Coolant Accident), то есть с потерей теплоносителя, в результате осушения активной зоны реактора и окисления паром циркониевых оболочек топливных элементов, вырабатывается большое количество водорода. В ходе дальнейшего развития аварии, водород может проникнуть в помещения контейнмента и образовать в них вместе с воздухом и паром горючие и взрывоопасные смеси. С точки зрения анализа тяжелых аварий наиболее опасным случаем является детонация таких смесей, так как в этом случае строительные конструкции внутри ЗО подвергаются наибольшей по величине динамической нагрузке.

В общем случае причинами тяжелых аварий могут быть:

- 1. Неучитываемые в проекте исходные события;
- Множественные отказы систем безопасности при возникновении проектных исходных событий;
- 3. Неучитываемые в проекте внешние воздействия.

Последняя причина, как известно, привела к аварии в 2011 году в Японии на АЭС Фукусима, где после обесточивания станции и образования газовой смеси с повышенным содержанием водорода внутри здания реактора, на нескольких энергоблоках прогремели взрывы, причинившие местами немалый урон целостности ЗО.

Согласно федеральным нормам и правилам, обоснование водородной взрывозащиты должно быть выполнено в проекте атомной станции и представлено в отчете по обоснованию безопасности. В настоящее время одним из эффективных инструментов выбора и обоснования применяемых средств для задач удаления водорода из ЗО и управления тяжелыми авариями является численное моделирование. В ходе анализа водородной безопасности моделируются все возможные сценарии аварийных ситуаций, и выбирается техническое решение, способствующее снижению угрозы возможного горения и детонации. Обоснование должно выполняться только с использованием аттестованных в Ростехнадзоре расчетных программных средств [2].

#### Выбор сценария тяжелой аварии и методика проведения расчета

Выбор сценариев для расчетов ТА определяется целями выполняемых детерминистических анализов. Анализ безопасности должен быть ориентирован на количественную оценку станционных запасов по безопасности и демонстрацию того, что определенная степень глубокоэшелонированной защиты обеспечена для этого класса аварий.

Спектр исходных событий для тяжелых аварий был определен из результатов вероятностного анализа безопасности при отсеивании аварийных последовательностей с вероятностью, меньшей, чем 1·10<sup>-8</sup>. В качестве расчетного сценария был выбран и представлен в данной работе наиболее опасный с точки зрения водородной безопасности – разрыв дыхательного трубопровода компенсатора давления (КД) Ду346 с отказом активной части САОЗ. Характерной особенностью данной аварии являются высокое содержание водорода в помещении парогенератора, где непосредственно моделируется течь из разрыва трубопровода и сложность управления данной аварией.

В качестве исходных параметров используются результаты расчетного анализа распространения, накопления водорода и изменения параметров среды в помещениях ЗО в ходе развития рассматриваемого аварийного сценария, выполненные с использованием интегрального кода российской разработки КУПОЛ-М [3–4]. Далее для каждого момента времени выполнялся анализ возможных режимов горения в помещениях ЗО и выбирался такой временной срез, при котором возможно горение или детонация газовой смеси. Для этого временного среза проводилось трехмерное моделирование горения в помещениях контейнмента.

Полученные динамические нагрузки на стены помещений ЗО использовались в последующем анализе прочности, который показывает уровень воздействия горения или детонации водородосодержащей паровоздушной смеси на целостность защитной оболочки АЭС.

#### Используемые программные средства

Для моделирования горения водородосодержащих газовых смесей в замкнутых объемах сложной геометрии в широком диапазоне режимов горения (от медленного горения до детонации) и последующего анализа динамических нагрузок на стены контейнмента АЭС сотрудниками РФЯЦ – ВНИИЭФ при участии специалистов АО Атомпроект был разработан трехмерный код FIRECON 1.0, аттестованный в 2015 году.

Аппроксимация дифференциальных уравнений, описывающих распространение турбулентного горения и детонации по газовой смеси, производится в данном коде с использованием метода расщепления на 3 этапа, логически связанных с определенными физическими процессами. При этом значения величин, полученных на определенном этапе, служат в качестве исходных данных для последующего этапа.

На первом этапе рассчитываются уравнения газодинамики в лагранжевых переменных без учета конвективных потоков. На этом этапе определяются промежуточные значения плотности, энергии, скорости и новые координаты узлов сетки, а также мольных концентраций компонентов смеси. На следующем этапе производится расчет горения (детонации) смеси. Здесь также вычисляются промежуточные значения плотности, энергии и мольные концентрации компонентов, но уже продуктов горения. На третьем этапе (адвекции) производится возвращение сетки в свое первоначальное положение и осуществляется расчет величин за счет конвективных потоков через стороны ячеек расчетной сетки. Здесь определяются новые значения плотности, энергии, скорости, объемных долей веществ, а также мольных концентраций компонентов горючей смеси.

В качестве начальных данных для расчетов должны быть заданы геометрия помещений расчетной области, начальные условия в помещениях (давление, температура и объемные доли компонентов смеси) и место воспламенения смеси.

Модель горения водородсодержащих смесей в коде FIRECON 1.0 основана на критериальном подходе, аналогичном применяемому в работах [5–8], и предназначена для практического использования в расчетах горения водорода в контейнменте АЭС с целью анализа безопасности.

Код FIRECON специально разрабатывался под архитектуру кластерных вычислительных систем с массовым параллелизмом и распределенной оперативной памятью, поэтому все расчеты проводились на Супер-ЭВМ.

Составной частью кода FIRECON является код LIMITS-V 1.0, предназначенный для выполнения расчетных оценок режимов и параметров горения водородовоздушных смесей с водяным паром. Различные режимы горения определяются на основе вычисления соответствующих им пределов по концентрациям водорода и пара при заданных значениях давления и температуры, а также характерного размера помещения (для оценки возможности детонации), внутри которого находится горючая смесь.

В коде LIMITS-V 1.0 реализованы критериальные модели горения водородосодержащих смесей также аналогичные критериальному консервативному подходу в работе [6]. В отличие от [6] используемые здесь модели дополнены возможностью вычисления (оценки) скорости горения и других параметров, характеризующих режим горения.

#### Описание расчетных схем

Расчетная схема помещений защитной оболочки в общем случае должна с достаточной точностью моделировать все характеристики реального объекта (свободные объемы помещений, проходы между помещениями, строительные конструкции и крупное оборудование, расположенное в помещениях защитной оболочки).

Для расчета по коду FIRECON 1.0 необходима геометрия контейнмента АЭС. На всю геометрию накладывается кубическая или параллелепипедная трехмерная сетка. Счетная сетка образуется тремя семействами линий, совпадающими с осями декартовой системы координат. В узлах сетки определены координаты и скорости, все остальные величины отнесены к центру ячеек.

Реальные помещения внутри контейнмента смоделированы 150 расчетными объемами и основаны на предварительных данных по геометрической модели контейнмента АЭС. На рис. 1 представлены фрагменты трехмерной расчетной сетки контейнмента. Число узлов в расчетной сетке равнялось 1337312.

Для задания сложной геометрии стенок контейнмента в коде используется дополнительное вещество, представляющее собой абсолютно твердое (несжимаемое) тело. Для этого вещества задаются все основные физические величины, кроме мольных концентраций.



Рис. 1. Фрагменты расчетной сетки контейнмента

Стенки и крупное оборудование станции объявляются несжимаемым веществом, внутри них течение не моделируется. Точка поджога газовой смеси может быть задана в любом помещении. При этом инициирование горения может происходить как в одной счетной ячейке, так и в некотором объеме, задаваемом исполнителем расчета.

На внешней границе системы в качестве граничного условия используется условие непротекания (жесткая стенка), то есть равенство нулю нормальной компоненты скорости. Условие непротекания может быть задано и внутри области по некоторым граням сетки, являющимся границами фиктивных несжимаемых компонентов.

#### Результаты расчета горения водородосодержащих смесей

На основании полученной в результате расчетов информации по изменению параметров среды в помещениях контейнмента АЭС при аварии с разрывом дыхательного трубопровода КД Ду346 и отказом активной части САОЗ, по коду LIMITS-V был проведен анализ возможных режимов горения образующихся в ходе аварии водородосодержащих смесей. Данный анализ показал возможность образования в помещениях контейнмента смесей, при поджоге которых возникает быстрое дефлаграционное горение. При этом работа системы удаления водорода, а также дополнительная инертизация среды паром за счет управления водородной ситуацией позволяют избежать образования водородосодержащих смесей с возможностью детонации. На рис. 2 приведена диаграмма горения, иллюстрирующая ситуацию в двух отдельных расчетных объемах в моменты пиковых выбросов водорода.



звезда – режим горения на участке КД; кружок – в помещении парогенератора

Общий вид картины горения в контейнменте в разные моменты времени показан на рис. 3, на котором изображена граница (изоповерхность концентрации – выделена красным цветом) сгоревшей смеси, видимая в разных сечениях контейнмента под разными ракурсами.

По изоповерхности образования продуктов сгорания можно судить о фронте распространения пламени. В начальный момент времени – в момент поджога, возникает быстрое дефлаграционное горение в помещении парогенераторов. Далее скорость увеличения облака продуктов сгорания значительно снижается, что говорит о прекращении реакции горения и начале его размытия за счёт образовавшегося перепада давления.



Рис. З. Изоповерхности концентрации сгоревшей смеси в интервале времени t = 0,005-0,5 с

Временные зависимости создаваемых в результате горения величин давления на перекрытиях помещения парогенераторов (ПГ) и в подкупольном пространстве контейнмента, рассчитанных в контрольных точках в интервале времени t = 0-0,5 с, представлены на рис. 4–7. Проанализированы три перекрытия (на высотных отметках 15, 19 и 23 м) и подкупольное пространство (высотная отметка 48 м). Для каждого из них взято по три контрольные точки, расположенные в разных углах выбранного помещения и в радиальном направлении в подкупольном пространстве.

Результаты расчетов показали, что максимальный перепад давления создается на верхнем перекрытии помещений парогенераторов. Его значение по отношению к исходному в данном помещении не превышает 0,06 МПа. В среднем же, перепады на этих перекрытиях составляют не более 0,01 МПа, что также указывает на дефлаграционный характер горения и отсутствие детонации. Полученные в результате расчетов консервативные значения давления при дефлаграционном горении не превышают максимальной величины давления для защитной оболочки и могут являться исходными данными для последующего анализа прочности внутренних строительных конструкций.



Рис. 4. Величина исходного давления и на перекрытии помещения ПГ на высоте 15 м



Рис. 5. Величина исходного давления и на перекрытии помещения ПГ на высоте 19 м



Рис. 6. Величина исходного давления и на перекрытии помещения ПГ на высоте 23 м



Рис. 7. Величина исходного давления и в подкупольном пространстве контейнмента на высоте 48 м

## Результаты анализа напряженно-деформированного состояния строительных конструкций при горении водородосодержащих смесей

В данном разделе представлены результаты расчетного анализа напряженнодеформированного состояния строительных конструкций контейнмента АЭС при горении водородосодержащих смесей. Исходными данными для расчета являются представленные выше результаты расчетов по коду FIRECON 1.0. Оценка напряженно-деформированного состояния стен осуществлялась методом конечных элементов, реализованном в расчетном коде SIMULIA/Abaqus 6.12 [9].

Для анализа была выбрана часть бетонной несущей строительной конструкции помещения ПГ, на которую приходит максимальный уровень динамической нагрузки при горении водорода. В соответствие с проектом в расчетной модели были заданы два слоя арматуры на расстоянии 120 мм от краев стенок.

Результаты расчетов прочности строительных конструкций приведены на рис. 8–11. Для построения графиков выбраны элементы на внутренней и внешней гранях стенок.



Рис. 8. Поле напряжений (Па) в бетоне в момент времени t = 0,24 с



Рис. 9. Поле напряжений (Па) в арматуре в момент времени t = 0,15 с



Рис. 10. Напряжения по Мизесу на внутренней (сплошная ∧иния) и внешней (пунктир) гранях стены №1



Рис. 11. Напряжения по Мизесу внутренней (сплошная линия) и внешней (пунктир) гранях стены №2

В результате проведенного расчета получены напряженно-деформированные состояния стен на разных стадиях нагружения. Наибольшие напряжения в бетоне наблюдаются в стенках с наименьшей толщиной ( $\mathbb{N}$  1 и  $\mathbb{N}$  2). Максимальное напряжение 1,75 МПа, полученное в момент времени t = 0,24 с, не превышает предел сопротивления на растяжение/сжатие (1,8 МПа/33 МПа).

Напряжения в арматуре достигают 6 МПа на внутреннем слое и 5,6 МПа на внешнем слое в момент времени t = 0,15 с. Что значительно меньше предела текучести материала арматуры (500 МПа).

Таким образом, исследуемая часть конструкции сохраняет свою несущую способность при рассматриваемом воздействии. Следовательно, полученного перепада давления недостаточно для разрушения внутренних перекрытий, а тем более нарушения герметичности защитной оболочки здания реактора.

#### Заключение

Проведенный анализ возможных режимов горения в помещениях контейнмента показал, что работа системы удаления водорода, заложенная в проекте АЭС, а также дополнительная инертизация среды паром для случая наиболее опасной тяжелой аварии (разрыв дыхательного трубопровода к КД Ду 346) позволяют избежать образования водородосодержащих смесей способных к детонации.

Проверочный трехмерный расчет подтвердил лишь возможность дефлаграционного горения и отсутствие детонации. Полученные при этом консервативные значения давления дефлаграционного горения были использованы для проведения расчетного анализа напряженнодеформированного состояния строительных конструкций контейнмента АЭС. Который с вою очередь показал уровень напряжений, не превышающий своих предельных значений. Таким образом, исходные динамические нагрузки, вызванные горением водородосодержащей газовой смеси, не нарушают целостность защитной оболочки здания реактора.

#### Список литературы

1. Брошюра проекта АЭС-2006.

- Федеральные нормы и правила в области использования атомной энергии. Федеральный надзор России по ядерной и радиационной безопасности (Госатомнадзор России). НП-040-02. №14 от 1 сентября 2003 г.
- Ефанов А.Д., Лукьянов А.А., Шаньгин Н.Н., Зайцев А.А., Соловьев С.Л., Зайчик Л.И. Разработка контейнментного кода КУПОЛ-М для обоснования безопасности проектов АЭС с ВВЭР // Атомная Энергия. – 2003.
- Лукьянов А.А., Шаньгин Н.Н., Зайцев А.А., Юрьев Ю.С. Верификация кода КУПОЛ для расчета теплофизических процессов в контейнменте АЭС с ВВЭР / Сборник трудов отраслевой конференции «Теплогидравлические коды для энергетических реакторов». – Обнинск, 29–31 мая 2001.
- 5. Dorofeev S.B., Sidorov V.P., Droinishnikov A.E., Breitung W. // Comb. and Flame. 1996. Vol. 104. P. 95-110.
- Dorofeev S.B., Kuznetsov M.S., Alekseev V.I., Efimenko A.A., Bezmelnitsyn A.V., Yankin Yu.G. and Breitung W. Effece of scale and mixture properties or behaviour of turbulent flames in obstructed areas / Preprint IAE-6127/3, RPC "Kurchatov institute" Report FZKA-6268, Forshungszentrum Karlsrue, 1999.
- Kuznetsov M.S., Matsukov I.D, Alekseev V.I., DorofeevS.B. Photographic study of unstable turbulent flames in obstructed channels // Proc. Of the 17th icders (Heidelberg, Germany, July 25 – 30, 1999)/ – ISBN 3-932217-01-2. – P. 143.1–143.4.
- 8. Kumar R.K. Flammability Limits of Hydrogen-Oxygen-Diluent Mixtures // J. Fire Science. 1985. V. 3. N 4. P. 245–262.
- 9. ABAQUS 6.9 User Documentation. Internet Manual. Simulia. Retrieved 10 September 2011.

# Проверка режимов работы системы подпитки и борного регулирования ЛАЭС-2 средствами ПТК «ВЭБ»

Гаврилов М.В., Третьяков Е.А., Амелюшина А.Г., Литвиненко Л.Д., Образцов Е.П. АО «Атомпроект», Санкт-Петербург

#### Введение

В результате многолетней работы совместно с организациями отрасли сотрудниками АО «АТОМПРОЕКТ» был создан инструмент для моделирования, который получил название программно-технический комплекс «Виртуальный энергоблок АЭС с ВВЭР» или коротко ПТК «ВЭБ» [1–3]. Комплекс представляет собой взаимосвязанный набор программных средств и расчетных кодов и позволяет проводить связанное мультифизичное моделирование процессов в системах и оборудовании энергоблока АЭС. В качестве пилотного проекта для создания комплексной расчетной модели был выбран проект Ленинградской АЭС-2. Одной из важнейших систем для безопасности реактора является система подпитки и борного регулирования (КВА). Средствами ПТК была создана комплексная модель этой системы, включающая в себя модель теплогидравлической части и модель систем контроля и управления (СКУ). На данной модели было проверено и отработано множество технических и технологических решений, а также отработаны алгоритмы управления оборудованием и арматурой.

Далее рассмотрим подробнее следующие темы:

- описание ПТК «ВЭБ»;
- описание системы КВА и её функции;
- описание и процесс создания расчетной модели системы КВА;
- результаты расчетов на модели КВА.

#### Описание ПТК «ВЭБ»

На сегодняшний день комплекс позволяет решать следующие задачи на всех этапах жизненного цикла энергоблока АЭС от проектирования до вывода из эксплуатации:

- проведение комплексного моделирования пусковых, переходных и энергетических режимов работы энергоблока в едином масштабе времени с целью:
  - подтверждения технических и технологических решений по системам и оборудованию энергоблока;
  - отработки алгоритмов управления оборудованием и системами АЭС в составе проекта систем контроля и управления (СКУ);
  - проверки эксплуатационных пределов энергоблока;
- моделирование сложных комплексных сценариев развития аварийных ситуаций с целью определения мероприятий для их предотвращения или локализации, в том числе выполнение поддерживающих расчётов для анализа и обоснования безопасности (ВАБ, ООБ);
- расчетное обоснование плана (процедур) проведения ПНР;
- верификация эксплуатационной документации (инструкции по эксплуатации, программы испытаний и др.);
- проверка функций оператора на виртуальном блочном пульте управления;
- проверка технических решений при замене оборудования или планировании работ по модернизации;
- и другие задачи.

Для выполнения заявленных задач ПТК «ВЭБ» включает в себя коды и программные средства, позволяющие с достаточной степенью точности моделировать процессы, протекающие в различных системах АЭС, и визуализировать расчетные данные. В данном случае теплогидравлическая часть системы КВА смоделирована на РК КОРТЕС, а автоматика на программном комплексе SimInTech.

ПК SimInTech разработан компанией ООО «3В Сервис» и является средой динамического моделирования технических систем. Программа также может использоваться отдельно для разработки комплексной системы контроля, управления и защиты, а также может функционировать как САПР. SimInTech имеет широкую область применения от моделирования алгоритмов логико-дискретного и функционально-группового управления до применения в качестве программно-инструментального средства разработки и функционирования модели АСУ ТП в составе полномасштабной модели объекта управления. SimInTech также включает в себя универсальную модульную графическую оболочку, которая позволяет реализовать подключение различных модулей и создание расчётных схем различного класса. За счет открытости (наличия API, различных механизмов обмена данными и встроенного языка программирования) ПК SimInTech был использован и используется для создания графических интерфейсов для кодов КОРСАР, КОРТЕС и РЭЛЕКС.

РК КОРТЕС (КОмплексный Расчет ТЕплогидравлических Систем) – двухжидкостной теплогидравлический расчётный код совместной разработки АТОМПРОЕКТ и ВНИИЭФ.

Программа предназначена для сопряженного моделирования тепловых и гидравлических динамических процессов в оборудовании и технологических системах АЭС с реакторными установками типа ВВЭР, а также для моделирования теплогидравлических процессов в экспериментальных установках и стендах с водяным теплоносителем. РК КОРТЕС является кодом улучшенной оценки и позволяет рассчитывать стационарные и нестационарные теплогидравлические процессы с учетом и без учета поведения неконденсирующихся газов и примесей в теплоносителе.

#### Описание системы КВА и её функции

Система подпитки и борного регулирования (КВА) является важной системой для безопасности реактора. Основными функция этой системы являются:

– поддержание материального баланса теплоносителя первого контура во всех эксплуатационных режимах;

– управление реактивностью реактора путем изменения концентрации борной кислоты в теплоносителе первого контура;

регулирование водно-химического режима теплоносителя первого контура;

– впрыск воды в компенсатор давления для регулирования давления в первом контуре и расхолаживания КД в режиме расхолаживания первого контура;

обеспечение дегазации теплоносителя первого контура;

– компенсация неорганизованных и возврата в контур организованных протечек теплоносителя.

Система включает в себя следующее оборудование:

- насосы большой и малой производительности, а также насос гидроиспытаний;
- регенеративные теплообменники продувки и вывода теплоносителя;
- доохладители продувки и подпитки;
- теплообменник штатного и аварийного вывода теплоносителя;
- деаэратор подпитки;
- доохладитель теплоносителя на всасе подпиточных насосов;

– охладители рециркуляции насосов подпитки и борного регулирования большой про-изводительности;

- трубопроводы;
- арматура (запорная, регулирующая, предохранительные клапаны).

Система КВА состоит из узла продувки с линией вывода и узла подпитки с линией ввода теплоносителя первого контура с необходимым резервированием оборудования. Трубопроводы ввода и вывода теплоносителя подключаются к холодным ниткам четырех циркуляционных петель со стороны всаса и напора ГЦН, соответственно. Для поддержания водно-химического режима по продуктам коррозии и по растворенным примесям происходит отбор части теплоносителя на систему очистки, с предварительным охлаждением до приемлемой температуры для фильтров. Через линию аварийного вывода теплоносителя осуществляется постоянный отбор теплоносителя в систему уплотнения ГЦН, откуда далее организованные протечки поступают в деаэратор подпитки. В деаэраторе происходит дегазация потока теплоносителя, затем в зависимости от режима работы, теплоноситель охлаждаясь в теплообменниках поступает либо на всас насосов КВА, либо через охладитель в систему хранения теплоносителя (КВВ). Постоянный возврат теплоносителя в первый контур осуществляется насосами малой производительности. В режиме расхолаживания и программах борного регулирования вывод теплоносителя осуществляется через блок регулирующей арматуры (линии КВА14/15/16). Для изменения концентрации бороной кислоты в теплоносителе первого контура в программах борного регулирования предусмотрена подача борного раствора из системы хранения борированной воды (JNK) и системы подачи «чистого» конденсата (КВС-1). Восполнение неорганизованных протечек осуществляется подпиткой деаэратора из систем КВС-1 или JNK.

#### Описание и процесс создания расчетной модели системы КВА

Исходными данными для теплогидравлической модели системы служат изометрии трубопроводов, ТУ или паспорта для клапанов, задвижек, насосов и теплообменников. Трубопроводы модели собираются из базовых элементов кода КОРТЕС. Элементом «Канал» моделируется участки трубопроводов трубопроводы с указанием соответствующей длины, диаметра, шероховатости и наклона к горизонту. Элементом «Камера» моделируется тройники. Каналы делятся на ячейки в центре и на границах, которых происходит расчет основных параметров теплоносителя. В местах изгиба, расширения и сужения трубопровода, а также в местах установки дроссельных и расходомерных шайб устанавливается элемент «Локальное сопротивление». Вся арматура моделируются элементами «Сервоклапан» и «Инерционный клапан». В этих элементах задаются местные сопротивления и характеристика пропускной способности. В итоге создаваемые модели трубопроводов детально повторяют реальные трассировки. В модели насосов закладываются расходно-напорные характеристики. Крупное оборудование, такое как теплообменники и деаэратор, моделируется из базовых элементов кода. В эти модели закладываются все основные характеристики оборудования – проходное сечение, гидравлический диаметр, теплопередающая поверхность, сопротивления по обеим средам. Все модели оборудования для удобства скрываются в субмоделях. Во время расчета в любой ячейке модели можно посмотреть основные расчетные параметры (например, давление, температуру и скорости фаз и т.п.). Также имеется возможность вывести любой параметр на график и отслеживать его изменения во времени. Некоторые смежные системы моделируются граничными условиями, другие смоделированы почти в полном объёме, такие как:

- система хранения теплоносителя (КВВ),
- система хранения борированной воды (JNK),
- система подачи «чистого» конденсата (КВС-1),
- система очистки теплоносителя первого контура (КВЕ),
- система теплоносителя первого контура (JEC),
- система компенсации давления (JEF).

Передача расчетных параметров между системами осуществляется при прямом соединении, так и через связку по граничным условия. Общий вид модели системы КВА приведен на рис. 1.

Исходными данными для автоматики системы КВА являются функциональные планы и технический проект ЛАЭС-2. Модели автоматики систем создаются в среде SimInTech из стандартных блоков. Основные группы блоков, используемые в проектах:

– «источники» – имитируют различные управляющие и возмущающие воздействия, действующие на систему;

- «операторы» – моделируют простейшие математические операции с сигналами;

- «векторные» – моделируют векторные преобразования потоков информации;

– «логические» – реализуют обработку потоков данных с использованием алгоритмов, основанных на математической логике;

- многие другие (ключи, задержки, импульсы...).

Из данных блоков были собраны следующие модели и алгоритмы:

– модели управления задвижками и регулирующими клапанами (модель ПИД-регулятора);

- модель преобразования сигнала аналогового датчика;
- алгоритмы управления задвижками и клапанами;
- алгоритмы запуска насосов и их программы;
- алгоритмы управления системами и их программы.

На рис. 2 представлена часть модели программы КВА.



Рис. 1. Общий вид модели системы КВА





#### Результаты расчетов на модели КВА

На модели системы КВА, включенной в ВЭБ, были решены множество задач. Одна из таких задач – это определение температуры и скорости изменения температуры в различных участках трубопроводов. Эти данные необходимы для прочностных расчетов. Технологами были выбраны интересующие их точки: на входе и выходе из теплообменников, на всасе насосов, в напорных трубопроводах больших насосов, в точках подключения системы КВА и первого контура. В качестве исследуемых режимов были выбраны следующие:

- «малое» борное регулирование;
- «большое» борное регулирование;
- изменение мощности реактора по диспетчерскому графику;
- срабатывание АЗ;
- подпитка деаэратора.

Расчет проходил следующим образом - пускался номинальный режим системы КВА с заранее записанного состояния (рестарта), а затем запускался исследуемый режим. Переключения арматуры, включения насосов и управление регулирующими клапанами происходили автоматически, согласно проектной программе. На рис. 3–4 представлены часть результатов расчета по модели системы КВА.



Рис. З. График изменения температуры на всасе насосов в режиме РБК



Рис. 4. График скорости изменения температуры на всасе насосов в режиме РБК

По данным расчета были определены проблемные места и получены скорости изменения температуры. В частности, было подтверждено наличие горячих пробок в теплообменниках и холодных – на линии рециркуляции больших насосов КВА, которые существенно оказывают влияния на скорость изменения температуры в трубопроводах и должны быть учтены в прочностных расчетах. Также были проверены проектные алгоритмы управления регулирующими клапанами и задвижками. Были обнаружены неточности в проекте и сделаны рекомендации технологам.

На ПТК «ВЭБ», в том числе и модели системы КВА, совместно с сотрудниками АО «Атомтехэнерго» были проведены проверки различных пусковых режимов и отработаны часть проектной программы пуско-наладки системы. В частности, были проверены дроссельные шайбы на линии рециркуляции больших насосов КВА, а также проверена программа ввода чистого конденсата в первый контур. Сотрудниками АО «Атомтехэнерго» были собраны данные по работе модели системы КВА с целью их уточнения при ПНР на реальном блоке ЛАЭС-2.

В результате выполненных работ технологами была отмечена гибкость, эффективность и полезность такого инструмента как ПТК «ВЭБ». Комплекс позволяет находить эффективные решения сложных задач с учетом проектных алгоритмов управления, а также способен повысить надежность проекта в целом.

#### Список литературы

- Obraztsov E. Complex Simulation Suite "Virtual Unit of NPP with VVER" (CSS "VEB") / E Obraztsov, V. Bezlepkin, V. Kukhtevich et al. // Proceedings of ICAPP. – Jeju Island (Korea), 2013. – P. FF150.
- Obraztsov E. Development of Complex Simulation Suite "VEB" and Application Area Expansion / E. Obraztsov, D. Kapitsa, T. Korokhov et al. // Proceedings of ICAPP. – Nice (France), 2015. – P. 15326.
- 3. Виртуальный энергоблок АЭС / В.В. Безлепкин, В.О. Кухтевич, Е.П. Образцов и др. // Атомное строительство. 2013. № 16. С. 15–22.

## Экспериментальная установка для моделирования режимов протекания тяжелой аварии на АЭС

Богданов С.В., Бережной С.Н., Вашляев Ю.Н. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

#### Введение

Одной из важных систем безопасного функционирования АЭС во всех режимах ее работы, включая режимы проектной (ПА) и запроектной аварии (ЗПА), которые относятся к категории тяжелых, является система водородной взрывозащиты (СВВ).

Нормативной документацией МАГАТЭ [1, 2, 3] определено ее обязательное наличие в составе систем безопасности АЭС. Данные рекомендации распространяются как на вновь строящиеся АЭС, так и на АЭС, находящиеся в эксплуатации.

Система водородной взрывозащиты включает в свой состав систему контроля концентрации водорода (СККВ) и систему удаления (дожигания) водорода (СУВ). В процессе развития тяжелой аварии, наибольшему воздействию аварийных факторов подвергается оборудование СВВ, расположенное в пределах герметичной (ГО) оболочки АЭС – датчики газоанализаторов водорода, кислорода, температуры среды, давления, входящие в состав СККВ и пассивные автокаталитические рекомбинаторы водорода (ПАР) из состава СУВ. Согласно расчетным данным, процесс развития тяжелых аварий, может сопровождаться высокими уровнями воздействующих факторов – образованием высоких концентраций водорода при наличии парогазовой смеси, ростом давления до 0,7 МПа, а также температур до 250°С в течении от 24 до 72 часов.

В связи с этим возникает необходимость проведения испытаний разработанного и поставляемого на АЭС оборудования для работы в аварийных условиях, которые могут быть смоделированы на соответствующих испытательных установках (стендах).

АО ГНЦ РФ – ФЭИ располагает подобного рода установкой – стенд «ВКМ», которая на ранних этапах своего создания использовалась для проведения экспериментальных исследований процессов тепломассопереноса, процессов накопления, распространения водорода, влияние конденсации и естественной конвекции на распределение водорода и ряд других исследований.

Стенд «ВКМ», в дальнейшем переименованный, как установка измерительная для испытаний систем водородной безопасности – УИИСВБ [4], был оснащен устройствами и системами подачи газов, отбора проб, вакуумирования, подачи пара для обогрева модели, сбора конденсата, капельного распыления (спринклер), подачи аэрозолей – имитирует объем контейнмента реактора, где исследуется горение водорода в помещении с учетом концентрации всех парогазовых смесей для обоснования работоспособности газоанализаторов водорода [5], кислорода и измерительных комплексов водорода и кислорода, систем пассивного принципа действия дожигания водорода и обоснование рекомендаций по выбору мест установки исследуемого оборудования.

Вместе с тем, при создании в установке параметров аварийной среды, перечисленных выше, возникали определенные трудности, прежде всего связанные со стабильностью поддержания указанных параметров.

#### Цель работы

Представлялось необходимым получить экспериментальные данные по созданию запроектных аварийных условий в рабочем объеме установки УИИСВБ, которая была модернизирована путем оснащения ее дополнительными устройствами, обеспечивающими моделирование и поддержание аварийных условий в автоматическом режиме.

Установка «УИИСВБ» (рис. 1) представляет собой цилиндрический сосуд со сферическим днищем и крышкой объемом 8 м<sup>3</sup>. Внутренний диаметр сосуда составляет 1600 мм. Высота цилиндрической части составляет 4000 мм. Днище и крышка – сферы с радиусом 1500 мм.

Сосуд в своей цилиндрической части имеет люк диаметром 600 мм для проведения монтажно-технологических работ во внутренней части сосуда.

На наружной цилиндрической части сосуда в верхней и нижней его частях, а также верхней и нижней сферических частях имеются теплоизолирующие «рубашки» для исключения влияния внешних температурных факторов.



Рис. 1. Структурная схема установки УИИСВБ

В стенке рабочего сосуда имеются патрубки для подсоединения технологических систем:

- система подачи пара;
- система транспортировки газовых смесей в объем и из объема сосуда;
- система вакуумирования;
- система подачи сжатого воздуха;
- устройство ввода в сосуд аэрозолей;
- система подачи растворов в сосуд (спринклерная система);
- система сброса избыточного давления;
- система поджига водородно-воздушной смеси.

Установка «УИИСВБ» оснащена соответствующими средствами измерения физических параметров:

- термопары TXA-01, 11 шт.;
- хроматограф газовый Хроматек-Кристалл 5000.2, 1 шт.;
- датчики давления и расхода Метран-100, 4 шт.

Для реализации поставленной задачи потребовалось выполнить:

1. На наружной цилиндрической части сосуда, а также на паронесущих конструкциях разместить систему принудительного подогрева их стенок, с целью минимизации процесса конденсации пара. Для этого была проложена внешняя нагревательная обмотка в верхней и нижней частях рабочей емкости защищенная внешним изолятором и подключенная к температурному регулятору (рис. 1 «Нагреватель внутреннего объема стенда»). Предусмотрена регулировка температуры внешней оболочки цилиндра в диапазоне от 150 до 300 °C.

2. Во внутренний объем рабочей емкости через стенку сосуда введен внутренний нагреватель среды емкости (рис. 1 «Нагреватели оболочки стенда»), подключенный к регулятору температуры нагревателя. В соответствии с проведенными теплофизическими расчетами для регулировки температуры паровоздушной среды внутри емкости в диапазоне от 150 до 300 °C установлен дополнительный нагревательный элемент.

3. Для обеспечения вывода электрических сигналов от испытуемых датчиков газоанализаторов водорода ГВ-01, кислорода ГК и измерительного комплекса газоанализаторов водорода и кислорода ГВК была встроена гермопроходка, функционально идентичная гермопроходке АЭС и рассчитанная на предельные значения аварийных факторов. В целях одновременного испытания двух газоанализаторов водорода ГВ-01 и одного измерительного комплекса ГВК в составе гермопроходки содержатся необходимое количество медных проводников и проводников компенсационного типа хромель-алюмель.

4. Проведена замена системы автоматизированного сбора научной информации (АСНИ) на базе крейтовой системы LTC фирмы LCARD на измерительную система сбора и отображения данных на базе магистрально-модульной системы WAGO-750 [6]. В процессе разработки и внедрения АСНИ установки УИИСВБ на базе системы WAGO-750 учитывался тот факт, что по своей конфигурации и используемым аппаратно-программным средствам АСНИ была в значительной степени приближена к структуре СККВ применяемым на АЭС [7, 8]. При этом, те возможности, которые существовали для проведения экспериментов в области теплофизических исследований, также получили дальнейшее развитие.

#### Предварительные испытания

Целью предварительных испытаний являлось определение зон рабочей емкости УИИСВБ, где наблюдались наиболее стабильные области поддержания температуры, близкой к 250 °C. Необходимость определения таких зон требуется для дальнейшего размещения испытуемого оборудования (газоанализаторы ГВ-01, ГК, ГВК и ПАР) при проведении исследований на аварийный фактор с параметрами:

- температура 250 °C, в течение 24–72 часов;
- давление абсолютное до 0,6–0,65 МПа;
- концентрация пара до 100 %;
- отсутствие подачи водородосодержащих смесей.
- Испытания включали в себя следующие этапы:

 – создание предварительных условий в испытательном объеме, который характеризуется прогревом объема экспериментальной установки УИИСВБ паром (температура пара ~ 100 °C), подаваемым в «рубашку», до получения температуры в объёме ~ 60–65 °C;

– подача пара через магистральный паропровод. Этот этап характеризуется ростом давления в рабочей емкости установки за счет появления пара и высокой температуры. Моделирование этого процесса производилось путем подачи пара в испытательный объем установки до установления давления 0,6–0,65 МПа при одновременном включении нагревателей магистрального паропровода, пароперегревателя и внутреннего нагревателя, установленного на заданную регулируемую температуру 250 °C;

– создание аварийных условий, характерных для предельной аварии поддерживался до устойчивого температурного баланса в 250 °С в рабочем объеме, контролируемым датчиками температуры рабочей емкости. Точки контроля *T* и давления в рабочей емкости УИИСВБ приведены на рис. 2.

По данным предварительных испытаний температурного поля рабочего сосуда «УИИСВБ» наиболее стабильная температура  $250\pm15$  °C находится в зоне датчиков температуры T5, 6, 7, 8, 9, 10.

Как следует из представленных графиков температуры (рис. 3) и давления (рис. 4) время выхода из нормальных условий в рабочей емкости установки на температурный режим 250 °С занимает около 4 часов. После выхода на моделируемые условия ЗПА получили стабильные температурные данные в течение примерно 3 часов, после чего испытания были остановлены.



Рис. 2. Схема расположения датчиков температуры УИИСВБ







#### Заключение

Создана установка, которая обеспечивает моделирование в рабочей емкости условий с параметрами, характерными для сценария по развитию и протеканию тяжелых аварий – проектных и запроектных. Установка может использоваться для разработки и проведения исследований оборудования водородной взрывозащиты – газоанализаторов водорода и кислорода из состава системы контроля концентрации водорода, пассивных автокаталитических рекомбинаторов водорода, а также испытаний модулей гермопроходки для АЭС различного функционального назначения.

#### Список литературы

- 1. Design of Reactor Containment Systems for Nuclear Power Plants / SAFETY GUIDE. No. NS-G-1.10. International Atomic Energy Agency, Vienna, 2000.
- 2. Safety of Nuclear Power Plants: Design / REQUIREMENTS. No. NS-R-1. International Atomic Energy Agency, Vienna, 2004.
- 3. Hydrogen in Water-Cooled Nuclear Power Reactors / IAEA and CEC, Vienna-Brussels, Dec. 1990.
- 4. Установка измерительная для испытаний систем водородной безопасности. Сертификат об утверждении типа средства измерений, RU.E.027.A №17571.

- 5. Богданов С.В., Бережной С.Н. и др. Газоанализатор водорода для условий запроектных аварий на АЭС / Сборник тезисов докладов на XI Международной конференции «Безопасность АЭС и подготовка кадров 2009». Обнинск: НОУ ЦИПК, 2009. Т. 2. С. 31–33.
- 6. Контроллеры WAGO I/O для работы в промышленных сетях. Каталог. WAGO I/O SYSTEM, WAGO Innovative Connections, 2002.
- Богданов С.В., Бережной С.Н. и др. Многофункциональная унифицированная система контроля концентрации водорода / Сборник тезисов докладов на XI Международной конференции «Безопасность АЭС и подготовка кадров 2009». Обнинск: НОУ ЦИПК, 2009. Т. 2. С. 39–40.
- Богданов С.В., Бережной С.Н., Калякин С.Г. Аппаратно-программный анализатор системы контроля водородной безопасности АЭС // Тяжелое машиностроение. – 2008. – № 10. – С. 6–8.

### Экспериментальное исследование работы пассивных систем АЭС с ВВЭР-1200 с учетом влияния массообменных процессов между реакторной установкой и защитной оболочкой

Морозов А.В., Калякин Д.С., Шлёпкин А.С., Рагулин С.В., Сахипгареев А.Р. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

В 2016 г. в Российской Федерации осуществлен энергетический пуск 6-го энергоблока Нововоронежской АЭС, оснащенного реактором ВВЭР-1200, выполненным по проекту «АЭС-2006». Данная реакторная установка относится к «Поколению 3+» и базируется на технических решениях проекта «АЭС-92» [1].

Главным нововведением с точки зрения обеспечения безопасности является использование сочетания активных и новых пассивных систем безопасности (ПСБ). ПСБ активной зоны данного проекта ВВЭР включают в себя систему залива активной зоны из гидроемкостей первой ступени (ГЕ-1), пассивную систему залива активной зоны из гидроемкостей второй ступени, а также систему пассивного отвода тепла [2].

Система пассивного залива активной зоны из гидроемкостей второй ступени предназначена для подачи в реактор раствора борной кислоты с концентрацией 16–20 г/кг с целью поддержания запаса теплоносителя в активной зоне и предотвращения перехода запроектной аварии в более тяжёлую стадию [3]. Система состоит из четырёх групп гидроаккумулирующих ёмкостей (по две ёмкости объемом 120 м<sup>3</sup>в каждой группе) с водным раствором борной кислоты, находящихся при атмосферном давлении. Гидроёмкости размещены на площадке обслуживания центрального зала (то есть выше уровня реактора), что обеспечивает требуемый гидростатический напор по отношению к реактору. В верхней части гидроёмкости подключены к «холодным» ниткам главных циркуляционных трубопроводов в зоне их непосредственной близости к коллекторам ПГ. При возникновении аварийной ситуации с потерей теплоносителя первого контура и падении давления в главном циркуляционном контуре (ГЦК) до 1,5 МПа после опорожнения паропровода в верхнюю часть гидроёмкостей начинает поступать пар под давлением, соответствующим давлению в реакторной установке.

В системе реализовано четырёхступенчатое профилирование расходной характеристики, которое обеспечивается использованием коллектора, позволяющего осуществлять пассивное изменение расхода, основанное на идее последовательного прекращения истечения по сливной линии, оказавшейся выше уровня воды в баке.

Дополнительной функцией системы ГЕ-2 является автоматическое пассивное удаление (отвод) неконденсирующихся газов первого контура из трубчатки парогенератора, что способствует улучшению теплообмена и обеспечивает более длительную работу ПГ в конденсационном режиме.

Система пассивного отвода тепла состоит из четырёх независимых каналов, по одному на каждый парогенератор (ПГ). Каждый канал включает в себя два теплообменника-конденсатора, охлаждаемых атмосферным воздухом, трубопроводы паро-конденсатного тракта и воздуховоды с затворами и регулятором. При авариях с разрывом главного циркуляционного трубопровода система пассивного отвода тепла обеспечивает перевод горизонтальных парогенераторов на работу в режиме конденсации пара первого контура, поступающего в трубчатку ПГ из активной зоны, тем самым обеспечивая подпитку активной зоны.

В результате конденсации в трубчатке ПГ пара первого контура происходит нагрев воды второго контура до температуры насыщения с получением пара. За счёт естественной циркуляции в паро-конденсатном тракте СПОТ пар поступает в воздушные теплообменники, установленные на наружной поверхности защитной оболочки. Пар конденсируется, отдавая тепло окружающему воздуху, и конденсат поступает обратно в межтрубное пространство ПГ [4].

Для исследования совместной работы пассивных систем безопасности, входящих в состав реактора ВВЭР 6-го блока Нововоронежской АЭС в ГНЦ РФ – ФЭИ было проведено экспериментальное моделирование аварий «Разрыв ГЦТ полным сечением» в условиях потери всех источников переменного тока с разрывом ГЦТ на входе и выходе из реактора.

#### Крупномасштабный теплогидравлический стенд ГЕ-2М

Основной целью исследований было определения работоспособности пассивных систем безопасности BBЭP-1200 при наличии влияния неконденсирующихся газов, генерируемых в первом контуре РУ и газов, поступающих за счет массообменных процессов из защитной оболочки через сечение разгерметизации на эффективность теплоотвода от реактора при запроектных авариях.

В крупномасштабном стенде ГЕ-2М с рабочим участком «РУ-ЗО» моделировалось взаимодействие между следующим оборудованием реакторной установки АЭС-2006: моделями парогенератора, реактора и защитной оболочки (рис. 1).

Основной целью исследований было определения влияния неконденсирующихся газов, генерируемых в первом контуре РУ и газов, поступающих за счет массообменных процессов из защитной оболочки через сечение разгерметизации на эффективность теплоотвода от реактора при запроектных авариях.

В состав стенда входят: модель парогенератора реактора ВВЭР, бак-аккумулятор пара с системой подачи пара от ТЭЦ объемом 16 м<sup>3</sup>, модель защитной оболочки объемом 79 м<sup>3</sup>, модель реактора с паровым обогревом, оснащенная моделями разрыва ГЦТ, модель теплообменника СПОТ, охлаждаемая технической водой. Основное оборудование стенда связано между собой трубопроводами и оснащено запорно-отсечной арматурой. Для уменьшения тепловых потерь оборудование и технологические линии теплоизолированы.



Рис. 1. Размещение модели парогенератора и модели теплообменника СПОТ на стенде ГЕ-2М

Металлическая модель защитной оболочки (рис. 2) представляет собой цилиндрический сосуд со сферическим донышком и верхней плоской крышкой. Модель ЗО имеет 14 отверстий для вывода термопар, импульсных линий и трубопроводов с парогазовой смесью. Для обслуживания модель ЗО имеет люк диаметром 860 мм. Снаружи металлическая оболочка покрыта теплоизоляцией, предназначенной для снижения тепловых потерь. Внутри модели ЗО размещается рабочий участок (модель реактора). В верхней части модели ЗО размещены теплообменники-конденсаторы.

Рабочий участок (рис. 3) представляет собой полновысотную модель реактора, в котором образование пара создается путем ввода в модель пара от ТЭЦ ГНЦ РФ – ФЭИ через барботажный раздающий коллектор, расположенный в нижней части корпуса.



Рис. 2. Модель защитной оболочки





Рис. З. Модель реактора (рабочий участок) стенда ГЕ-2М

Модель РУ представляет собой коаксиальную трубную конструкцию, состоящую из двух труб  $377 \times 6$  мм и  $325 \times 6$  мм. Модель имеет два щелевых патрубка высотой 850 мм, которые предназначены для моделирования сечений разрыва на входе и выходе реактора. В верхней части модели РУ имеется выходной патрубок диаметром 121 мм, по которому парогазовая смесь поступает на вход модели парогенератора и два патрубка для подачи воды от насоса (подающего воду с расходной характеристикой системы ГЕ-2) диаметром 40 мм (по одному в напорную и сборную камеры модели реактора). В нижней части шахты рабочего участка устанавливается дырчатый лист, высотная отметка размещения которого соответствует верху активной зоны натурного реактора.

При разработке парогенератора для стенда за базовый аппарат был принят парогенератор ПГВ-1000 реактора ВВЭР. Внутри корпуса расположены два вертикальных коллектора диаметром 219 мм и трубный пучок, набранный из горизонтальных змеевиковых труб. Теплообменный пучок состоит из 248 труб и имеет 62 горизонтальных ряда.

Каждый ряд состоит из четырех труб диаметром 16,0×1,5 мм, длиной 10,19 м. Длина теплообменной трубки равна средней длине трубки натурного ПГ ВВЭР. Расстояние между крайними рядами трубок использованного на стенде теплообменника также соответствует высоте трубного пучка парогенератора ПГВ-1000, что обеспечивает штатный режим конвекции воды в объёме межтрубного пространства. Площадь поверхности трубного пучка теплообменного аппарата, использовавшегося на стенде, в 48 раз меньше площади теплообменных трубок натурного парогенератора.

Контрольно-измерительные приборы, установленные на стенде, позволяли контролировать состояние оборудования стенда, а также проводить регистрацию и регулирование параметров процессов, осуществляемых во время проведения экспериментальных исследований. В процессе работы стенда измеряются и контролируются следующие параметры: давление в характерных точках трубопроводов и основного технологического оборудования (РУ, ЗО, ПГ, БЗ); уровень воды в ЗО и элементах РУ, баке БЗ, в модели ПГ, в гидрозатворе первого контура, в опускном участке трубопровода второго контура, в мерных баках; температура воды и пара в трубопроводах стенда, а также температура в ЗО, РУ, ПГ, баке БЗ; расходы пара на РУ, ПГ; расходы в линиях подачи технической воды на теплообменник СПОТ, конденсатор в модели ЗО, в линиях подачи воды в РУ.

#### Методика проведения экспериментов

Эксперименты на стенде ГЕ-2М проводились при начальном давлении 0,35–0,39 МПа, соответствующем давлению в реакторной установке и защитной оболочке в моделируемой аварии. Моделировался этап ЗПА на блоке, который наступает после охлаждения теплоносителя второго контура и снижения во втором контуре давления ниже давления в первом контуре. Парогенератор работает в режим конденсации пара, поступающего в трубчатку ПГ из реактора. Преодоление аварии осуществляется пассивными системами безопасности СПОТ и ГЕ-2. Основной задачей экспериментов было определение конденсационной мощности модели парогенератора и влияние на нее притока среды из модели ЗО в РУ.

На стенде было проведено два эксперимента, в которых моделировались аварии с гильотинным разрывом ГЦТ на входе («холодная» нитка) и выходе («горячая» нитка) из реактора. Результаты данных экспериментов являются достаточными для обоснования эффективности совместной работы защитной оболочки, гидроемкостей второй ступени и системы пассивного отвода тепла в условиях ЗПА с потерей теплоносителя (сопровождающихся отказом активных систем безопасности) применительно к 6-му блоку Нововоронежской АЭС.

При моделировании процессов с разрывом выходного патрубка реактора нижний щелевой патрубок на рабочем участке стенда был закрыт. Ширина щелевых патрубков, используемых в опытах, составила 14 мм. Эксперименты на стенде «РУ-ЗО» проводились с учетом наличия кольцевой щели между опускным участком и верхней камерой, соответствующем ширине щели 3,0 мм.

Паропроизводительность рабочего участка стенда моделировала снижение мощности остаточных тепловыделений в течение аварии.

В ходе экспериментов осуществлялась добавка в поток пара, поступающего от ТЭЦ, неконденсирующихся газов (азота и гелия) с целью создания в паре на выходе из модели реактора парогазовой смеси с заданными концентрациями неконденсирующихся газов. Концентрации газов в паре, которые было необходимо поддерживать изменяются во времени.

Основной части эксперимента предшествовал выход на стационарный режим, который осуществлялся сначала при подаче в рабочий участок только пара, а затем парогазовой смеси с концентрацией по азоту 0,144 г/кг и с концентрацией по гелию 0,028 г/кг с работой ГЕ-2 одновременным отводом парогазовой смеси с объемным расходом, соответствующим оттоку смеси при работе ГЕ-2 на первой ступени.

Необходимый расход технической воды через теплообменники водоохлаждаемых конденсаторов, расположенных в верхней части 3O, устанавливался при выходе стенда на стационарный режим. В ходе эксперимента расход через теплообменники увеличивался при уменьшении расхода воды на ГЕ-2 (так как уменьшение расхода воды через трубопроводы приводило к росту давления в модели 3O, за счет снижения конденсации пара на трубопроводах). Кроме того, в заключительной стадии эксперимента величина расхода уменьшалась для поддержания необходимого темпа снижения давления в модели 3O. Работа конденсатора должна была приводить к снижению давления в 3O до ~ 0,22 МПа к окончанию 24 часов моделирования аварии.

Система регулирования мощности водяного теплообменника–конденсатора, моделирующего на стенде ГЕ-2М воздушный теплообменник, обеспечивала моделирование изменения мощности СПОТ в зависимости от давления в ПГ. Отклонение мощностной характеристики водяной модели теплообменника СПОТ на стенде от заданной зависимости мощности воздухоохлаждаемого СПОТ от давления пара во втором контуре не превышало  $\pm 5$  % в ходе эксперимента.

Зависимость изменения мощности модели СПОТ от давления пара на выходе из парогенератора соответствовала с мощностным масштабом 1:48 мощности одного канала СПОТ при температуре воздуха плюс 10 градусов (среднесуточная температура теплого периода года, характерная для площадки НВ АЭС).

В ходе эксперимента происходила подача технической воды, моделирующей поступление жидкости из двух каналов системы ГЕ-2, в модель РУ. Расходная характеристика соответствует проектной четырехступенчатой характеристике системы ГЕ-2 с учетом масштаба стенда. Время подачи воды с расходом, соответствующим расходной характеристике первой ступени ГЕ-2 было уменьшено до 1008 с, что определяется расчетным временем перехода парогенератора в конденсационный режим.

Расход отвода парогазовой смеси из холодного коллектора модели парогенератора в ходе экспериментов соответствовал объемному расходу жидкости от одного канала системы ГЕ-2.

Во время эксперимента производилась постоянная подача в стенд ГЕ-2М пара от ТЭЦ для поддержания в нём заданных параметров пара. В ходе экспериментов происходило изменение расхода пара на РУ, изменение концентрации неконденсирующихся газов, изменение расхода отвода парогазовой смеси, изменение расхода воды от насоса, моделирующего расходную характеристику ГЕ-2, изменение мощности модели СПОТ.

#### Результаты экспериментальных исследований

На стенде ГЕ-2М было проведено два эксперимента, в которых моделировались аварии с гильотинным разрывом ГЦТ на входе («холодная» нитка) и выходе («горячая» нитка) из реактора. Каждый эксперимент состоял из двух частей: начальный этап и основная часть. На начальном этапе были получены стационарные состояния по конденсационной мощности ПГ при расходе пара на РУ 0,220 кг/с на чистом паре и подаче неконденсирующихся, а также произведен переход на расход на РУ – 0,184 кг/с. Длительность основной части опыта составила более 24 часов.

В эксперименте № 1 проводилось моделирование аварии с гильотинным разрывом ГЦТ на входе («холодная» нитка) в реактор. Процессы, имевшие место в модели рабочего участка в данном эксперименте, представлены на рисунке 4.

На рисунках 5 и 6 представлены основные результаты эксперимента № 1. Из рисунков видно, что конденсационная мощность модели парогенератора в эксперименте снизилась со 164 до 120 кВт (к моменту прекращения отвода ПГС из холодного коллектора модели ПГ).

Давление в защитной оболочке P<sub>2</sub> в эксперименте снизилось с максимальной величины 0,384 до 0,213 МПа к моменту прекращения подачи воды от модели системы ГЕ-2.

Величина мощности водяной модели СПОТ не отклонялась более чем на 5 % от зависимости изменения мощности модели СПОТ от давления пара в модели ПГ.



Рис. 4. Схема направления потоков воды и водяного пара в модели реактора, при моделировании аварии с разрывом «холодной» нитки ГЦК



Рис. 5. Изменение конденсационной мощности модели ПГ стенда ГЕ-2М в эксперименте №1 (начальный и основной этапы – усредненное значение)



Рис. 6. Изменение давлений в модели 30, сред первого контура на входе в модель ПГ и второго контура на выходе из ПГ в эксперименте №1

Отсутствие пульсаций давления в парогенераторе P<sub>3</sub>, а также в значении мощности модели теплообменника СПОТ позволяет сделать вывод об устойчивости циркуляции среды в контуре ПГ-СПОТ-ПГ и отсутствии как низкочастотных, так и высокочастотных колебаний в контуре модель ПГ-модель СПОТ на протяжении всего эксперимента.

Контроль за показаниями термопар, установленных в имитаторе щели, позволил определить интервалы поступления парогазовой смеси из модели ЗО в модель РУ. Их длительность была незначительна и обусловлена проведением технологических операций на стенде.

Расход воды на конденсатор расположенный в модели ЗО изменялся в эксперименте в диапазоне 0,25–1,25 кг/с. Расход через теплообменники увеличивался при уменьшении расхода воды на ГЕ-2(так как уменьшение расхода воды через трубопроводы приводило к росту давления в модели ЗО, за счет снижения конденсации пара на трубопроводах). Кроме того, в заключительной стадии эксперимента величина расхода уменьшалась для поддержания необходимого темпа снижения давления в модели ЗО. В результате, мощность теплообменника-конденсатора, размещенного в модели ЗО, изменялась в эксперименте в диапазоне 65–172 кВт.

В эксперименте № 2 проводилось моделирование аварии с гильотинным разрывом ГЦТ на выходе («горячая» нитка) из реактора. На рис. 7 изображены процессы, имевшие место в модели рабочего участка в данном эксперименте.



Пар от ТЭЦ Рис. 7. Схема направления потоков воды и водяного пара в модели реактора,

при моделировании аварии с разрывом «горячей» нитки ГЦК

На рисунках 8 и 9 представлены основные результаты эксперимента № 2. Из рисунков видно, что конденсационная мощность модели парогенератора в эксперименте снизилась со 141 до 98 кВт (к моменту прекращения отвода ПГС из холодного коллектора модели ПГ).

Давление в защитной оболочке P<sub>2</sub> в эксперименте снизилось с максимальной величины 0,401 до 0,215 МПа к моменту прекращения подачи воды от модели системы ГЕ-2.

Величина мощности водяной модели СПОТ не отклонялась более чем на 5 % от зависимости изменения мощности модели СПОТ от давления пара в модели ПГ.

В эксперименте № 2 поступление воздуха из модели ЗО в модель РУ наблюдалось уже на стадии выхода на стационарный режим. Контроль за показаниями термопар, установленных в имитаторе щели, показал большую амплитуду колебаний, по сравнению с экспериментом № 1, что может служить подтверждением поступления воздуха из модели ЗО в модель РУ. Очевидных снижений показаний термопар, установленных в модели разрыва, как в эксперименте № 1, в данном опыте не наблюдалось.



Рис. 8. Изменение конденсационной мощности модели ПГ стенда ГЕ-2М в эксперименте № 2 (начальный и основной этапы - усредненное значение)



Рис. 9. Изменение давлений в модели 30, сред первого контура на входе в модель ПГ и второго контура на выходе из ПГ в эксперименте №2

Расход воды на конденсатор расположенный в модели ЗО изменялся в эксперименте в диапазоне 0,57–1,42 кг/с. Так же, как и в эксперименте № 1 расход через теплообменники увеличивался при уменьшении расхода воды на ГЕ-2 (так как уменьшение расхода воды через трубопроводы приводило к росту давления в модели ЗО, за счет снижения конденсации пара на трубопроводах). Кроме того, в заключительной стадии эксперимента величина расхода уменьшалась для поддержания необходимого темпа снижения давления в модели ЗО, изменялась в эксперименте мощность теплообменника-конденсатора, размещенного в модели ЗО, изменялась в эксперименте в диапазоне 112–234 кВт.

#### Заключение

На стенде ГЕ-2М были проведены эксперименты, в которых моделировались аварии с гильотинным разрывом ГЦТ на входе и выходе из реактора, сопровождающихся отказом активных систем безопасности.

В результате моделирования аварийного процесса длительностью 24 часа установлено, что в эксперименте с разрывом «холодной» нитки конденсационная мощность модели ПГ снизилась на ~27 %. В опыте с моделированием разрыва «горячей» нитки конденсационная мощность модели парогенератора снизилась к концу эксперимента на ~30 % относительно мощности на начало возникновения конденсационного режима в ПГ. Снижение конденсационной

мощности парогенератора обусловлено наличием газов в паре, генерируемом в реакторе, а также поступлением паровоздушной смеси из модели защитной оболочки в РУ в процессе массообмена между РУ и ЗО в течение 24 часов запроектной аварии.

Полученные на стенде ГЕ-2М с моделями парогенератора, реактора и защитной оболочки результаты позволили обосновать эффективность совместной работы гидроемкостей второй ступени и системы пассивного отвода тепла с учетом влияния массообменных процессов между реакторной установкой и защитной оболочкой применительно к 6-му блоку Нововоронежской АЭС. Кроме того, экспериментальные данные использованы для дополнительной верификации расчетных программ, моделирующих взаимно связанные теплогидравлические процессы в реакторной установке и защитной оболочке при запроектных авариях с течами из РУ.

#### Список литературы

- Беркович В.М., Копытов И.И., Таранов Г.С. и др. Особенности проекта АЭС нового поколения с реактором ВВЭР-1000 повышенной безопасности / Теплоэнергетика. – 2005. – № 1. – С. 9–15.
- Experimental investigation of non-condensable gases effect on Novovoronezh NPP-2 steam generator condensation power under the condition of passive safety systems operation / I.I. Kopytov, S.G. Kalyakin, V.M. Berkovich, A.V. Morozov, O.V. Remizov // Proceedings of the 17th International Conference on Nuclear Engineering 2009 – ICONE17 – Brussels – 2009. – pp. 735–743.
- 3. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное обоснование проектных функций дополнительной системы пассивного залива активной зоны реактора ВВЭР // Теплоэнергетика. 2012. № 5. С. 22–27.
- 4. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное исследование работы модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме // Теплоэнергетика. 2012. № 5. С. 16–21.

# Влияние капельного уноса борной кислоты на ее накопление в активной зоне при аварийных режимах АЭС с ВВЭР

Морозов А.В., Сорокин А.П., Рагулин С.В., Питык А.В., Сахипгареев А.Р., Сошкина А.С., Шлёпкин А.С. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

При возникновении аварийной ситуации с разрывом главного циркуляционного трубопровода (ГЦТ) функционирование пассивных систем безопасности (ПСБ) обеспечивает охлаждение активной зоны (АЗ) реактора за счет подачи в нее раствора борной кислоты с концентрацией 16 г/кг из гидроёмкостей системы пассивного залива АЗ. Согласно концепции обеспечения безопасности проекта ВВЭР-ТОИ, использование гидроемкостей третьей ступени (ГЕ-3) должно обеспечить поддержание уровня теплоносителя в активной зоне реактора при запроектных авариях с течами первого контура и отказом активных систем безопасности после исчерпания запаса борного раствора в ГЕ-2 в течение дополнительных 48 часов с начала аварии. Учитывая длительность процесса, кипение теплоносителя и малое содержание борной кислоты в паровой фазе, можно говорить о возможности накопления и последующей кристаллизации борной кислоты на элементах внутрикорпусных устройств. Данные процессы могут привести к значительному ухудшению теплоотвода, вплоть до блокировки проходного сечения, следствием которой будет уменьшение (в крайних случаях полное прекращение) подачи теплоносителя в активную зону. Вынос борной кислоты из активной зоны с паром или за счет капельного уноса может существенно снизить риск ее кристаллизации. Следовательно, исследование процессов уноса борной кислоты из активной зоны имеет важное прикладное значение для расчетов аварийных процессов на АЭС с реакторами ВВЭР нового поколения, оснащенными пассивными системами безопасности.

Для того, чтобы оценить вероятность кристаллизации борной кислоты в активной зоне реактора, необходимо провести анализ процессов ее массопереноса при возникновении аварийной ситуации (рис. 1).



Рис. 1. Массоперенос борной кислоты в РУ ВВЭР-ТОИ при запроектных авариях с разрывом главного циркуляционного контура

#### Процессы массопереноса растворов борной кислоты в РУ ВВЭР

При разрыве главного циркуляционного трубопровода происходит последовательное срабатывание ГЕ-1, ГЕ-2 и ГЕ-3, обеспечивающих подачу борной кислоты в АЗ реактора. Кроме раствора борной кислоты, поступившей от гидроаккумуляторов ПСБ в реактор, примерно через 1,5 ч после начала аварии начинается поступление в АЗ конденсата при температуре насыщения в первом контуре из парогенераторов трёх неаварийных петель, вследствие работы систем пассивного отвода тепла. Соответственно, можно говорить о двух возможных путях массопереноса борной кислоты. В первом случае (рис. 1. I), если расход раствора борной кислоты, поступающей в опускной участок за счет работы систем ГЕ-2 и ГЕ-3, оказывается достаточным для обеспечения естественной конвекции, то происходит перемешивание раствора, как с потоками поступившего конденсата, так и с раствором борной кислоты, скопившейся в нижней части реактора. В дальнейшем происходит вынос части борной кислоты в течь. Во втором случае, перемешивания потоков конденсата и раствора борной кислоты, поступившей от ГЕ-2 и ГЕ-3, не происходит. Тогда вследствие более высокой плотности раствор борной кислоты опускается в нижнюю часть активной зоны. Выше этого слоя происходит накопление конденсата с малой концентрацией кислоты. В дальнейшем излишки конденсата выносятся в течь. Таким образом, создаются условия для увеличения концентрации борной кислоты в нижней части активной зоны и достижения условий ее кристаллизации (рис. 1. II).

Для оценки возможности этого процесса в активной зоне BBЭP был проведен расчет накопления борной кислоты в реакторе в аварийном режиме.

## Расчет накопления борной кислоты в активной зоне реактора ВВЭР при аварийном процессе

При расчете был сделан ряд допущений, необходимость которых обусловлена либо сложностью процессов, происходящих в контуре, либо недостаточностью данных по свойствам водных растворов борной кислоты:

1) При вычислениях в системе выделялись два объема: объем активной зоны (АЗ) и объем напорной камеры реактора (НКР).

- 2) Свойства растворов борной кислоты в АЗ и НКР одинаковы по всему объему.
- 3) Уровень раствора борной кислоты стоит по высоте разорванного патрубка ГЦТ.
- 4) Плотность раствора борной кислоты не зависит ее концентрации.
- 5) В реакторе испаряется чистый пар без паров борной кислоты.

6) Посредством капельного уноса раствор борной кислоты выносится из АЗ в НКР и не поступает в парогенераторы, работающие в конденсационном режиме.

7) Вся вода, поступающая в АЗ и НКР, находится при температуре насыщения.

8) Давление в системе принималось постоянным и равным 0,3 МПа в течение всего аварийного процесса.

9) Вся борная кислота, изначально находившаяся в первом контуре, а также поступившая в реактор из гидроаккумуляторов системы ГЕ-1 в течение первых минут после начала аварии, выносится в защитную оболочку.

При расчете было принято, что номинальная мощность реактора составляет  $3,2 \cdot 10^9$  Вт. Изменение остаточного тепловыделения ( $N_{A3}$ ) в активной зоне реактора после его остановки представлено в табл. 1.

Таблица 1

		, ,				
Время, с	100	1000	$10.10^{3}$	$28,8 \cdot 10^3$	$37,8 \cdot 10^3$	$50.10^{3}$
Остаточное тепловыделение, отн. ед.	0,0331	0,0206	0,0105	0,0077	0,0072	0,0067
Время, с	$100 \cdot 10^{3}$	129,6·10 <sup>3</sup>	$500 \cdot 10^{3}$	1,469.106	$2,16 \cdot 10^{6}$	
Остаточное тепловыделение, отн. ед.	0,0055	0,0053	0,0033	0,0022	0,0018	

#### Остаточное тепловыделение в активной зоне ВВЭР

Начальными данными для проведения расчетов служили параметры систем гидроемкостей пассивного залива ГЕ-2 и ГЕ-3 (табл. 2).

Таблица 2

Папаметрь	л систем	гилроемкостей	пассивного	зяливя	<b>A3 BBЭР</b>
mapamerpu	a cherem	пдросыкостен	naccubiioio	Jampa	IS DDSI

Поромотр	Значение					
Параметр		ГЕ-3				
Общий объём воды, м <sup>3</sup>		720				
Концентрация борной кислоты, г/дм <sup>3</sup>		16 (8)				
Масса поступившей борной кислоты в реактор, т		11,52				
Длительность ступени, с	100– 5430	5431– 10860	10861– 29000	29001– 86400	86401– 259200	
Расход раствора борной кислоты от одного канала, кг/с	10,0	5,0	3,3	1,6	1,6	

Значения, характеризующие изменение конденсационной мощности парогенераторов, были получены из результатов экспериментальных исследований на крупномасштабном стенде в ГНЦ РФ – ФЭИ [1].

$$N_{\text{CHOT}} = \begin{cases} 144, 8-5, 885 \cdot 10^{-4} \tau + 3, 499 \cdot \tau^2 & \text{при} \quad \tau < 86400 \\ -131, 25 + \frac{7, 619 \cdot 10^{-4}}{\sqrt{\tau}} & \text{при} \quad \tau > 86400 \end{cases}$$
(1)

где *N*<sub>СПОТ</sub> – конденсационная мощность парогенератора, т – время.

По мере нагревания воды в активной зоне до температуры насыщения  $t_s$ , энергия остаточного тепловыделения будет расходоваться на подогрев раствора, поступающего в A3 из НКР и на ее испарение:

$$N_{\rm A3} = G_N r + G_{12} (r + h' - h_{\rm HKP}), \tag{2}$$

где  $G_N$  – расход выпара;  $G_{12}$  – расход перетока раствора борной кислоты из НКР в АЗ, r – удельная теплота парообразования, h' – энтальпия воды при температуре насыщения,  $h_{\text{НКР}}$  – энтальпия раствора борной кислоты в НКР.

Массовый расход борной кислоты, выходящий из АЗ за счет процессов капельного уноса прямо пропорционален массовому расходу пара:

$$G_{\rm Re} = k_{\rm Re} G_N,\tag{3}$$

где  $G_{\text{Re}}$  – массовый расход капельного уноса борной кислоты из АЗ и НКР,  $k_{\text{Re}}$  – доля влаги, уносимой с паром (отношение массы капель к массе сухого пара).

Выходящая из объема активной зоны пароводяная смесь, содержащая пар и капли раствора борной кислоты, замещается раствором борной кислоты, поступающим из НКР:

$$G_{12} = G_N + G_{\text{Re.}} \tag{4}$$

На основании этого можно записать изменение массы борной кислоты в объеме A3 за интервал времени  $\Delta \tau$ :

$$\Delta m_{\rm A3}^{\rm B} = \left(G_{12}C_{\rm HKP} - G_{\rm Re}C_{\rm A3}\right)\Delta\tau,\tag{5}$$

где C<sub>НКР</sub> – концентрация раствора борной кислоты в НКР, C<sub>АЗ</sub> – концентрация раствора борной кислоты в АЗ.

Как было отмечено выше, раствор борной кислоты из НКР будет перетекать в объем АЗ, как в сообщающийся сосуд с расходом  $G_{12}$ , а излишки раствора, находящегося в объеме активной зоны реактора, будут переливаться через разорванный ГЦТ в объем гермооболочки. На основании этого можно определить массу раствора, вылившейся в объем гермооболочки за время

 $\Delta \tau$  и изменение массы борной кислоты в объеме НКР ( $\Delta m_{A3}^B$ ) за тот же временной интервал:

$$G_{\Gamma O} = G_{\Gamma E} + G_{C\Pi OT} + G_{Re} - G_N, \tag{6}$$

$$\Delta m_{\rm HKP}^{\rm B} = \left(G_{\rm \Gamma E}C_{\rm \Gamma E} + -G_{\rm Re}C_{\rm A3} - G_{\rm 12}C_{\rm HKP} - G_{\rm \Gamma O}C_{\rm HKP}\right)\Delta\tau.$$
(7)

Для определения расхода выпара с учетом (3) и (4) получим выражение для расчета остаточного энерговыделения:

$$N_{\rm A3} = G_N \left[ \left( h'' - h_{\rm HKP} \right) + k_{\rm Re} \left( h' - h_{\rm HKP} \right) \right],\tag{8}$$

где *h*" – энтальпия сухого пара при температуре насыщения.

Отсюда расход выпара равен:

$$G_N = \frac{N_{\rm A3}}{(h'' - h_{\rm HKP}) + k_{\rm Re}(h' - h_{\rm HKP})},$$
(9)

Изменение концентрации борной кислоты в активной зоне ( $\Delta C_{A3}$ ) и напорной камере реактора ( $\Delta C_{HKP}$ ) за интервал времени  $\Delta \tau$  составит соответственно:

• •

$$\Delta C_{\rm A3} = \frac{\Delta m_{\rm A3}^{\rm B}}{m_{\rm A3}},\tag{10}$$

$$\Delta C_{\rm HKP} = \frac{\Delta m_{\rm HKP}^{\rm B}}{m_{\rm HKP}}.$$
(11)

Изменение энтальпии раствора в НКР ( $\Delta h_{HKP}$ ) будет равно отношению суммарной энтальпии потоков, входящих в НКР, к сумме массы раствора борной кислоты, уже находящейся в НКР, и массы потоков, поступающих в данный объем за единицу времени. Как было отмечено выше, в объем НКР поступает раствор борной кислоты от систем гидроемкостей и из активной зоны путем капельного уноса. Помимо этого, необходимо учитывать поступление потоков конденсата, имеющего температуру насыщения, от парогенераторов трех неаварийных петель.

$$\Delta h_{\rm HKP} = \frac{\left(G_{\Gamma E}h_{\Gamma E} + G_{\rm CHOT}h' + G_{\rm Re}h_{\rm A3}\right)\Delta\tau}{m_{\rm PKP} + \left(G_{\Gamma E} + G_{\rm CHOT} + G_{\rm Re}\right)\Delta\tau},\tag{12}$$

где  $G_{\Gamma E}$  – расход раствора борной кислоты от  $\Gamma E$ ,  $h_{\Gamma E}$  – энтальпия раствора борной кислоты в  $\Gamma E$ ,  $G_{\Gamma \Pi OT}$  – расход конденсата от парогенераторов,  $h_{A3}$  – энтальпия раствора борной кислоты в HKP,  $m_{HKP}$  – масса воды в HKP.

#### Результаты расчета

Известны два пути перехода веществ из воды в пар: унос с паром капельной влаги вместе с растворенным веществом и переход веществ из воды в пар вследствие растворяющей способности пара. При проведении расчета учитывался только капельный унос борной кислоты.

Как известно, капельный унос растворенного вещества зависит от влажности пара. В случае аварии с разрывом ГЦК реактор переходит на работу в аварийном испарительном режиме, при этом влажность пара на выходе из АЗ может быть достаточно велика. В данном расчете рассматривались процессы накопления борной кислоты в случае, если влажность пара на выходе из Раскотора в случае, если влажность пара на выходе из АЗ может быть достаточно велика. В данном расчете рассматривались процессы накопления борной кислоты в случае, если влажность пара на выходе из реактора равна 0 (консервативный вариант), 0,2 и 2 %. Результаты расчета изменения концентрации раствора борной кислоты в АЗ реактора в зависимости от величины капельного уноса представлены на рис. 2. Как видно из графика, величина капельного уноса может сыграть существенную роль в процессе накопления борной кислоты. В случае если капельный унос отсутствует, максимальная концентрация борной кислоты в АЗ составит ~ 1820 г/кг, при 0,2 % – ~ 1700 г/кг, если же величина капельного уноса составляет 2 %, то в конце 72 часов концентрация Н<sub>3</sub>вО<sub>3</sub> будет равна ~ 1060 г/кг. В качестве возможного решения проблемы кристаллизации борной кислоты рассматривается уменьшение ее концентрации до 8 г/кг в системе ГЕ-3. Данный вариант также был принят во внимание при проведении данного расчета. С учетом 2 %-го капельного уноса концентрация борной кислоты в активной зоне в этом случае составит 540 г/кг.

Отметим, что имеющиеся зависимости для расчета капельного уноса борной кислоты, используемые в настоящее время, носят общий характер и не соответствуют параметрам среды в аварийном режиме в активной зоне ВВЭР.

Из всего вышеизложенного следует необходимость проведения экспериментальных работ по исследованию капельного уноса борной кислоты из реактора ВВЭР, работающего в аварийном кипящем режиме.


Рис. 2. Изменение концентрации раствора борной кислоты в АЗ реактора в зависимости от величины капельного уноса

#### Экспериментальная установка для исследования процессов капельного уноса

Исходя из этого были сформулированы требования к экспериментальной установке для исследования величины капельного уноса борной кислоты:

– эксперименты должны проводиться при параметрах (давление, температура), соответствующих аварийному процессу в РУ;

высота подъемного участка для пароводяного потока от зеркала испарения до выходного трубопровода в модели и реакторе должна быть одинакова;

– рабочий участок должен иметь достаточно большой масштаб для корректного моделирования процессов кипения и барботажа;

– удельные величины паровой нагрузки зеркала испарения и парового объема в рабочем участке и в реакторе должны быть равны;

– концентрация борной кислоты в растворе на экспериментальном стенде должна находиться в диапазоне, соответствующем натурной РУ, работающей в аварийном режиме.

Измерение количества капельной жидкости, уносимой паром с зеркала испарения, может производиться: по изменению энтальпии потока, сепарационным методом, дросселированием пробы пара, подогревом влажного пара до его перегрева, электрическим методом и другими способами. Однако все они могут применяться только при высокой влажности пара и дают большую погрешность измерения незначительной величины ω. В связи с этим, в нашем случае наиболее представительным является метод отбора пробы из потока или объема и последующее определение концентрации выпариваемого соединения (раствора борной кислоты) в пробе.

Важным является определение точки отбора пробы. Наиболее представительной, в большинстве случаев, является проба, отбираемая из нисходящего потока.

При данном методе величина уноса может определяться также по снижению концентрации борной кислоты в кипящей воде за фиксированное время эксперимента, что позволяет повысить чувствительность метода за счет увеличения длительности опыта.

Проведение экспериментальных исследований возможно на крупномасштабном стенде в ГНЦ РФ – ФЭИ. В состав стенда входит барботажная модель реактора ВВЭР, выполненная в масштабе 1:144 с сохранением натурных высотных отметок. Таким образом, рабочий участок соответствует описанным ранее требованиям к оборудованию для проведения исследования капельного уноса. Эксперименты предполагается проводить путем подачи растворов борной кислоты с различной концентрацией и последующим их выпариванием с определением величины капельного уноса при параметрах, соответствующих реальной РУ, работающей в аварийном режиме. Принципиальная схема установки для проведения исследований представлена на рис. 3.



Рис. 3. Принципиальная схема стенда: 1 – защитная оболочка, 2 – рабочий участок, 3 – теплообменник, 4 – бак с раствором борной кислоты, 5 – конденсатор системы отбора проб

Эксперименты планируется проводить в диапазонах концентраций борной кислоты, определенных по результатам расчетного анализа, представленных выше.

Как было сказано ранее, возможны два варианта вывода борной кислоты из активной зоны вместе с паром: посредствам капельного уноса и вследствие растворяющей способности пара. Следовательно, для оценки вклада каждого из этих двух путей вывода борной кислоты эксперименты планируется проводить в два этапа, что позволяет оценить из активной зоны. На первом этапе опыты выполняются с имеющимся выходным участком паропровода из модели РУ с циклонным сепаратором и подъемным участком высотой 1,5 м, что позволяет обеспечить вывод бора из раствора только за счет уноса растворенного вещества вследствие растворяющей способности пара.

На втором этапе эксперименты проводятся с новым выходным участком паропровода из модели РУ (без подъемного участка и циклонного сепаратора). В этих опытах вывод борной кислоты осуществляется как за счет растворимости в пару, так и за счет капельного уноса.

Результатом проведенных исследований должно быть получение эмпирических зависимостей уноса растворенной борной кислоты в зависимости от параметров пара (давление, расход) и начальной концентрации борной кислоты.

Данная информация послужит основой для расчетного обоснования процессов длительного (до 72 часов) охлаждения активной зоны РУ ВВЭР за счет пассивных систем.

На основе полученных экспериментальных результатов может быть получено подтверждение возможности повышения концентрации борной кислоты в гидроемкостях пассивного залива активной зоны РУ ВВЭР-ТОИ, что повысит общую обоснованность безопасности данного проекта АЭС.

#### Заключение

При проведении данного расчетного анализа были получены результаты, указывающие на возможность превышения предельной концентрации борной кислоты при аварийном процессе АЭС с ВВЭР. Достижение предела растворимости приведет к кристаллизации борной кислоты в нижней части активной зоны, что, в свою очередь, послужит причиной ухудшения теплоотвода при аварийном процессе и возможного расплавления АЗ. Риск кристаллизации может быть снижен за счет наличия процессов капельного уноса борной кислоты из активной зоны. Доказательством этому служат полученные при расчете значения максимальной концентрации H<sub>3</sub>BO<sub>3</sub>, зависящие от величины влажности пара. Таким образом, показано положительное влияние капельного уноса на процессы накопления и кристаллизации борной кислоты. Дальнейшее изучение данных процессов планируется в рамках проведения экспериментальных исследований на крупномасштабном стенде в ГНЦ РФ – ФЭИ.

Выполнение работ по теме обоснования отсутствия блокировки активной зоны вследствие кристаллизации бора требуется для подтверждения технико-экономических показателей АЭС с ВВЭР-ТОИ, обоснования ее безопасности, а также для получения лицензии на эксплуатацию энергоблока. Полученные в ходе экспериментальных исследований результаты позволят модернизировать и верифицировать расчетные коды. Кроме того, по результатам работы могут быть откорректированы проектные материалы, с целью предотвращения блокировки активной зоны вследствие кристаллизации борной кислоты при запроектных авариях.

#### Список литературы

 Морозов А.В., Калякин Д.С., Шлепкин А.С., Сахипгареев А.Р., Рагулин С.В., Мальцев М.Б., Таранов Г.С., Желтоухов А.В. Экспериментальное исследование совместной работы пассивных систем безопасности Нововоронежской АЭС-2 на крупномасштабном стенде «РУ-ЗО» / Сборник тезисов Х международной научно-технической конференции «Безопасность, эффективность и экономика атомной энергетики». – М.: ВНИИАЭС, 2016. – С. 206–207.

### Экспериментальное исследование тепломассообменных процессов, происходящих в модели парогенератора ВВЭР при работе пассивных систем безопасности

Морозов А.В., Шлёпкин А.С.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Авария на АЭС «Фукусима» (Япония) показала, что главным пробелом концепции безопасности предыдущих поколений реакторов является зависимость систем безопасности от подачи электроэнергии. Поэтому, для повышения надежности АЭС нового поколения необходимо включение в их проекты пассивных систем безопасности (ПСБ), способных обеспечить отвод остаточных тепловыделений от активной зоны реактора в случае аварии с потерей всех источников электроснабжения.

В самой современной российской реакторной установке (РУ) ВВЭР-1200, сооруженной на площадке НВ АЭС, такими системами являются система пассивного залива активной зоны из гидроёмкостей второй ступени (ГЕ-2) и система пассивного отвода тепла (СПОТ) [1]. Размещение ПСБ относительно основного оборудования АЭС изображено на рис. 1.



Рис. 1. Схема пассивных систем охлаждения АЗ реактора ВВЭР: ГЕ-1, ГЕ-2 – системы пассивного залива АЗ из гидроемкостей 1-й и 2-й ступеней; СПОТ – система пассивного отвода тепла

При авариях с разрывом главного циркуляционного трубопровода (ГЦТ) система пассивного отвода тепла обеспечивает перевод горизонтальных парогенераторов на работу в режиме конденсации пара первого контура, поступающего в трубчатку ПГ из активной зоны, тем самым обеспечивая подпитку активной зоны [2].

В результате конденсации в трубчатке ПГ пара первого контура происходит нагрев воды второго контура до температуры насыщения с получением пара. За счёт естественной циркуляции в паро-конденсатном тракте СПОТ пар поступает в воздушные теплообменники, установленные на наружной поверхности защитной оболочки. Пар конденсируется, отдавая тепло окружающему воздуху, а конденсат поступает обратно в межтрубное пространство ПГ.

Время работы системы пассивного отвода тепла не является бесконечным и ограничивается снижением конденсационной мощности парогенератора, вызванным накоплением в трубном пучке ПГ неконденсирующихся газов, поступающих из реактора и сосудов гидроемкостей первой ступени [3]. Ряд факторов способствует поддержанию конденсационной мощности ПГ. Во-первых, это отвод парогазовой смеси (ПГС) из холодного коллектора парогенератора в объем сосудов ГЕ-2, по мере их опустошения [4, 5]. Во-вторых, в самом парогенераторе имеют место процессы, способствующие поддержанию работы ПГ в конденсационном режиме.

Исследование тепломассообменных процессов, происходящих в модели парогенератора ВВЭР при работе пассивных систем безопасности, было проведено на стенде «ГЕ2М-ПГ», сооруженном в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ».

#### Экспериментальная установка «ГЕ2М-ПГ»

Стенд «ГЕ2М-ПГ» является крупномасштабной экспериментальной установкой, предназначенной для исследования работоспособности пассивных систем безопасности, входящих в проект реактора ВВЭР нового поколения [6].

В состав стенда входят: модель парогенератора реактора ВВЭР, бак-аккумулятор пара с системой подачи пара от ТЭЦ, модель теплообменника СПОТ, охлаждаемый технической водой. Основное оборудование стенда связано между собой трубопроводами и оснащено запорно-отсечной арматурой. Высотные отметки размещения оборудования соответствуют проектным. К числу вспомогательного оборудования относятся: система поддержания давления, двухканальная система подачи неконденсирующихся газов, система отвод парогазовой смеси и система сбора конденсата из горячего и холодного коллекторов модели парогенератора. На рис. 2 показано основное и вспомогательное оборудование стенда «ГЕ2М-ПГ», его компоновку и связывающие его трубопроводы.

Контрольно-измерительные приборы, установленные на стенде, позволяют при проведении опытов регистрировать такие параметры установки, как давление, температура, расход пара и технической воды. Основными измеряемыми величинами являются расход пара на модель ПГ, а также разница давления и температур сред в первом и втором контурах.



Рис. 2. Принципиальная технологическая схема стенда «ГЕ2М-ПГ»: 1 – система поддержания давления контура; 2 – система подачи неконденсирующихся газов; 3 – система отвода парогазовой смеси; 4 – система сбора конденсата

С помощью датчика дифференциального давления Метран-100 ДД измерялся перепад давления между контурами стенда, а с помощью дифференциальной термопары – температурный напор между средами первого (на входе в трубчатку) и второго (на выходе из объёма межтрубного пространства) контуров. Кроме того, регистрировались давления и температуры по первому и второму контурам в нескольких точках, уровни жидкости в основных элементах стенда, а также параметры технической воды (подогрев и расход). Модель парогенератора была оснащена более чем 100 кабельными термопарами с диаметром 1,0 мм, позволяющими контролировать параметры сред первого и второго контуров стенда.

Регистрация давления по контурам стенда выполнялась с помощью пьезорезисторных датчиков избыточного давления Метран-100-ДИ (класс точности 0,1). Измерение уровней воды на стенде производилось гидростатическим методом с помощью датчиков разности давлений Метран-100-ДД (класс точности 0,1). Расход технической воды через модель СПОТ контролировался с помощью электромагнитного расходомера МЕТРАН-370 (погрешность 0,5 %). Измерение расхода пара на входе в модель ПГ осуществлялось с помощью вихревого счетчика пара Метран-332 (погрешность 1,5 %). Частота опроса измерительных каналов системы сбора составляла один опрос в секунду.

#### Методика проведения экспериментов

Задача исследования состоит в экспериментах по изучению процессов конденсации пара в модели ПГ в присутствии неконденсирующегося газа. Опыты проводились в две серии, с наличием отвода парогазовой смеси из холодного парогенератора и с её отсутствием.

Эксперименты по исследованию работы модели ПГ в конденсационном режиме проводились при рабочем давлении первого контура 0,3–0,37 МПа, которое соответствует давлению в реакторной установке в случае запроектной аварии с разрывом ГЦТ. Величина конденсационной мощности выбиралась исходя из расчетной характеристики теплообменника СПОТ при заданном давлении с учетом масштабного коэффициента стенда. Таким образом, диапазон изменения мощности в экспериментах составляет 50–200 кВт [7].

Эксперименты на крупномасштабном стенде ГЕ2М-ПГ выполняются по следующей методике. В начале эксперимента проводится последовательный прогрев паром бака Б3, модели ПГ, теплообменника имитатора СПОТ, а также трубопроводов, образующих первый и второй контуры стенда. Прогрев стенда происходит до установления в контурах стенда стационарных параметров среды: давление первого контура равно давлению подаваемого на стенд пару, и его значение должно быть больше чем давление второго контура, температура первого контура равна температуре насыщения пара. Равномерное тепловое поле по высоте объёма котловой воды ПГ и стабильность давлений в 1 и 2 контурах стенда служит определяющим показателем прогрева стенда. Одновременно, с целью недопущения наличия в контурах паровоздушной смеси, открытием соответствующих продувочных вентилей, обеспечивается отвод воздуха из трубопроводов и основного оборудования стенда. После чего, с помощью арматуры на контуре технической воды устанавливается необходимые значения конденсационной мощности ПГ и давления среды в 1 и 2 контурах стенда.

Далее сценарии для каждой серии опытов различаются. Эксперименты первой серии, с отводом парогазовой смеси, выполняются методом стационарных состояний [8]. Первый режим представляет собой процесс работы парогенератора на «чистом» паре без неконденсирующихся газов. После окончания состояния № 1 в первый контур стенда начинается подача неконденсирующегося газа с заданной концентрацией, а также отвод парогазовой смеси из холодного коллектора ПГ. Попадание неконденсирующихся газов в трубчатку парогенератора приводит к ухудшению теплообмена и снижению конденсационной мощности модели ПГ что, в свою очередь приводит к снижению давления пара во втором контуре и росту перепада давлений (температур) между 1 и 2 контурами стенда. Вследствие этого, мощность парогенератора стабилизируется, и стенд переходит в состояние № 2. Мощность стенда на этом этапе поддерживается за счет увеличения температурного напора и отвода парогазовой смеси из холодного коллектора ПГ.

Далее для снижения перепада температуры между контурами производится изменение давления во втором контуре. Регулировка давления производилась путём изменения расхода воды через модель теплообменника СПОТ. После достижения значения температурного напора между первым и вторым контурами близкого к первоначальному, полученному в режиме № 1,

технологические операции с арматурой прекращается. Стенд выдерживался при установившихся параметрах определённое время, после которого переходит в режим № 3. В этом состоянии мощность парогенератора поддерживается только отводом ПГС.

Для достижения режима № 4 необходимо добиться первоначальной конденсационной мощности парогенератора. Для этого путем увеличения расхода технической воды через модель теплообменника СПОТ происходит снижение давления во втором контуре, в результате чего отмечается рост перепада давления (температур) между контурами, до величины, которая обеспечивает получение первоначальной конденсационной мощности. После достижения необходимого расхода пара производится контроль над перепадами давления и температуры между контурами и величиной теплового баланса. Стенд переходит в новое состояния. После достижения стендом этого состояния и необходимой выдержки эксперимент прекращается.

Во второй серии опытов работа модели ПГ в режиме конденсации «чистого» пара не осуществляется. Сразу после начала эксперимента на вход модели ПГ начинается подача неконденсирующегося газа с заданной концентрацией. После этого снимаются показания контрольно-измерительных приборов, установленных на стенде. Опыт заканчивается после достижения значения конденсационной мощности 20 % от начальной.

Концентрация неконденсирующегося газа на входе в модель ПГ определяется исходя из расчетных данных по газогенерации в первом контуре реальной АЭС в случае запроектной аварии.

Расход отвод парогазовой смеси соответствует расходной характеристике сдувки парогазовой смеси из холодного коллектора ПГ, с учетом масштаба стенда. Расход ПГС в объем гидроёмкостей второй ступени определяется ступенчатой расходной характеристикой системы ГЕ-2.

#### Результаты экспериментальных исследований

В ходе первой серии опытов на установке был проведен ряд экспериментов, отличающихся концентрациями неконденсирующихся газов и расходом отвода парогазовой смеси из холодного коллектора ПГ. Величина оттока в опытах определяется как расход системы ГЕ-2 с учётом масштабного фактора 1:48. Концентрация неконденсирующихся газов определяется с помощью расчетов суточного аварийного процесса, проведенного в ОКБ «Гидропресс». При расчете концентраций производится замена водорода гелием, а кислорода азотом при сохранении мольного отношения газов. Основные исходные параметры опытов приведены в таблице 1.

Таблица 1

№ опыта	Отток ПГС из ПГ, л/с	$C_{ m N2}$ , г/кг пара	<i>С</i> <sub>не</sub> , г/кг пара
1	0,208	0,435	0,03
2	0,104	0,076	0,01
3	0,069	0,046	0,008
4	0,033	0,046	0,008

#### Основные исходные параметры опытов

Рассчитать аналитическим путём влияние газов на теплопередачу между контурами при двойном фазовом переходе и конденсации пара в горизонтальном многорядном трубном пучке довольно сложно. Поэтому, в целях изучения процессов теплопередачи исследуется изменение в экспериментах  $\Delta T$  – температурного перепада между средами первого и второго контуров. Данный показатель выбирается для анализа исходя из следующих соображений. В результате накопления неконденсирующихся газов уменьшается коэффициент теплоотдачи, тем самым вызывая снижение расхода пара в трубчатку парогенератора, что приводит к уменьшению величины теплового потока от первого ковторому контуру. По этой причине температура второго контура снижается (за счет работы СПОТ), тем самым увеличивается температурный перепад между средами первого и второго контуров реакторной установки. Это приводит к увеличению расхода пара, поступающего в парогенератор из реактора, из чего можно сделать вывод, что уменьшение коэффициента теплоотдачи вследствие накопления неконденсирующихся газов частично компенсируется за счет увеличения  $\Delta T$  между контурами. Таким образом, чем выше значение разницы температур, тем большее влияние газовая смесь оказала на процессы теплообмена в трубном пучке ПГ.

Значение  $\Delta T$  зависит от мощности теплообменника СПОТ и количества поступивших в парогенератор неконденсирующихся газов. Таким образом, регулируя мощность СПОТ мы можем изучить влияние процессов, происходящих в парогенераторе на его конденсационную мощность. На рис. 3 представлено изменение конденсационной мощности модели парогенератора в одном из опытов.



Рис. 3. Эксперимент № 3. Изменение конденсационной мощности модели парогенератора: 1 – режим конденсации «чистого» пара; 2 – режим поддержания мощности парогенератора за счет наличия температурного напора и сдувки парогазовой смеси; 3 – режим поддержания мощности парогенератора только с помощью отвода ПГС; 4 – режим компенсации падения мощности с помощью температурного напора

Как видно из рис. 3 в ходе экспериментов было получено четыре состояния работы парогенератора в конденсационном режиме. Мощность парогенератора в режимах 1–3 для всех экспериментов отображена на рис. 4.



Рис. 4. Средняя конденсационная мощность модели парогенератора *N*<sub>кон</sub> для режимов 1-3 экспериментов № 1-4

Результаты, представленные на рис. 4, позволяют оценить влияние температурного напора между контурами на конденсационную мощность ПГ. При отсутствии влияния процессов, происходящих в парогенераторе конденсационная мощность падает до 15–17 % от номинальной, в то время как при его наличии мощность снижается не ниже 80 % от начальной. Эффективность влияния перепада температур зависит от условий работы ПГ: величины сдувки из холодного коллектора и концентрации неконденсирующихся газов на входе.

Кроме того, в ходе экспериментов определяется перепад температур между первым и вторым контурами стенда, необходимый для полной компенсации падения мощности вследствие накопления неконденсирующихся газов. На рис. 5 представлено сравнение температурного напора во время конденсации «чистого» пара и парогазовой смеси при одинаковой мощности ПГ.





Как видно из рис. 5, наибольшая разница между температурным напором во время конденсации «чистого» пара и парогазовой смеси при одинаковой мощности ПГ наблюдалась в первом опыте, а наименьшая в четвертом. Это связанно с ранее отмеченным ростом влияния процессов, происходящих в ПГ на конденсационную мощность.

Для более детального исследования процессов конденсации пара в присутствии неконденсирующихся газов и верификации расчетных кодов были проведены дополнительные эксперименты с отсутствием отвода парогазовой смеси. Кроме того, диапазон концентраций неконденсирующихся газов, поступающих в парогенератор, был расширен введением значений, характерных для момента окончания первых суток и при возможной локальной пароциркониевой реакции в активной зоне. Основные исходные параметры второй серии опытов приведены в таблице 2.

Таблица 2

№ опыта	$C_{ m N2}$ , г/кг пара	$C_{ m He}$ , г/кг пара	$C_{\mathfrak{I}}$ , г/кг пара
5	2,1	0,05	2,4
6	0,02	0,0032	0,046
7	0	0,3	2,1
8	0	1,0	7,0

Основные исходные параметры второй серии опытов

Длительность проведения экспериментов выбрана для всех опытов одинаковой – 7200 с. Только в эксперименте № 8 конденсационная мощность модели парогенератора опустилась ниже предела измерения расходомера к 4200 секунде, что привело к сокращению длительности опыта.

Одной из задач экспериментов было выяснение степени влияния накопления неконденсирующихся газов на конденсационную мощность парогенератора, а также дальнейшая оценка роли отвода ПГС на работоспособность ПГ. На рис. 6 представлено изменение конденсационной мощности модели парогенератора в одном из опытов.



Рис. 6. Эксперимент № 7. Изменение конденсационной мощности модели парогенератора

Как видно из рис. 6, в случае отсутствия сдувки газов мощность ПГ непрерывно снижается, и за 6000 секунд достигает значения ~32 % от начальной. В то же время в эксперименте № 1 с отводом ПГС, имеющем схожие значения концентрации неконденсирующихся газов, за 14000 с мощность парогенератора не падает ниже ~93 % от начальной, что говорит о значении отвода ПГС для поддержания конденсационной мощности ПГ.

Резкое падение конденсационной мощности на первом этапе опыта связанно с замещением в объеме трубчатки ПГ чистого пара на парогазовую смесь, а также с кратковременной блокировкой неконденсирующимися газами сечения подводящего паропровода.

На рис. 7 изображена зависимость безразмерного комплекса  $\Delta T/\Delta T_0$  ( $\Delta T$  – перепад температур между контурами в нулевой момент времени, до начала подачи неконденсирующихся газов), введенного для компенсации различий начальной мощности парогенератора, от массы накопленных неконденсирующихся газов в различных экспериментах.



Рис. 7. Зависимость *∆Т*/*∆Т*<sub>0</sub> от накопленной массы неконденсирующихся газов в различных экспериментах: 5–8 – номера экспериментов

Как видно из рис. 7, при одинаковой массе газов, накопленной в трубчатке парогенератора,  $\Delta T / \Delta T_0$  имеет различные значения, причем наименьшее значение относительного перепада температур достигается в опыте № 8 с наибольшей концентрацией газов на входе в ПГ. Данный факт объясняется тем, что при уменьшении величины теплового потока от первого ко второму контуру, из-за влияния неконденсирующихся газов, снижается температура среды в межтрубном пространстве. Это приводит к уменьшению мощности СПОТ, что в свою очередь влечет за собой повышение температуры второго контура.

Таким образом, чем выше скорость накопления неконденсирующихся газов, тем больше они оказывают влияния на мощность СПОТ, и тем меньше, соответственно,  $\Delta T$  между контурами. Данная связь несет однозначно отрицательный характер с точки зрения поддержания мощности парогенератора в аварийном режиме, так как при уменьшении коэффициента теплоотдачи, вследствие накопления неконденсирующихся газов, именно разница температур между средами парогенератора является фактором, способствующим продолжительности работы ПГ.

Из выше сказанного следует, что величина температурного перепада между средами первого и второго контуров зависит как от совокупной массы накопленных неконденсирующихся газов, так и от скорости их накопления, определяемых мощностью парогенератора и концентрацией газов на входе в ПГ.

Для учета влияния скорости накопления неконденсирующихся газов был введен поправочный коэффициент  $a_1$ , равный  $(1 + (M_{_{3KB}}/t))^{-1}$ , где  $(M_{_{3KB}}/t)$  – скорость накопления неконденсирующихся газов в трубчатке ПГ. На рис. 8 изображена зависимость изменения показателя теплообмена  $\Delta T/\Delta T_0$ , умноженного на поправочный коэффициент от времени.

Из рис. 8 видно, что наибольшая скорость роста значения  $(\Delta T / \Delta T_0) \cdot a_1$  характерна для эксперимента, в котором конденсационная мощность ПГ уменьшалась наиболее быстро. И напротив, наименьшее изменение показателя теплообмена наблюдается в опыте с наилучшими условиями протекания аварийного процесса.

Из выше сказанного можно сделать вывод, что чем больше скорость роста значения  $(\Delta T/\Delta T_0) \cdot a_1$  тем менее эффективен процесс тепломассообмена в ПГ. Таким образом, с помощью показателя теплообмена, при учете поправочного коэффициента, можно качественно оценить эффективность тепломассообменных процессов, происходящих в трубчатке парогенератора.

Дальнейший анализ экспериментальных данных показал, что ( $\Delta T / \Delta T_0$ ) можно рассчитать используя зависимость следующего вида:

$$\Delta T / \Delta T_0 = 1 + a^{-1} M_t, \tag{1}$$

где a – коэффициент, учитывающий влияние скорости накопления неконденсирующихся газов на процесс конденсации пара,  $M_t$  – накопленная к моменту времени t масса неконденсирующихся газов.

В ходе дальнейшего анализа было выяснено, что коэффициент*а* имеет степенную зависимость от скорости накопления газов и может быть выражен как:

$$a = 12700 \cdot (M_t/t)^{1,44} + 535.$$
<sup>(2)</sup>



Рис. 8. Зависимость изменения показателя теплообмена  $\Delta T / \Delta T_0$ , умноженного на поправочный коэффициент от времени в различных экспериментах

Масса газов, в свою очередь, может быть определена с помощью расхода пара *G* и концентрации неконденсирующихся газов:

$$M = G \cdot c \cdot t. \tag{3}$$

Расход пара можно представить в виде:

$$G = N \cdot r, \tag{4}$$

где *N* – конденсационная мощность ПГ, *r* – теплота парообразования. Таким образом:

$$M = N \cdot c \cdot t/r. \tag{5}$$

Рассматривая зависимости (2) – (5),  $\Delta T / \Delta T_0$  можно записать как:

$$\frac{\Delta T}{\Delta T_0} = 1 + \left[ 127000 \left( \frac{N \cdot c}{r} \right)^{1,44} + 535 \right]^{-1} \left( \frac{N \cdot c}{r} \right)^{1,44}$$
(6)

На рис. 9 изображено сравнение двух зависимостей ( $\Delta T/\Delta T_0$ )· $a_1$  от времени, одна из которых получена на основании обработки экспериментальных данных опыта № 5, а другая рассчитана по формуле (6). На рис. 10 представлено сравнение экспериментальных данных с расчетными величинами в опытах № 5–8, проведенных без отвода ПГС из холодного коллектора.

Как видно из рис. 9 и 10, разница значений относительных перепадов температур, полученных расчетным и экспериментальным путем не превышает 20 %.



Рис. 9. Сравнение изменения относительных перепадов температур между контурами, полученных экспериментальным и расчетным путями в опыте № 5



Рис. 10. Сравнение изменения относительных перепадов температур между контурами, полученных экспериментальным и расчетным путями в опытах № 5–8

#### Заключение

На стенде «ГЕ2М-ПГ» были проведены две серии экспериментов по изучению работоспособности модели парогенератора ВВЭР в аварийном конденсационном режиме, с отводом ПГС из холодного коллектора и без него.

В опытах с наличием отвода парогазовой среды, было выяснена степень влияния отвода парогазовой смеси и температурного напора на конденсационную мощность модели парогенератора ВВЭР при подаче неконденсирующихся газов.

При анализе экспериментальных результатов установлено, что при изменении температурного напора между контурами, что имеет место в реальном аварийном процессе, мощность модели парогенератора не падает ниже 80 % от первоначальной. В случаи поддержания постоянного перепада температур мощность ПГ снижается до 15 %. Таким образом, изменение температурного напора между контурами является важным фактором, поддерживающим конденсационную мощность парогенератора в аварийном режиме.

Эксперименты без отвода парогазовой смеси позволили оценить степень влияния различных неконденсирующихся газов на процессы теплообмена в модели ПГ. Было установлено, что кроме непосредственного снижения коэффициента теплоотдачи, неконденсирующиеся газы также оказывают негативное влияние на мощность СПОТ. При этом, чем выше скорость накопления газов, тем сильнее уменьшается мощность системы пассивного отвода тепла.

Для учета влияния скорости накопления неконденсирующихся газов был введен поправочный коэффициент  $a_1$ , равный  $[1 + \Sigma(M_{3\kappa B}/t)]^{-1}$ , где  $\Sigma(M_{3\kappa B}/t)$  – скорость накопления неконденсирующихся газов в трубчатке ПГ. В результате анализа экспериментальных данных выяснено, что чем выше скорость роста значения ( $\Delta T/\Delta T_0$ )· $a_1$ , тем менее эффективен режим работы ПГ.

Кроме того, в ходе дальнейшего анализа экспериментальных данных было получено соотношение между конденсационной мощностью парогенератора и перепадом температур между контурами.

Полученные в экспериментах результаты можно использоваться для расчетного моделирования аварийных процессов в реакторной установке ВВЭР при работе пассивных систем безопасности.

#### Список литературы

- Experimental investigation of non-condensable gases effect on Novovoronezh NPP-2 steam generator condensation power under the condition of passive safety systems operation / I.I. Kopytov, S.G. Kalyakin, V.M. Berkovich, A.V. Morozov, O.V. Remizov // Proceedings of the 17<sup>th</sup> International Conference on Nuclear Engineering 2009 – ICONE17 – Brussels. – 2009. – P. 735–743.
- Калякин С.Г., Сорокин А.П., Пивоваров В.А., Пометько Р.С., Селиванов Ю.Ф., Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальные исследования теплофизических процессов в обоснование безопасности ВВЭР нового поколения// Атомная энергия. – 2014. – Т. 116. – Вып. 4. – С. 241–246.
- Morozov A.V., Remizov O.V., Tsyganok A.A. Non-condensable gases effect on heat transfer processes between condensing steam and boiling water in heat exchanger with multirow horizontal tube bundle // Proceedings of 14th International Heat Transfer Conference, IHTC14, 2010. – P. 629–635.
- 4. Обоснование проектных функций системы пассивного залива ГЕ-2 усовершенствованного проекта АЭС с реактором ВВЭР / С.Г. Калякин, О.В. Ремизов, А.В. Морозов, Ю.С. Юрьев, Ю.В. Климанова // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2003. № 2. С. 94–101.
- 5. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное обоснование проектных функций дополнительной системы пассивного залива активной зоны реактора ВВЭР // Теплоэнергетика. 2012. №5. С. 22–27.
- 6. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное исследование работы модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме // Теплоэнергетика. 2012. №5. С. 16–21.
- Григорьев М.М., Плаксеев А.А., Подпорина Н.А. Мощностные характеристики системы пассивного отвода тепла АЭС с ВВЭР-1000 в зависимости от параметров среды в парогенераторе / Сборник докладов 6-го международного семинара по горизонтальным парогенераторам – Подольск. – 2006.
- Experimental study on Novovoronezh NPP-2 steam generator model condensation power in the event of the beyond design basis acciden t/ V.M. Berkovich, V.G. Peresadko, G.S. Taranov, O.V. Remizov, A.V. Morozov, A.A. Tsyganok, D.S. Kalyakin // Proceedings of International Congress on Advances in Nuclear Power Plants 2010. – ICAPP 2010. – San Diego. – CA – 2010. – P. 186–192.

## Технология натриевого теплоносителя в системе охлаждения плавильного агрегата для переработки твердых радиоактивных отходов

Козлов Ф.А.<sup>1</sup>, Голубев А.А.<sup>2</sup>, Труфанов А.А.<sup>1</sup>, Сорокин А.П.<sup>1</sup>, Коновалов М.А.<sup>1</sup>, Варсеев Е.В.<sup>1</sup>

1 – АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

2 – ООО Проектная компания «Комплексные промышленные перерабатывающие технологии»,

Москва

#### Введение

Одним из приоритетных направлений развития научно-технологического комплекса России является разработка технологии утилизации твёрдых радиоактивных отходов на основе плавильных агрегатов с жидкометаллическим отводом тепла. Эта работа – важная составляющая в комплексе работ не только по замыканию топливного цикла ЯЭУ, но и в решении многих экологических проблем, порождаемых человеческой деятельностью. Основной задачей жидкометаллического отвода тепла в установке является «первичное охлаждение» корпуса его плавильной камеры, а именно – эффективное выравнивание поля температур корпуса плавильной камеры во всех режимах эксплуатации [1]. В нашей стране выполнен проект установки МАГМА с натриевым теплоносителем. Выбор натрия обусловлен как его преимуществами перед тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями по теплофизическим и технологическим характеристикам, так и по накопленному опыту применения натрия в качестве теплоносителя реакторов на быстрых нейтронах и по разработанным техническим мерам, направленным на решения проблем, возникающих при использовании натрия [2, 3]. В проекте полагается, что эти положительные качества натрия позволят эксплуатировать установку без применения технологических операций в течение всего ресурса эксплуатации.

Основной модуль установки – плавильная камера, поперечное сечение которой представлено на рис. 1, представляет собой горизонтально расположенный цилиндр с полыми металлическими стенками в верхней части. Верхняя часть внутреннего корпуса покрыта теплоизоли-



Рис 1. Поперечное сечение плавильной камеры установки МАГМА

рующей обмазкой, на которой образуется гарнисаж, контактирующий с газовой полостью камеры. Нижняя часть рабочего пространства плавильной камеры, футерована огнеупорными материалами. Система охлаждения состоит из первичной системы охлаждения (ПСО) – межкорпусного пространства, заполненного жидкометаллическим теплоносителем, который охлаждает внутренний корпус агрегата, и системы газовоздушного охлаждения установки.

Условия эксплуатации ПСО отличаются от условий эксплуатации ЯЭУ. Они более щадящие, как по температуре (максимальная температура натрия не превышает 480 °C), так и по гидравлике (наименьшее проходное сечение в натриевой системе – дренажный патрубок внутренним диаметром 50 мм, а в ПСО – характерный размер 50 мм, – развальцованная до размера оси эллипса 25 мм труба ДУ 50). Так же важно, что ресурс эксплуатации установки 7 лет. В этих условиях негативные последствия, обусловленные неизбежным возрастанием концентрации примесей в натрии, требуют специального анализа. На основе результатов, свидетельствующих о возможных негативных последствиях, должны быть определены требования к системам очистки (СО) натрия от примесей и контроля содержания примесей в натрии и аргоне.

В данной работе, на основании анализа конструкционных решений, заложенных в установку, и режимов её эксплуатации:

 определены источники примесей, поступающие в натриевую систему на всех стадиях изготовления, монтажа, эксплуатации и аварийных ситуации и предложены пути минимизации их поступления в установку;

– показана необходимость СО натрия от примесей и систем контроля содержания примесей; обоснованы их параметры;

 представлены рекомендации по составу, режимам работы и схеме подключения СО и контроля примесей в натрии ПСО;

– на основе численных расчетов показана возможность реализации СО натрия, интегрированной в ПСО.

Примеси в натриевый теплоноситель установки попадают следующими путями: загрязнение натрия в процессе технологического производства, загрязнение натрия при заполнении контура, загрязнения, обусловленные попаданием воздуха в натриевую систему, загрязнение натрия примесями из защитного газа аргона, диффузионное поступление водорода в натрий через конструкционные материалы, загрязнение натрия за счет выделения примесей из конструкционных материалов. Каждый из них рассмотрен отдельно с учетом характеристик и режимов эксплуатации установки в соответствии с методиками и константами, приведёнными в [3–5]. При проведении расчётов был использован как консервативный подход (максимальная оценка), так и оптимистический (средняя оценка). Одним из исходных событий нарушения нормальной эксплуатации является разгерметизация натриевого контура, поэтому были проанализированы аномальные загрязнения натрия ПСО. В консервативном подходе допускалось однократное аномальное загрязнение – взаимодействие пленки недренируемого натрия, остающегося на поверхностях конструкционных материалов после аварийного слива натрия из ПСО в сливной бак, в оптимистическом подходе – поверхностное взаимодействие металлического натрия с воздухом в сливном баке. Полученные результаты приведены в таблице 1.

Очевидно, что реализация технологических процессов тем проще, чем меньше примесей поступает в натриевую систему за все время эксплуатации установки. Для этого необходимо:

 использование «сухой» технологии подготовки натриевой системы (очистка поверхностей при изготовлении оборудования и минимизация загрязнений при проведении монтажных работ);

 тщательный контроль (приборный контроль) состояния герметичности на всех этапах эксплуатации установки (начиная от подготовки к приемке натрия, заканчивая выводом из эксплуатации);

– приемка натрия с использованием оптимизированного объемного фильтра при температуре не выше 120 °C;

 минимизация загрязнения исходного аргона в газовой системе до поступления его в ПСО. Подача аргона в ПСО может производиться при концентрации примесей в нем не более обеспечиваемой концентрации на установке БН-600;

 оптимизация расхода аргона, используемого в установке с учетом режимов работы СО и систем контроля примесей в натрии и аргоне.

#### Таблица 1

Режим	Оптимистический		Консервативный			
Режим	Кислород, г	Водород, г	Кислород, г	Водород, г		
Исходный натрий	120	—	120	_		
Стояночные режимы:						
Поверхностные загрязнения	130	—	190	_		
Аномальные загрязнения (однократное загрязнение)	168	7	650	20		
Номинальные режимы:						
Выход примесей из стали	120	40	160	40		
Продувка аргоном	378	2	2200	10		
Диффузия водорода из плавильной камеры	_	30	_	94		
Итого	916	79	3320	164		
Итого*	3550	1900	12860	3940		

## Массовое поступление примесей в натрий установки при консервативном и оптимистическом подходах за весь срок эксплуатации

\* приведена суммарная масса соединений примесей с натрием (в натрии примеси кислорода и водорода находятся в виде гидрида натрия (NaH) и оксида натрия (Na<sub>2</sub>O))

Однозначным критерием отсутствия отрицательных последствий является: отсутствие кристаллизации растворимых примесей во всех режимах эксплуатации установки или недостаточное их количество для закупорки проходных сечений; отсутствие влияния коррозийных эффектов на прочностные характеристики конструкционных материалов; отсутствие влияния взвесей на теплогидравлические параметры установки.

Для выполнения первого условия необходимо, чтобы концентрация примесей в натрии была ниже предела растворимости при минимальной температуре контура во всех режимах эксплуатации. Растворимость ( $C_s$ , кг/кг; T, K) в натрии рассчитывалась по соотношениям для кислорода и водорода соответственно [6, 7]:

$$C_S^{O_2} = 10^{0.571 - 2444, 5/T}$$

$$C_{\rm s}^{\rm H_2} = 10^{0.467 - 3023/T} \,. \tag{2}$$

Растворимость кислорода и водорода при минимальной температуре в ПСО (принята равной 320 °C) составляет 136 млн<sup>-1</sup> и 23 млн<sup>-1</sup> соответственно. Масса натрия в ПСО равна 1800 кг, следовательно, количество кислорода и водорода, при котором произойдет превышение предела растворимости за счет загрязнения примесями, равно 240 г кислорода или 42 г водорода. В процессе эксплуатации установки масса примесей, которые могут поступить в теплоноситель, даже при оптимистическом подходе превышает предел растворимости. Следовательно, в условиях отсутствия СО будет происходить их кристаллизация. Наиболее вероятным местом перекрытия проходного сечения (закупорка) примесями является дренажный патрубок.

Опыты [8] по изучению отложения оксида натрия при низких и высоких скоростях натрия в охлаждаемых трубках, представленные на рис. 2, показали, что основная их масса приходится на участок протяженностью 100–150 мм при малых скоростях теплоносителя и 500÷1000 мм при высоких скоростях теплоносителя. С помощью этих данных проведена оценка массы оксида натрия необходимой для закупорки.

Закупорка может происходить за счет действия следующих механизмов:

 поступление загрязненного теплоносителя из ПСО в дренажный патрубок при компенсации увеличения объёма натрия в ПСО, поступление загрязненного теплоносителя из ПСО в дренажный патрубок из-за эффектов естественной конвекции в дренажном патрубке (характерная особенность – малая скорость теплоносителя 5–10 мм/с);

– поступление загрязненного теплоносителя из ПСО в дренажный патрубок при дренаже «грязного» натрия из ПСО в сливной бак (характерная особенность – высокая скорость теплоносителя до 10 м/с).





На основе экспериментальных данных приведенных на рис. 2 при малых скоростях теплоносителя было принято, что при накоплении 60 об. % оксида натрия на участке дренажного трубопровода длиной 200 мм произойдет закупорка. При этом масса оксида натрия в пробке 320 г при диаметре дренажной трубы Ду 50, 1200 г при увеличении диаметра до Ду 100. При дренаже «грязного» натрия из ПСО в сливной бак в дренажном патрубке, было принято, что максимальная длина участка осаждения составит ~ 1 м. Для закупорки дренажной трубы Ду 50 при максимальной оценке потребуется 1500 г оксида натри, для Ду 100 – 6000 г. Оптимистические оценки в предположении, что натрий в ПСО насыщен кислородом (водород не учитывался), температура дренажной трубы равна 250°С, показывают, что как при дренаже натрия из ПСО в сливной бак, так и в процессе нормальной эксплуатации установки, возможно перекрытие сечения дренажного трубопровода. Пробка в дренажной трубе может образоваться как при аварийном сливе натрия (один цикл), так и во время работы на номинальных параметрах (при консервативном подходе ~ 2000 ч).

Масса продуктов коррозии, поступивших в натрий за весь срок эксплуатации установки, представлена в таблице 2. Концентрация кислорода в расчетах принята равной растворимости при температуре поверхности, контактирующей с натрием. Скорость выбрана как характерная для естественной конвекции при условиях нормальной эксплуатации установки. Оценки показали, что интенсивность коррозии конструкционных материалов мала, и ее влиянием за период эксплуатации установки можно пренебречь. Однако полученные данные справедливы только при малых концентрациях водорода. При значительных концентрациях водорода и кислорода возрастает доля кислорода в виде гидроокиси натрия (NaOH). В этих условиях скорость коррозии стали в натрии может возрасти на один-два порядка. Если количество кислорода и водорода в системе достаточно, чтобы превысить их растворимость в натрии, возможно образование каустической фазы [9]. Скорость коррозии в ней ещё выше. Например, из-за повышенной коррозии в присутствии каустической фазы (в продуктах регенерации холодных ловушек) ограничено число операций регенерации (проводится при уровне аналогичном уровню температур в установке).

Полученное в результате оценок количество примесей, которые могут поступить в натриевую систему, и анализ возможных отрицательные последствий показали, что даже при оптимистическом подходе необходима очистка теплоносителя от примесей, то есть СО теплоносителя должна быть обязательным компонентом установки.

Таблица 2

Элемент поверхности	Оптимистический	Консервативный
Ребра жесткости	8,3	42,6
Внешняя поверхность ПСО	0,4	3,6
Внутренняя поверхность ПСО	5,1	53,6
Кольцевой зазор (внутренняя поверхность)	450,6	1331
Кольцевой зазор (внешняя поверхность)	25,4	75
Итого	500	1500

#### Масса продуктов коррозии, поступивших в натрий за весь срок эксплуатации установки, г

СО теплоносителя должна:

 обеспечить требуемую чистоту теплоносителя в условиях длительной эксплуатации установок с натриевым теплоносителем на номинальных параметрах. При этом должны учитываться источники примесей как в условиях работы установки на номинальных параметрах, так и при аномальном загрязнении теплоносителя;

 иметь необходимую емкость по примесям, которые должны быть удалены из теплоносителя с учетом всех режимов ее эксплуатации (включая аномальное загрязнение). Допускается замена элементов СО за весь ресурс работы, количество замен определяется техническим заданием на проектирование установки, желательно, чтобы число замен было минимальным;

– иметь производительность, гарантирующую очистку теплоносителя от примесей за время, заданное техническим заданием на установку.

Из трёх требований, которым должна удовлетворять СО для установки МАГМА определяющим является обеспечение необходимой ёмкости по примесям. Требования по производительности и глубине очистки теплоносителя могут варьироваться с учётом особенностей конструкции и режимов эксплуатации. Например, меньшая почти на 100°С максимальная температура по сравнению с современными АЭС с натриевым теплоносителем, позволяет в течение длительного периода эксплуатировать установку на номинальных параметрах при повышенной концентрации примесей в теплоносителе.

Концентрация будет лимитироваться не коррозионными процессами, а возможностью образования отложений в низкотемпературных зонах с малыми проходными сечениями. Действительно, при уменьшении максимальной температуры на сто градусов с точки зрения сохранения прежней скорости коррозии концентрацию кислорода можно увеличить в 6 раз (до 30 млн<sup>-1</sup>). Следовательно, концентрация примесей в натрии при эксплуатации установки даже на номинальном режиме может быть повышена до уровня, соответствующего концентрации насыщения при чуть менее минимальной температуры в системе – 240°C: 5 млн<sup>-1</sup> по водороду и 45 млн<sup>-1</sup> по кислороду. В этих условиях производительность системы очистки (СО), при использовании холодной ловушки (ХЛ), при одинаковом расходе натрия через неё возрастёт в 4–5 раз.

В результате изучения всех возможных методов очистки в качестве основных были выбраны два: холодная ловушка и геттерная очистка. Была показана принципиальная возможность очистки теплоносителя с помощью растворимых и нерастворимых геттеров от кислорода. При таком методе очистки для удаления водорода из системы требуются специальные технологические меры. При реализации этих мер в газовых линиях накапливается гидрид натрия. В присутствии растворимых геттеров имеет место дополнительное коррозионное воздействие на нержавеющие стали, а для эффективной работы нерастворимых геттеров требуются более высокий уровень температур. Поэтому было принято решение отказаться от геттеров и использовать холодную ловушку для удаления примесей кислорода и водорода.

Учитывая сказанное выше, первостепенным будет условие емкости. Для выбора объема ХЛ определим объем примесей, который она должна уловить. При оценке будем считать, что кислород и водород в ХЛ находятся в виде оксида и гидрида натрия. Результаты, приведены в таблице 3. Используя соотношение [3]:

$$V_{\pi} = \frac{\sum G_i^{\text{np}}}{(1+N)\gamma_{\text{Na}}C_{\pi}^*},\tag{3}$$

где N – принятое число замен ХЛ, при емкости ХЛ 20 об. %, получено, что при консервативном подходе объем ХЛ составит ~ 42 л, при оптимистическом ~ 14,5 л. Такая оценка дает объем ловушки с запасом, т. к. при накоплении этих примесей в ХЛ образуется гидроокись, при этом объем, занятый примесями, будет меньше рассчитанного.

Таблица 3

Объём примесей, которые должна аккумулировать СО за весь срок эксплуатации установки

Режим	Оптимистический, см <sup>3</sup>		Консервативный, см <sup>3</sup>	
Соединение	Оксид Гидрид		Оксид	Гидрид
Всего	1560	1350	5600	2800

С учетом мероприятий по минимизации примесей предлагается использовать ХЛ объёмом ~30 л с воздушным охлаждением. Расход через эту холодную ловушку будет составлять 90–120 л/ч, емкость по примесям по примесям ~ 6 л. Совместно с ХЛ целесообразно в натриевой системе использовать пробковый индикатор, широко используемый на экспериментальных стендах и промышленных установках.

Так как исходная конструкция установки не предполагала принудительной циркуляции натрия через CO, то его выход из системы охлаждения в исходном варианте предусмотрен не был, однако для рекомендованных устройств, пробкового индикатора и XЛ, он необходим. Методом вычислительной гидродинамики с помощью CFD кода OpenFOAM были смоделированы две конфигурации натриевой системы охлаждения с различным количеством и расположением выходных патрубков, одна из которых представлена на рис. 3.



Рис. 3. Общий вид подключения CO к натриевой системе охлаждения установки (а); общий вид течения теплоносителя в натриевой системе охлаждения модели, м/с (б)

Расчеты проводились в два этапа: решение стационарной теплогидравлической сопряженной задачи с помощью решателя chtMultiRegionSimpleFoam; решение нестационарной массообменной задачи в натрии с помощью модифицированного решателя scalarTransportFoam, [10] используя результат первого этапа как начальные условия. В качестве граничных условий использовался фиксированный расход на входе в модель – 90 л/ч, заданная температура на внутренних поверхностях модели – 450 °C, на внешних – 350 °C. Для массообменной задачи на входе задавалась концентрация примеси кислорода – 3 млн<sup>-1</sup>, во всей внутренней полости ПСО – 20 млн<sup>-1</sup>. Были получены поля скорости для одной из конфигураций, представленные на рис. 3, поля концентрации растворенной примеси кислорода при установившемся режиме циркуляции теплоносителя в системе. Изменение средней по потоку концентрации кислорода на выходе из ПСО представлено на рис. 4.



Рис. 4. Зависимость концентрации кислорода на выходе из СО от времени при начальной концентрации 20 млн<sup>-1</sup>(1) и 40 млн<sup>-1</sup>(2): *а* – изотермический случай с учетом естественной конвекции



Рис. 5. Рекомендуемая схема подключения СО к ПСО:
1 – корпус установки; 2 – патрубок выхода из ПСО;
3 – загрузочное отверстие для подачи
перерабатываемых металлических отходов;
4 – горловина; 5 – патрубок входа в ПСО;
6 – вентиль; 7 – насос; 8 – пробковый индикатор;
9 – холодная ловушка

По результатам расчета видно, что наблюдается почти десятикратное увеличение времени очистки натрия в неизотермическом случае по сравнению со временем очистки натрия в изотермическом случае. Увеличение времени очистки в неизотермическом варианте с учетом естественной конвекции по сравнению с изотермическим случаем объясняется неравномерным перемешиванием теплоносителя. Усложнение конструкции ПСО увеличением количества выходных патрубков до четырех не привело к заметному сокращению времени очистки. Следует отметить, что увеличение количества патрубков незначительно ускоряет очистку теплоносителя, при этом значительно усложняя конфигурацию установки. Рекомендуется встройка выходного патрубка, входное отверстие которого находится на торцевой стороне ПСО. Итоговая, рекомендованная, схема подключения СО натрия к ПСО, приведена на рис. 5, состоит из ХЛ и пробкового индикатора, подключенных параллельно.

Основной недостаток предложенной технологии – необходимость побудителя расхода натрия. Это усложняет натриевую систему охлаждения, и, следовательно, её эксплуатацию. Была рассмотрена возможность обоснования конструкции СО, использующей принцип кристаллизации из пересыщенного раствора (аналог ХЛ), являющейся элементом ПСО и работающей в условиях естественной конвекции. Движущим напором в такой системе является разность весов горячего и холодного натрия. Конструктивные характеристики СО должны быть выбраны так, чтобы её производительность и емкость были не ниже соответствующих характеристик, рекомендованных для ХЛ:

$$\Delta P_{1} = \beta_{XJI} G_{XJI} \left( C - C_{S} \left( T_{XJI} \right) \right) \leq \Delta P_{2} = \beta_{CO} G_{CO} \left( C - C_{S} \left( T_{CO} \right) \right), \tag{4}$$

$$P_{\mathcal{I}} \le P_{\rm CO} \,, \tag{5}$$

где  $\Delta P$  – производительность кг/с;  $\beta$  – коэффициент удержания; G – расход, кг/с; C – концентрация на входе в CO;  $C_{S}(T)$  – концентрация насыщения при средней температуре в CO; P – емкость по примесям, кг; индексы «ХЛ» и «СО» соответствуют ХЛ и СО без побудителя расхода.

Один из вариантов СО, схематично представлен на рис. 66, включал в себя горизонтальную перегородку, разделяющую ПСО и СО, область теплообменника-холодильника СО и область отстойника СО. Для оценки расхода через СО без побудителя расхода и её коэффициента удержания использовались расчеты по CFD OpenFOAM. Общий вид расчетной модели установки представлен на рис. 6 *а*. Коэффициент удержания определялся как тангенс угла наклона кривой:

$$f\left(\frac{Q_{\rm CO}\tau}{M_{\rm Na}}\right) = \ln\left(\frac{\overline{C}_{\rm \Pi CO}(\tau) - C_s(T_{\rm CO})}{\overline{C}_{\rm \Pi CO}(0) - C_s(T_{\rm CO})}\right),\tag{5}$$

где  $C_{\Pi CO}(\tau)$  – средняя концентрация в ПСО в момент времени  $\tau$ ;  $Q_{CO}$  – расход через СО, кг/с;  $M_{\text{Na}}$  – масса натрия в ПСО, кг. Результаты расчетов, представленные на рис. 7, показывают, что скорость натрия на входе в СО равна ~0,01 м/с (при длине СО равной 6 м расход через СО равен ~ 2 т/ч), коэффициент удержания примесей ~ 0,05. Применительно к данной установке возможно использование СО, позволяющий не использовать побудитель расхода и не создавать специальные контуры циркуляции.



Рис. 6. Общий вид 2D модели плавильной камеры с CO без побудителя расхода и общий вид CO без побудителя расхода



Рис. 7. Результаты численных расчетов сопряженной теплогидравлической и массообменной задачи применительно к установке:

а – поле температур в установке, °С; б – поле скоростей в натрии, м/с;

в - поле концентраций в начальный момент времени; г - поле концентраций в момент времени т

#### Заключение

В работе представлены данные массовому поступлению примесей в натрий ПСО установки МАГМА за все время её эксплуатации. Учитывая, что в процессе эксплуатации возможно изменение параметров, были использованы два подхода: консервативный и оптимистический. Показано, что концентрация примесей (кислорода и водорода) существенно превысит предел растворимости при минимальной температуре в ПСО. Неизбежно образование взвесей оксида и гидрида натрия, а при консервативном подходе и каустической фазы. Анализ возможных отрицательных последствий показал, что при их реализации возможно забивание дренажного трубопровода внутренним диаметром 50 мм, а коррозия конструкционных материалов может возрасти многократно (в десятки раз). Даже при оптимистическом подходе необходима очистка теплоносителя от примесей. Оптимальным вариантом такой СО будет ХЛ: гарантируется очистка и от кислорода, и от водорода. Учитывая температурные режимы эксплуатации установки, концентрации водорода и кислорода не должны превышать их растворимость при минимальной температуре в натриевой системе. В этих условиях критерием, определяющим объем ХЛ, будет ее емкость по примесям. При ожидаемой емкости по примесям 20 об. %, ее объем составит ~ 30 л. При этом расход натрия через ловушку составит ~ 90-120 л/ч. Оптимальным решением по системе контроля примесей будет использование пробкового индикатора. Очевидно, что это усложняет натриевую систему охлаждения, и, следовательно, её эксплуатацию, потребует дополнительных мероприятий по обеспечению её безопасности. При этом теряются преимущества, обусловленные особенностями натриевой системы охлаждения, заложенные в проект: компактность, отсутствие побудителя расхода (используется естественная конвекция), отсутствие узких проходных сечений в циркуляционном контуре. Предварительные инициативные проработки, представленные в работе, показывают, что применительно к данной установке возможны решения, позволяющие не использовать побудитель расхода и не создавать специальные контуры циркуляции.

#### Список литературы

- 1. Шелегов А.С. Раевский А.Е. Численное моделирование тепловых режимов работы установки «МАГМА» / Сб. тез. Конференция молодых специалистов «Инновации в атомной энергетике» М.: НИКИЭТ, 2015. С. 63.
- 2. Козлов Ф.А., Алексеев В.В., Сорокин А.П. Развитие технологии натрия как теплоносителя быстрых реакторов // Атомная энергия. 2014. Т. 116. Вып. 4. С. 228–234.
- Козлов Ф.А., Волчков Л.Г., Кузнецов Э.К. и др. Жидкометаллические теплоносители ЯЭУ: Очистка от примесей и их контроль / Под ред. д-ра техн. наук Ф.А. Козлова. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 128 с.
- 4. Натрий реакторной чистоты для реакторов БН. Технические требования и методы контроля примесей: ОСТ 95 10582–2003. Стандарт отрасли – 2003.
- 5. Козлов Ф.А., Коновалов М.А., Сорокин А.П. Очистка геттерами жидкометаллических систем с натриевым теплоносителем от кислорода // Теплоэнергетика. 2016. № 5. С. 1–7.
- 6. Noden J.D. A general equation for the solubility of oxygen in liquid sodium // J. Brit. Nucl. Eng. Soc. 1973. V. 12. № 3. P. 329.
- Wittingam A.C. An equilibrium and kinetic study of the liquid sodium-hydrogen reaction and its relevance to sodium-water leak detection in LMFBR systems. // J. Nucl. Mater. – 1976. – V. 60. – P. 119–131.
- Козлов Ф.А. Очистка натрия от кислорода и контроль за содержанием кислорода в натрии – Обнинск: ФЭИ, 1964.
- Volchkov L.G., Kozlov. F.A. Investigation of the sodium oxide and sodium hydride saturation temperatures of sodium with both compounds present simultaneously // Atomic Energy. – 1997. – V. 83. – № 3. – P. 663–666.
- 10. Варсеев Е.В., Коновалов М.А., Алексеев В.В. Результаты численного моделирования тепломасообмена в макете холодной ловушки // Известия вузов. Физика. – 2015. – Т. 58. – № 12-3. – С. 29–34.

### Опреснение воды при испарении солевых растворов в расплавах тяжелых жидкометаллических теплоносителей Pb, Pb-Bi

Асхадуллин Р.Ш., Фомин А.С., Ульянов В.В., Гулевский В.А., Кошелев М.М., Харчук С.Е. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Тяжелые жидкометаллические теплоносители (ТМЖТ) Pb и Pb-Bi обладают рядом преимуществ, позволяющих использовать их не только в качестве теплоносителей в первых контурах [1, 2] современных реакторных установках (РУ), но и в принципиально новых областях. Например, в более эффективных схемах получения таких ценных технологических продуктов как водород, синтез газ, нефтепродукты, пресная вода и водяной пар [1]. Прямоконтактный метод опреснения соленой воды на данный момент является весьма перспективной разработкой АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», которая, несомненно, будет востребована в различных регионах мира с дефицитом пресной воды.

Целью работы является разработка технологического процесса и аппарата для переработки высокосолевых растворов (включая радиоактивные) при производстве пресной воды за счет прямоконтактного жидкометаллического переноса тепла.

Выполнена оценка современного состояния разработок технологий и аппаратов с прямоконтактным жидкометаллическим подводом тепла. Проведены патентные исследования по способам и устройствам опреснения воды в прямоконтактных аппаратах, которые показали, что разрабатываемые в рамках настоящего проекта способы и устройства с использованием жидкометаллического подвода тепла обладают патентной чистотой и могут использоваться в различных отраслях промышленности России без нарушения исключительных прав патентообладателей по указанным способам и устройствам. Патентно-лицензионная ситуация в целом оценена как благоприятная для будущей коммерциализации разрабатываемой технологии. Патентов, «мешающих» введению в коммерческий оборот результатов ПНИ, определенных в техническом задании, в ходе анализа не выявлено. Разработки являются патентоспособными, на завершающем этапе ПНИ предусмотрены шаги для обеспечения правовой охраны результатов ПНИ на территории России.

Проведен НИР по созданию технологии опреснения воды с солесодержанием до 40 г/л.

Разработан и изготовлен макетный образец установки по прямоконтактному опреснению соленой воды производительностью 10 литров в час. Технологическая схема прямоконтактного жидкометаллического переноса тепла представлена на рис. 1.



Рис. 1. Технологическая схема прямоконтактного жидкометаллического переноса тепла: 1 – теплообменный аппарат; 2 – блок системы контроля и поддержания качества теплоносителя; 3 – рекуператор; 4 – газо-аэрозольный фильтр; 5 – циркуляционный насос; 6 – нагреватель электрический; 7 – манометр; 8 – термопара; 9 – бункер накопитель твердого продукта При разработке макетного образца был применен ряд инновационных решений. В частности, для создания более развитого объема взаимодействия соленого раствора с расплавом теплоносителя было сконструировано специальное сопло для подачи сырья (рис. 2). Так же для подробного изучения температурного распределения в процессе опреснения солевых растворов в объеме теплоносителя был изготовлен и смонтирован на экспериментальный аппарат специальный термопарный зонд (рис. 3).





Рис. 2. Входное сопло системы подачи сырья

Рис. З. Термопарный зон

Исследования процессов, протекающих в экспериментальном образце теплообменного прямоконтактного жидкометаллического аппарата, проводились в соответствии с разработанной программой и методикой. Целью исследований было определение технических характеристик экспериментальной установки и путей достижения теоретических значений, установленных при разработке аппарата.

Использование термопарного зонда позволило зафиксировать изменение температурного поля в каждой точке объема опреснительного аппарата. Первичные данные испытаний представлены на рис. 4.

Полученный в результате испытаний макетного образца установки по прямоконтактному опреснению соленой воды (рис. 5) конденсат (рис. 6) прошел проверку в лаборатории СЭС.





Рис. 4. диаграмма зависимости температурного распределения от скорости подачи сырья по времени



Рис. 5. Проба сырья с солесодержанием 40 г/л

Рис. 6. Проба конденсата

Таблица 1

Результаты анализа исходного раствора	и и полученного конденсата
---------------------------------------	----------------------------

	Исходная концентрация, мг/л	Концентрация после опреснения, мг/л	ПДК, мг/л
Cl-	40000	2,3	350
Pb <sup>2+</sup>		0,025	0,03

Применение разработанного сопла позволило в несколько раз улучшить теплообмен в системе «соленая вода – ТЖМТ». Величина удельной производительности массы сырья в 1 дм<sup>3</sup> теплоносителя за 1 час составила 139 кг·дм<sup>3</sup>/ч, что примерно в 1,5 раза выше этой же характеристики для ПГ РУ БРЕСТ-ОД-300. Полученные результаты демонстрируют несомненную новизну в подходе решения проблемы дефицита пресной воды и дают возможность перейти к созданию экспериментального образца промышленной коммерческой установки по опреснению соленой воды.

Исследования поддерживаются Министерством образования и науки РФ (уникальный идентификатор проекта RFMEFI62514X0002).

#### Список литературы

- 1. Громов Б.Ф., Тошинский Г.И., Орлов Ю.И. и др. Создание РУ со свинцово-висмутовым теплоносителем для АПЛ. Краткая история. Обобщенные итоги эксплуатации // Международная конференция «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях». Обнинск, 1999. Т. 1. С. 14–17.
- Мартынов П.Н., Орлов Ю.И. Процессы шлакообразования в свинец-висмутовом контуре. Предупреждение и ликвидация критических ситуаций // Международная конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях». – Обнинск, 1999. – Т. 2. – С. 608–619.

## Энергоэффективная переработка органического сырья в товарные продукты за счёт использования термохимических металло-оксидных циклов «Ме-Ме<sub>х</sub>O<sub>у</sub>»

Кошелев М.М., Ульянов В.В., Гулевский В.А., Скобеев Д.А.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Постепенное истощение запасов нефти, которая на сегодняшний день является основным мировым источником энергии, делает актуальной задачу диверсификации сырьевой базы [1].

Например, моторные топлива могут быть получены из различного органического сырья при его переработке в синтез-газ (смесь монооксида углерода и водорода), который в свою очередь перерабатывается в готовый товарный продукт (метанол, этилен, диметиловый эфир и др.) за счёт применения синтеза Фишера-Тропша [2].

Существующие способы производства синтез-газа чрезвычайно сложны и малоэффективны. Альтернативой им может стать технология производства синтез-газа, основанная на переработке непосредственно в расплаве металла (Pb) и его оксида различного сырья: природного и попутного газов, углей, твердых бытовых органосодержащих отходов, нефтяных отходов и др. [3] Такая технология получения синтез-газа имеет высокий потенциал для развития. Одним из важных преимуществ данной технологии являются лежащие в её основе экзотермические реакции, позволяющие получить избыточное тепло.

Цель данной работы: Разработка основ технологии получения синтез-газа (смеси СО и H<sub>2</sub>) из органического сырья с применением жидкофазных металлооксидных систем «Pb – Bi – PbO – Bi<sub>2</sub>O<sub>3</sub>». Вышеупомянутая технология представляет собой многостадийный процесс (см. рисунок).



Принципиальная схема технологии получения синтез-газа за счёт использования металло-оксидных циклов

Рассмотрим принцип работы на примере переработки метана.

На первой стадии происходит окисление свинца кислородом воздуха с образованием оксида. При этом азот и другие газы, химически инертные к свинцу, отводятся обратно в атмосферу. На первой стадии протекает реакция:

$$4Pb + 2O_2 = 4PbO.$$
 (1)

На второй стадии происходит сжигание органического сырья в полученном оксиде свинца с образованием водяного пара и углекислого газа, а полученный свинец возвращается в процесс для дальнейшего окисления кислородом воздуха. При этом протекает реакция:

$$4PbO + CH_4 = 4Pb + CO_2 + 2H_2O.$$
 (2)

На третьей стадии к полученным водяному пару и углекислому газу добавляется метан и организуется пароуглекислотная конверсия метана на катализаторе, результатом которой является синтез-газ. При этом протекает реакция:

$$3CH_4 + CO_2 + 2H_2O = 4CO + 8H_2.$$
 (3)

Полученный синтез-газ далее поступает для осуществления синтеза Фишера-Тропша, результатом которого являются жидкие синтетические углеводороды. При этом протекает реакция (на примере этилена):

$$4CO + 8H_2 = 2C_2H_4 + 4H_2O.$$
 (4)

Проведённый предварительный анализ теплового баланса протекающих реакций, на примере переработки метана, показывает возможность получения избытка тепла, которого при определённых объёмах производства должно быть достаточно для обеспечения собственных нужд работающего аппарата как тепловой, так и электрической энергией (таблица). В частности, на первой стадии переработки в реакции (1) выделяется 85 кДж тепла. На второй стадии переработки в реакции (2) происходит поглощение 7 кДж тепла. На третьей стадии переработки в реакции (3) поглощается 71 кДж тепла. На четвёртой стадии в реакции (4) происходит выделение 47 кДж тепла (4). Таким образом, в ходе протекания процесса получения синтез-газа происходит выделение количества тепла равное 7 кДж. С учётом тепла, образующего в результате синтеза Фишера-Тропша, суммарное выделяемое тепло составляет 54 кДж на 1 моль переработанного метана.

Стадия/реакция	Выделяемое/Потребляемое тепло	
1-я Стадия: 4Pb + 2O <sub>2</sub> = 4PbO	+ 85 кДж	
2-я Стадия: $4PbO + CH_4 = 4Pb + CO_2 + 2H_2O$	— 7 кДж	
3-я Стадия: $3CH_4 + CO_2 + 2H_2O = 4CO + 8H_2$	– 71 кДж	
4-я Стадия: $4CO + 8H_2 = 2C_2H_4 + 4H_2O$	+ 47 кДж	

#### Тепловые эффекты реакций

Полученные результаты позволяют говорить о том, что в случае создания установки с определённой производительностью возможно достижение такого режима переработки, при котором будет отсутствовать необходимость во внешних источниках энергии, что позволит снизить стоимость переработки в целом.

Работа выполнена при поддержке Минобрнауки России (уникальный идентификатор прикладных и научных исследований (проекта) RFMEF157914X0065).

#### Список литературы

- 1. Информационно-аналитический журнал «Топливный рынок». Февраль, 2016, http://www.top-r.ru/stat/35285.html.
- 2. Janssens T.V.W., Voss B., Joensen F., Conversion of Higher Alcohols over H-ZSM-5 Zeolite in the Methanol to Gasoline Reaction, Europacat VIII Conf., Turku, Finland. 2007.
- 3. Рачков В.И., Мартынов П.Н., Ульянов В.В. и др. Инновационные технологии, развиваемые в ГНЦ РФ – ФЭИ. // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2014. – № 1. – С. 16–38.

## Прямоконтактный жидкометаллический тепломассоперенос в процессах переработки твердых, жидких и газообразных сред

Ульянов В.В., Мельников В.П., Асхадуллин Р.Ш., Стороженко А.Н., Гулевский В.А. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Процессы тепло- и массообмена в различных отраслях промышленности осуществляются в аппаратах различного типа. По способу переноса тепла и масс они делятся на поверхностные и смесительные. В поверхностных аппаратах рабочие среды контактируют через теплопередающие перегородки из теплопроводного материала (при этом процессы массообмена практически не протекают). В смесительных аппаратах происходит смешение (прямой контакт) рабочих сред. При этом между ними реализуется как теплообмен, так и массообмен.

В ГНЦ РФ – ФЭИ начало исследований физико-химических, теплогидравлических, гидродинамических и других процессов, протекающих в смесительных аппаратах, датируется второй половиной XX-го века. В качестве теплоносителя рассматриваются расплавы свинца, висмута, их сплава и галлия. В качестве перерабатываемых сред рассматривается целый спектр твердых, жидких и газообразных веществ: отработанные автомобильные шины, водные солевые растворы, жидкие радиоактивные отходы, газообразные углеводороды и др.

В ходе исследований выявлено, что смесительные теплообменные аппараты, по сравнению с поверхностными, имеют следующие весьма существенные преимущества [1, 2]:

- более низкая стоимость и простота конструкции;
- отсутствие теплопередающих поверхностей, которые подвержены коррозии, загрязнению, термической усталости и вибрационным воздействиям;
- более высокая эффективность благодаря большей поверхности теплообмена в единице объема;
- меньшее гидравлическое сопротивление.

Внимание к жидким металлам в качестве рабочего тела смесительных аппаратов обусловлено рядом их достоинств. Они имеют малую упругость паров, высокие температуры кипения, электропроводность и теплопроводность, термическую стабильность, хорошую теплоемкость и низкую вязкость. Поэтому их использование возможно в системах с высокими температурами, но низкими давлениями, при очень высоких тепловых нагрузках и использовании герметичных электрических насосов (постоянного и переменного тока) и магнитодинамических насосов.

В настоящее время в качестве жидкометаллических теплоносителей могут рассматриваться только щелочные и тяжелые металлы. Однако, щелочные металлы и их сплавы обладают большой химической активностью, взаимодействуют с кислородом и органическими жидкостями. Реакции с водой протекают со взрывом. В связи с вышеизложенным, применение щелочных жидких металлов и их сплавов для прямоконтактного взаимодействия с водными солевыми растворами практически невозможно.

Тяжёлые жидкие металлы (Pb, Bi, Pb-Bi) ведут себя инертно по отношению к воде, водяному пару, солевым растворам, органическим жидкостям и др. Проблемы с пожаро- и взрывобезопасностью при их применении не возникает. Проблема коррозии конструкционных сталей в этих металлах решается путём поддержания заданной концентрации растворённого в жидких металлах кислорода [3]. С учётом полученных данных тяжёлые металлы являются наиболее предпочтительными в прямоконтактных аппаратах для переработки широкого класса жидкостей.

Рассмотрим подробнее «прямоконтактные» технологии, разрабатываемые и обосновываемые в ГНЦ РФ – ФЭИ.

В качестве жидкого сырья, в первую очередь, рассматриваются водные, в том числе солевые, растворы без предварительной подготовки. На рисунке 1 представлена схема возможного аппарата. По сути, он представляет собой парогенератор, работающий на соленой воде.

Говоря о переработке твердого сырья, подразумеваются отработавшие органосодержащие изделия (автомобильные шины, твердые бытовые отходы и т.п.). Схема процесса, реализующего переработку автомобильных шин, приведена на рисунке 2.



Рис. 1. Схема прямоконтактного жидкометаллического парогенератора



Рис. 2. Вариант схемы смесительного аппарата для переработки отработанных автомобильных шин

По сравнению с традиционными технологиями, при которых переработка твердого сырья происходит в газовой фазе, «жидкометаллическая» технология позволяет уменьшить время процесса, химически связать остатки кислорода (реализовав так называемую бескислородную термическую переработку) и серу. В результате реализации вышеуказанной переработки происходит полное разложение исходного сырья с получением полезных товарных продуктов: углерода, лимонена, металлокорда и других.

Газообразные углеводороды могут служить сырьем для получения синтетических углеводородов и синтез-газа (смеси водорода и монооксида углерода). Одна из схем переработки газообразных углеводородов (на примере метана) приведена на рисунке 3. В приведенной схеме свинец выступает в роли химического разделителя воздуха на кислород и азот. Взаимодействуя с воздухом, свинец образует монооксид свинца, будучи при этом химически инертным по отношению к азоту. Образующийся монооксид свинца в дальнейшем взаимодействует с метаном с выделением водяного пара и углекислого газа. Добавка к последним метана на каталитически активных центрах приводит к образованию ценного продукта – синтез-газа. Синтез-газ сам является ценным товарным продуктом, но может также выступать в качестве промежуточного продукта в реакциях образования синтетических углеводородов (метанола, диметилового эфира, синтетической нефти, парафинов и т. д.).



Рис. З. Вариант схемы переработки метана в синтез-газ в жидкофазной смеси «свинец – оксид свинца»

Вышеприведенными схемами не ограничивается применение расплавов металлов для переработки твердых, жидких и газообразных сред. К доведенным до стадии ОКР можно отнести термоэлектрохимическое разложение воды, генерацию аэрогеля оксида алюминия, получение пресной воды и переработку радиоактивных отходов ионообменных смол. Проводится создание научного задела и изучение особенностей протекания ряда других перспективных «прямоконтактных» жидкометаллических процессов.

Исследования «прямоконтактных» технологий, проводимые в ГНЦ РФ – ФЭИ, активно поддерживаются Министерством образования и науки РФ (уникальный идентификатор проекта RFMEFI62514X0002).

#### Список литературы

- 1. Асхадуллин Р.Ш. и др. Технологии неядерного применения ТЖМТ для получения синтезгаза, водорода, наноматериалов и др. // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядернореакторные константы. – 2015. – № 3. – С.30–49.
- 2. Мартынов П.Н. и др. Теплоносители свинец-висмут и свинец в новой технологии переработки жидкостей и газов. // Атомная энергия. – 2004. – Т.97. – № 2. – С.108–115.
- 3. Асхадуллин Р.Ш. и др. Технология обеспечения заданного кислородного режима в перспективных проектах ЯЭУ с ТЖМТ. // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядернореакторные константы. – 2015. – № 2. – С.79–87.

## Разработка иммобилизации золы, полученной от переработки отходов, содержащей радиоактивные ионообменные смолы, в расплаве свинца и его оксида

Николаев А.Н., Асхадуллин Р.Ш., Скоморохова С.Н., Трифанова Е.М., Ситников И.В. АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

В обоснование технологии переработки и кондиционирования радиоактивных отходов (РАО), проведены исследования процесса термической деструкции отработанных ионообменных смол (ИОС) в расплаве свинца и его оксида с последующей иммобилизацией продуктов переработки в водоустойчивый компаунд. Модельный состав отработанных ИОС АЭС, подготовленный на основе смол КУ-2-8 и AB-17 переведением в соответствующие солевые формы (Na<sup>+</sup>- и NO<sub>3</sub><sup>-</sup>-, K<sup>+</sup>-, NH<sub>4</sub>- и BO<sub>3</sub><sup>3-</sup>-формы) использовали при проведении процесса термической деструкции на экспериментальном оборудовании. Исследованы зависимости изменения массы реакционной смеси (ИОС+Рb) и концентрации отходящих газов от температуры проведения процесса. При оптимальных параметрах процесса достигнуто сокращение массы ИОС на ~90 масс. %. Для иммобилизации золы, полученной от переработки ИОС, разработаны рецептуры и изготовлены ряд кандидатных образцов шлакощелочных цементных компаундов, включающих до 43-47 масс. % золы и характеризующихся механической прочностью 14-31 МПа. Водостойкость и водоустойчивость образцов активностью порядка 10<sup>5</sup>Бк/г (по<sup>137</sup>Сs) находятся в настоящее время в процессе испытаний. В результате переработки ИОС и иммобилизации золы достигнуто суммарное сокращение модельной пульпы отработанных ИОС АЭС в 13,5 раз по объему и в 6,2 раза по массе.

Ионообменные смолы (ИОС) играют важную роль в технологических процессах очистки теплоносителей ядерных энергетических установок и водных сред других объектов атомной промышленности. В период эксплуатации атомной электростанции происходит накопление значительных объемов отработанных радиоактивных ионообменных смол, переработка которых достаточно сложна технологически и зачастую приводит к увеличению объема радиоактивных отходов. Например, в зависимости от водно-химического режима, на энергоблоке мощностью 1300 MBT ежегодно образуется  $3 \times 10 \text{ м}^3$  отработавших ионообменных смол. Основными дозообразующими радионуклидами, сконцентрированными в смолах, являются изотопы  $^{134,137}$ Cs,  $^{60}$ Co и  $^{90}$ Sr. Уровни удельной активности могут сильно отличаться и достигать до  $10^6 \text{ Бк/r}$ , что обуславливает отнесение отработавших смол к среднеактивным отходам, в соответствии с существующей классификацией[1].

Переработка в расплаве тяжелых металлов – новый и, по мнению авторов, один из перспективных методов обращения с ИОС. Условия переработки в расплаве тяжелых металлов и их оксидов ускоряют химические процессы деструкции полимеров за счет плотного контакта реагентов и устойчивого теплообмена в реакционной массе. Химическая инертность свинца к воде, содержащейся в ИОС в значительных количествах (до 50–60 масс. %), позволяет максимально эффективно отделять воду и в виде пара удалять в систему кондиционирования. Термическая деструкция ионообменных смол с применением оксидов тяжелых металлов в качестве окислителя и в отсутствии контакта с воздухом обеспечивает сокращение объема газовых выбросов, содержащих остаточные компоненты воздуха в смеси с токсичными газами и радиоактивными веществами [2].

При поддержке Минобрнауки РФ (уникальный идентификатор ПНИ RFMEFI57915X0101) проведены экспериментальные исследования процесса переработки отходов ИОС в расплаве свинца и его оксида на экспериментальном оборудовании.

Цель и задача исследований – разработка и оптимизация параметров процесса, обеспечивающих достижение максимальной степени деструкции ИОС, сокращение массы твердых вторичных отходов (золы) и объема водоустойчивого компаунда, включающего золу.

Для проведения экспериментов использовали модельный состав отработанных ИОС АЭС, подготовленный на основе смол КУ-2-8 и AB-17 переведением в соответствующие солевые формы (Na<sup>+</sup>- и NO<sub>3</sub><sup>--</sup>формы, а такжеК<sup>+</sup>-, NH<sub>4</sub>- и BO<sub>3</sub><sup>3--</sup>формы) по стандартным методикам путем обработки катионита в H<sup>+</sup>-форме (КУ-2-8) или анионита в OH<sup>--</sup>форме (AB-17) насыщенным раствором соответствующей соли. При изготовлении радиоактивных образцов использо-

вали имитаторы отработанных ИОС, предварительно насыщенные радионуклидами <sup>137</sup>Cs до удельной активности  $3 \times 10^8$  Бк/л из раствора CsNO<sub>3</sub> с активностью  $8 \times 10^9$  Бк/л. Для получения имитаторов «низкоактивных» и «высокоактивных» отработанных ИОС АЭС готовили смеси ионитов в заданных пропорциях.

Экспериментальная установка, представленная на рис. 1, включает бак реактора, вакуумный насос, термоэлектрический преобразователь, газоанализатор и баллон с аргоном.



Рис. 1. Внешний вид экспериментальной установки

Бак реактора, предназначенный для выдержки предварительно подготовленных смесей в заданных условиях, расположен в печи, обеспечивающей нагрев в диапазоне температур от 400°С до 900°С. Бак снабжён термоэлектрическим преобразователем, обеспечивающим регулировку температуры, и двумя газовыми линиями. Для создания вакуума с последующим заполнением аргоном используют вакуумный насос. Отвод отходящих газов осуществляется по газовой линии в пробоотборник. Анализ состава отходящей газовой смеси осуществляется газованализатором DELTA 65 посредством всасывания газовой пробы из пробоотборника при помощи внутреннего газового электрического насоса. Измерение давления/разрежения и температуры газа происходит при помощи конденсатосборника со встроенным фильтром и поступает на электрохимические сенсоры.

В ходе проведения эксперимента проводили дискретный нагрев образцов (реакционных смесей) при температуре от 400 до 800 °C с шагом 100 °C и выдержке на каждом этапе при заданной температуре в течение 1–5 часов. Образец, содержащий ИОС и реакционный компонент (оксид свинца или металлический свинец), взвешивали на лабораторных весах (класс точности II, точность взвешивания 0,05 г) до и после каждого цикла нагрева с целью определения потери массы. По окончанию выдержки анализировали состав отходящих газов. Эксперименты проводили при нормальном давлении в среде аргона.

На основании результатов экспериментов установлено, что при температурах от 400 до 600 °C уменьшение массы образцов не превышает 5 масс. % для всех образцов. С увеличением температуры до 800 °C происходит резкое уменьшение массы образцов как для смесей ИОС с Pb (на 25 масс. %), так и для смесей ИОС с PbO (на 40 масс. %) (рис. 2). Термодеструкция ИОС, контактирующих с PbO, протекает в среде кислорода, выделяемого в газовую фазу в условиях восстановления оксида свинца до металлического свинца.

Анализ состава отходящих газов показал, что в диапазоне температур от 400 до 800 °C происходит значительные изменения в содержании всех анализируемых компонентов (табл. 1), что отражает сложный характер физико-химических процессов в реакционной смеси ИОС – Рb и влияние температуры на скорость и глубину их протекания.

Путем определения изменений массы образцов реакционных смесей, содержащих ИОС и Pb (PbO), от температуры нагрева и времени выдержки компонентов смеси, с контролем концентрации отходящих газов установлены оптимальные параметры переработки ИОС.



Рис. 2. Зависимость изменения массы образцов от температуры: 1 – смесь модельного состава отработанных ИОС АЭС + свинец (Pb); 2 – смесь модельного состава отработанных ИОС АЭС + оксид свинца (PbO)

Таблица 1

Tay management of	Содержание в отходящих газах					
температура, С	CO, ppm	NO, ppm	СО2, % об.	О2, % об.		
400	_	_	15,1	2,2		
500	26	41	17,8	2,6		
600	48	63	8,9	12,0		
700	38	21	12,4	8,4		
800	3	4	17,6	2,9		

Содержание основных компонентов в отходящих газах от температуры при переработке модельного состава ионообменных смол в расплаве свинца

Для разработки способа иммобилизации вторичных отходов от переработки ИОС по принятому способу, в соответствии с установленными оптимальными параметрами процесса, переработано ~ 8 кг модельного состава отработанных воздушно-влажных ИОС АЭС (12,4 кг пульпы ИОС) и получено ~ 0,75 кг золы.

Продукт термической деструкции ИОС в расплаве свинца(зола) представляет собой дисперсный материал черного цвета с размером частиц 0,08–0,4 мм до 80 масс. %, насыпной плотностью 1,115 г/см<sup>3</sup>, малорастворимый в воде и смеси кислот (10 % HCl + 20 % HNO<sub>3</sub>) – не более 0,20 г/г золы. Химический усредненный состав основных металлических компонентов растворимой части золы, установленный атомно-эмиссионным методом (прибор Optima 7000DV с ICPc пределами обнаружения на уровне  $10^{-4}$  масс. %) представлен такими элементами, как Fe, Ni, Pb, Na, K и др. с содержанием от 10,4 до 0,4 масс. %. Суммарная щелочность золы составляет 1–1,5 масс. % в пересчете на Na.

На основании анализа рецептур кондиционирования различных радиоактивных отходов действующих установок на АЭС, результатов предварительных разработок авторов и с учетом особенностей химического состава зольного остатка, в качестве наиболее перспективного предложен способ иммобилизации наработанной золы в цементный компаунд на основе шла-кощелочных вяжущих систем.

Основные преимущества процесса цементирования как гомогенных, так и гетерогенных РАО, как известно, – технологическая простота осуществления процесса смешения радиоактивных отходов с цементом, не требующего повышения температуры.

К числу недостатков цементирования РАО на основе традиционных вяжущих систем (портландцемента) обычно относят сравнительно невысокую степень включения отверждаемых радиоактивных компонентов в цемент, что приводит к увеличению объема отвержденных радиоактивных продуктов, поступающих на хранение, а также низкую водоустойчивость портландцементных компаундов [3].

Результаты известных разработок [3,4]позволяют предположить, что применение шлакощелочных вяжущих систем позволит существенно улучшить качество цементного компаунда, а именно – повысить степень включения отверждаемых компонентов (золы) в матричный материал, а также повысить водоустойчивость отвержденных компаундов.

Исследования и разработки по иммобилизации различных видов РАО с применением шлакощелочных вяжущих в качестве матричного материала проводятся специалистами научных школ многих стран мира с целью поиска эффективных заменителей портландцемента для экологически безопасной локализации различных радиоактивных и токсичных отходов [5].

Шлакощелочные вяжущие или активированные щелочами цементы или геополимеры (геоцементы) представляют собой безобжиговые вяжущие на основе промышленных отходов с более высокими по сравнению с портландцементом (ПЦ) эксплуатационными показателями материалов на их основе и являющиеся одними из самых эффективных разновидностей бесклинкерных цементов [6].Обширная сырьевая база для производства шлакощелочных вяжущих состоит преимущественно из промышленных отходов алюмосиликатного состава с большим содержанием аморфной фазы – металлургические шлаки, золы, строительные отходы. В результате их щелочной активации в тонкодисперсном состоянии образуются материалы, сочетающие некоторые свойства стекла, керамики и искусственных новообразований на основе традиционных неорганических вяжущих. Щелочные соединения, введенные в оптимальных количествах, выполняют не только роль активаторов шлака, но выступают как самостоятельный компонент шлакощелочной вяжущей системы.

Введение специальных добавок минерального происхождения – глины, горелых пород, стеклоподобных пород, а также клинкерных веществ, в том числе портландцементного клинкера, позволяет получить шлакощелочные цементы со специальными свойствами.

Состав продуктов твердения шлакощелочных цементов характеризуется отсутствием легкорастворимых соединений – свободной извести, высокоосновных гидросиликатов кальция, характерных для традиционного цементного камня и негативно влияющих на его свойства.

Основные продукты структурообразования шлакощелочной вяжущей системы – цеолитоподобные гидратные новообразования со свойствами молекулярных сил: щелочные и щелочно-щелочноземельные гидроалюмосиликаты  $(Na,K)_2O\cdotAl_2O_3(2-4)SiO_2\cdot2H_2O$  и  $(Ca, Na_2)O\cdotAl_2O_3\cdotnSiO_2\cdotmH_2O$  и др.; низкоосновные гидросиликаты кальция, например, тобермориты (5–6)CaO·6SiO\_2·nH\_2O. Микроструктура новообразований в шлакощелочных продуктах твердения характеризуется меньшим объемом и размером пор, высоким содержанием щелочи в поровой жидкости. Сочетание низкой проницаемости, высокой прочности, морозостойкости, коррозионной стойкости с высокими ионообменными свойствами продуктов твердения, повышающих химическую и физическую фиксацию отходов в матрице, способность продуктов твердения образовывать с некоторыми компонентами отходов комплексные, обеспечивает шлакощелочным цементам более высокую эффективность при использовании их в качестве матриц для локализации токсичных и радиоактивных отходов, что подтверждается результатами многочисленных исследований и отдельных испытаний [3–8].

Проведенные ранее экспериментальные исследования физико-химических свойств и структуры синтезируемых шлакощелочных цементных компаундов (геоцементов) [7, 8] показали, что использование специальной рецептуры шлакощелочной вяжущей системы для отверждения различных видов РАО обеспечивает получение цементного раствора (по пластичности, срокам схватывания и твердения) и цементного камня (по соответствию показателям НП-019-15) с высокими технологическими качествами.

Для проведения работ по иммобилизации золы от переработки ИОС способом шлакощелочного цементирования были разработаны рецептуры и подготовлена партия материалов природного и техногенного происхождения, необходимых для приготовления шлакощелочных вяжущих систем в соответствии с разработанными методиками:

- шлак гранулированный доменного производства по ГОСТ 34-76-74;
- портландцемент ПЦ-500 по ГОСТ 31 108 -2003;
- трепел Зикеевского месторождения по ТУ 21663-001-26127152-94;

– каолин по ТУ 5729–10–40705684-2005 ЗАО «ГЕОКОМ» и продукт его дополнительной термообработки – метакаолинит;

- стекло натриевое жидкое по ГОСТ 13078-81 с силикатным модулем M<sub>c</sub> = 1,5;
- натрия гидроокись (NaOH) по ГОСТ 4328-77.

Для иммобилизации золы от термической переработки модельных ИОС АЭС выбранным способом (термическим разложением ИОС в расплаве свинца и его оксидов в диапазоне темпе-

ратур 400–900 °C) испытаны два типа шлакощелочных вяжущих систем – на основе шлакопортланд цемента и гранулированного доменного шлака.

В соответствии с методикой замеса цементного компаунда, навеску золы смешивали при заданных условиях с компонентами вяжущей системы, составленной на основе шлака доменного гранулированного либо шлакопортланд цемента с минеральными добавками и раствором щелочного компонента в пропорциях, отвечающих испытываемому составу рецептуры цементирования до формирования однородного цементного теста нормальной густоты. Оценивали качество перемешивания раствороцементной массы и характеристики приготовленного цементного раствора. Фиксировали следующие параметры процесса цементирования (иммобилизации) золы от переработки ИОС:

- общая масса и состав вяжущей системы (% масс);

 качество цементного раствора (его однородность, плотность, растекаемость и время схватывания);

- растворовяжущее отношение P/B (водо-вяжущее отношение B/B);

- степень наполнения – содержание золы в компаунде (% масс);

 механическая прочность на сжатие по ГОСТ Р 51883-2002 на 28-е сутки хранения в воздушно-влажных условиях;

– водоустойчивость образцов по скорости выщелачивания <sup>137</sup>Cs в воду – в соответствии с ГОСТ Р 52126-2003.

Изготовление стандартных образцов, предназначенных для контроля качества цементного компаунда, производили с помощью разборных форм с размером ячейки 20×20×20 мм, в соответствии с аттестованной методикой.

В процессе замесов проводили измерения температуры цементного раствора, его плотности (объемно-весовым методом), растекаемости цементного раствора (по ГОСТ 310.4-81) и сроков схватывания цементного раствора (по ГОСТ 310.3-92) (при необходимости).

Испытания отвержденных образцов на механическую прочность при сжатии выполняли, в соответствии с ГОСТ 310.4-81 по аттестованной методике на испытательном прессе ПРГ-1-50 или на универсальной гидравлической испытательной машине ЦД-4 с диапазонами нагружения: 0–400, 0–2000 и 0–4000 кгс, нагружающие опоры которой позволяют центрировать образец и компенсировать непараллельность его торцов. Точность измерения разрушающей нагрузки характеризуется погрешностью ±1 %.

В результате измерений для каждого из двух параллельных образцов получали значение разрушающей нагрузки P, выраженное в кгс, и значение площади поперечного сечения образцов  $S_{\text{обр.}}$ , выраженное в см<sup>2</sup>.

Результат измерений прочности *R* рассчитывали в МПа по формуле (1):

$$R = P/S_{\rm off},\tag{1}$$

где *P* – максимальное разрушающее значение нагрузки, Кн; *S*<sub>обр</sub> – площадь поперечного сечения образца, см<sup>2</sup>.

Водоустойчивость образцов устанавливали по аттестованной методике в соответствии с ГОСТ Р 52126-2003 путем измерения скорости выщелачивания <sup>137</sup>Сs в воду. При изготовлении цементных образцов, предназначенных для испытаний на водоустойчивость, использовали имитаторы золы от переработки ИОС, предварительно насыщенные радионуклидами <sup>137</sup>Cs до удельной активности  $3 \times 10^8$  Бк/л. Изготовленные цементные образцы характеризовались активностью порядка  $2 - \times 10^5$  Бк/г.

Идентификацию <sup>137</sup>Cs и определение его содержания в контактных растворах проводили методом полупроводниковой спектрометрии с помощью стандартного  $\gamma$ -спектрометра. Чув-ствительность определения <sup>137</sup>Cs – 5 Бк/100 мл. Ошибка измерений не превышала <u>+</u>5 %.

Результаты испытаний рассчитывали по формуле (2):

$$R_n = A_n / A_{\rm yg} \cdot F \cdot t_n, \tag{2}$$

где  $R_n$  – скорость выщелачивания в *n*-й период времени, г/см<sup>2</sup> сут;  $A_n$  – активность нуклида, выщелоченного за данный интервал времени, Бк;  $A_{yq}$  – удельная активность нуклида в исходном образце, Бк/г; F – открытая геометрическая поверхность образца, см<sup>2</sup>;  $t_n$  – продолжительность *n*-го периода выщелачивания, сутки.

Изготовлен ряд кандидатных образцов компаундов, включающих золу от переработки модельных ИОС, с целью проведения испытаний и определение их пригодности для долговременного хранения согласно действующим нормам и правилам [9, 10]. После выдержки образцов в течение 28 суток в нормально-влажностных условиях и отбраковки дефектных образцов проведены испытания на механическую прочность на сжатие.

В таблицах 2 и 3 представлены результаты испытаний цементного теста и отвержденных образцов, содержащих от 35,5 до 47,1 масс. % и характеризующихся водо-вяжущим отношением B/B = 0,3-0,4 кг/кг.

Как следует из полученных данных, механическая прочность всех исследованных образцов характеризуется величиной в диапазоне 6–31,4 МПа, что превышает установленную нормами (5 МПа) величину, плотность образцов изменяется в пределах 1,81–2,27 г/см<sup>3</sup>.

Таблица 2

## Состав и характеристика образцов шлакопортландцементных (ШПЦ) компаундов с включенной золой от переработки ИОС выбранным способом

Mo	Содержание золы	Водо-вяжущее	Время	Механическая	Плотность
ດດົກຄວາມຄ	в составе	отношение,	схватывания,	прочность,	образцов,
образца	компаунда, масс. %	<i>В/В</i> , кг/кг	сут	σ <sub>сж.</sub> , МПа	ρ, г/см <sup>3</sup>
4	40,9	0,35	<1 сут	20,3	2,0426
6	41,4	0,33	<1 сут	29,7	2,2325
7	42,0	0,31	< 1 сут	18,8	2,2662
8	38,2	0,38	4–5 сут	8,1	2,0913
9	39,4	0,40	< 3 cyt	6,0	2,1118
14	44,1	0,34	< 2 cyt	22,5	2,0817
15	46,4	0,32	< 3 cyr	18,1	2,0559

Таблица 3

# Состав и характеристика образцов геоцементных компаундов (ГЦК) с включенной золой от переработки ИОС выбранным способом

№ образца	Содержание золы в составе компаунда, масс. %	Водо-вяжущее отношение, <i>B/B</i> , кг/кг	Время схватывания, сут	Механическая прочность,	Плотность образцов, р, г/см <sup>3</sup>
	35,5	0,40	> 5 сут	Осыпался	-
2	36,0	0,38	4—5сут	11,7	1,8150
3	41,6	0,36	<1 сут	16,7	2,0562
5	43,4	0,30	<1 сут	31,4	2,2705
10	40,4	0,39	$\leq$ 3 сут	7,4	2,0104
11	45,6	0,32	<1 сут	13,5	2,1375
12	47,1	0,32	<1 сут	17(IIP)*	2,1132

\*Для ускоренного набора прочности данной группы образцов проведена их пропарка (в соответствии с ГОСТ 310.4-81, пункт 2.3).

Как видно из данных таблиц 2 и 3, на основе двух типов вяжущих систем синтезированы образцы (по рецептурам № 5 и № 6), которые характеризуются наибольшей механической прочностью на сжатие (31,4 и 29,7 МПа, соответственно), превышающей нормативное значение (5 МПа) ~ в 6 раз. Наибольшее наполнение по золе достигнуто в образцах с рецептурой № 15 и № 12 (46,4 и 47,1 масс. %, соответственно) при сохранении механической прочности на уровне 18 – 17 МПа, превышающей нормативное значение ~ в 3,5 раза.

Водоустойчивость образцов, синтезированных по рецептурам № 15 и № 12, по результатам предварительных испытаний, характеризуется величинами 5,1×10<sup>-4</sup> и 1,1×10<sup>-4</sup> г/см<sup>2</sup> сут уже в третьей экспериментальной точке (после 7 суток выдержки в контактном растворе), что соответствует и даже превышает нормативные требования.

Установлено, что наиболее приемлемыми эксплуатационными свойствами цементного раствора (по пластичности, срокам схватывания и твердения) и цементного камня (по соответствию показателям НП-019-15) обладают компаунды, изготовленные на основе мелкомолотого грану-
лированного шлака доменного производства в смеси с каолином, трепелом и щелочным компонентом в виде раствора жидкого натриевого стекла с силикатным модулем  $M_c = 1,5$  (геоцементы).

Анализ данных таблицы 3 позволяет сделать вывод, что на первом уровне отбора состав наиболее перспективной рабочей рецептуры для цементирования золы ИОС с применением геоцементной вяжущей системы, представлен рецептурой № 12, которая позволяет максимально сократить объем конечного кондиционированного продукта иммобилизации золы от переработки ИОС.

Образцы отвержденного компаунда, синтезированные по рецептуре № 12, характеризуются наибольшей емкостью (степенью включения) по золе (47,1 масс. %) и значительной величиной механической прочности на сжатие (17 МПа), т. е обладают высоким запасом прочности, что дает основание предположить, что результаты других видов регламентируемых испытаний для цементных компаундов, подлежащих длительному хранению, (испытания на термоциклирование, водостойкость, водоустойчивость и радиационную стойкость) будут также положительными и соответствовать нормируемым показателям качества [10].

Предварительные расчетно-экспериментальные результаты показывают, что по рецептуре № 12 может быть проведен замес в смесителе с рабочим объемом ≥ 0,01 м<sup>3</sup> (100 л) для порции золы 100 кг от переработки ИОС, при этом ожидаемый объем образующегося компаунда после твердения составит величину 0,01 м<sup>3</sup> (100 л) и массу ~ 212 кг.

Суммарное сокращение от переработки пульпы ИОС и иммобилизации золы в шлакощелочной геоцементный компаунд составляет: 13,5 раз по объему и 6,2 раз по массе.

В пересчете на золу в 1 м<sup>3</sup> шлакощелочного геоцементного компаунда испытанного состава может быть включено до ~1 т золы от переработки ИОС.

Установленные показатели качества цементных растворов и отвержденных образцов цементного компаунда по разработанной рецептуре соответствуют нормативным требования НП-019-15, РД 95 10497-93 по механической прочности на сжатие, что позволяет рекомендовать рецептуру в качестве основной перспективной рецептуры для дальнейшей разработки и испытаний по иммобилизации радиоактивной золы от переработки ИОС в расплаве свинца и его оксидов.

# Список литературы

- 1. Савкин А.Е. Варианты обращения с ионообменными смолами на АЭС // Тезисы докл. Девятой межд. науч.-техн. конф. «Безопасность, эффективность и экономика атомной энергетики» МНТК 2014. 21–23 мая, 2014 г. Москва: ОАО ВНИИАЭС, 2014. С. 114.
- 2. Мартынов П.Н., Дельнов В.Н., Гулевский В.А. и др. Способы и установки генерации пара и опреснения воды при прямоконтактном взаимодействии жидкого металла с водой. Отчет о патентных исследованиях / ГНЦ РФ ФЭИ, Учетный № 48-22/114, 2007.
- 3. Рахимов Р.З., Рахимова Н.Р., Ожован М.И. Шлакощелочные вяжущие, растворы и бетоны для защиты от экологической и радиационной опасности // Вопросы радиационной безопасности. – 2012. – № 3. – С. 11–17.
- 4. Кривенко П.В., Скурчинская Ж.В., Лавриненко Л.В. и др. Экологически безопасная локализация отходов радиоактивных щелочных металлов в щелочных вяжущих // Цемент. – 1993. – № 5. – С. 31–33.
- 5. Proc. International Conference "Alkali-activated materials", Praga, 2007.
- 6. Рахимов Р.З., Рахимова Н.Р., Стоянов О.В. Композиционные вяжущие для иммобилизации токсичных и радиоактивных отходов// Вестник Казанского технологического университета. – 2013. – № 4. – Т. 16. – С. 175–182.
- 7. Коновалов Э.Е., Богданович Н.Г., Скоморохова С.Н., Мышковский М.П. и др. Геоцементный камень – устойчивый матричный материал для иммобилизации радиоактивных отходов // Радиохимия. – 2006. – Т. 48. – № 1. – С. 74–77.
- Скоморохова С.Н., Богданович Н.Г., Коновалов Э.Е, Корчагин Ю.П. и др. Развитие технологии цементирования для кондиционирования РАО // Сборник докладов VII международного ядерного форума «Безопасность ядерных технологий». – Санкт-Петербург, 2011. Россия: НОУ ДПО «ЦИПК». – С. 123 – 127.
- 9. НП-020-15. Сбор, переработка, хранение и кондиционирование твердых радиоактивных отходов. Требования безопасности.
- 10. НП-019-15. Сбор, переработка, хранение и кондиционирование жидких радиоактивных отходов. Требования безопасности.

# Сравнение результатов экспериментов на установке AP-1 с расчетами по коду COREMELT

Ашурко Ю.М., Волков А.В., Соломонова Н.В., Шайдук А.О.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

### Назначение, область применения и структура кода COREMELT

Код предназначен для проведения связных расчётов нестационарных нейтроннофизических и теплогидравлических процессов в быстром натриевом реакторе, включая расчёт тяжелых аварий типа ULOF, UTOP и TIB с учётом кипения натрия, повреждения и плавления оболочек твэлов и топлива, перемещения расплавленных компонентов, теплового взаимодействия расплавленного топлива и теплоносителя, замерзания стали и топлива с образованием пробок [1, 2].

Код верифицирован на основе большого массива экспериментальной информации, полученных за несколько десятилетий на отечественных и зарубежных реакторах и стендах и собранных из доступных публикаций. Эти экспериментальные данные использованы при построении «карт режимов», замыкающих соотношений и составляют основу кодов.

Использование кода:

– в связных расчётах с разрушением активной зоны (CDA), в основном привлекается к анализу начальной и переходной стадий тяжёлой аварии до интенсивного взаимодействия расплавленного топлива с натрием (аварии ULOF, UTOP и TIB) для анализа аварийных процессов на быстрых реакторах с натриевым теплоносителем, на отечественных стендах, а также для анализа отдельных аварийных процессов на зарубежных реакторах и стендах, например, TREAT, CEFR и других;

– отдельно рассчитывается стадия расширения, т.е. взаимодействие расплавленного топлива с натрием (без нейтроники);

 в связных расчётах для обоснования самозащищенности реактора при кипении теплоносителя (авария ULOF);

– в международных бенчмарках по анализу аварий в быстрых реакторах, в исследовательских работах, выполняемых с участием специалистов многих стран.

Код состоит из теплогидравлического модуля COREMELT и нейтронно-физического модуля RADAR.

В модуле **COREMELT** реализована многокомпонентная и многофазная модель теплогидравлики в *R-Z* геометрии в приближении пористого тела.

В модуле **RADAR2D**решается многогрупповое уравнение диффузии нейтронов в *R-Z*- и *X-Y*-геометрии.

Модуль **RADAR3D** решает систему многогрупповых нестационарных уравнений диффузии нейтронов в гексагональной-*Z* геометрии.

Помимо геометрических опций, модуль имеет опцию стационарного расчета (решение условно-критической задачи) и опцию нестационарного расчета (решение нестационарного уравнения диффузии). Использование программы для решения динамических задач с достаточно быстрыми изменениями нейтронных констант требует наличие эффективного блока подготовки констант.

В качестве блока подготовки динамических нейтронных констант используется модифицированная для целей решаемой задачи программа TRIGEX со встроенной в нее программой CONSYST, связанной с библиотекой групповых констант БНАБ-93.

## Эксперименты на стенде АР-1

Экспериментальная установка представлена натриевым контуром и вспомогательным натрий – калиевым контуром. Схема экспериментальной установки приведена на рис. 1.

Экспериментальный контур состоит из подъемного участка, расширительного бака, опускной линии и подогревателя прямого накала. Подогреватель прямого накала стоит в начале подъемной ветки. Подъемный участок содержит модель ТВС, собранной из 7 имитаторов твэлов с электрическим обогревом.



Рис. 1. Экспериментальная установка – стенд АР-1

Модель твэла показана на рис. 2. Имитаторы твэла собраны в пучок, геометрические параметры которого показаны на рис. 3. Каждый из имитаторов твэлов снабжён четырьмя термопарами, заделанными в оболочку имитатора и распределёнными по длине [3].



Рис. 2. Схема имитатора твэл



Рис. З. Геометрические параметры пучка имитаторов твэлов

Каждый из имитаторов твэлов снабжён четырьмя термопарами, заделанными в оболочку имитатора и распределёнными по длине.

Сначала теплоноситель подогревается либо в петлевом подогревателе прямого накала, либо на подъемной линии петли естественной циркуляции. После этого натрий сначала попадает во входную камеру экспериментального участка, а затем в область модели активной зоны. Здесь осуществляется подогрев натрия на обогреваемой длине имитаторов равной 600 мм. Над моделью активной зоны расположена натриевая полость, в конце которой поток должен пройти через затеснённую имитатором верхнего торцевого экрана область. Моделью имитатора верхнего торцевого экрана и корпусом участка образован кольцевой канал с шириной зазора 4 мм. Внешняя поверхность модели верхнего торцевого экрана снабжена термопарами, распределёнными вдоль его длины. На рис. 4 представлена схема экспериментального участка.

На рис. 5 представлена расчетная схема экспериментального участка и показаны высотные отметки расположения термопар.



Рис. 4. Экспериментальный участок



Рис. 5. Расчетная схема экспериментального участка с расположением термопар Т

Расчётная область моделирует следующие области:

пучок имитаторов – в 1-й радиус вошли 3 имитатора (2 элемент), во 2-й – 4 имитатора (4 элемент);

- натриевую полость, представленную тремя радиусами (23, 24 элементы);
- кольцевой зазор имитатора ПЭЛ одним радиусом (13, 14 элементы);
- чехол сборки подсоединён к элементам 4, 23, 13, 14;

 расширительный бак – 3 элемент, а область контакта с холодной рубашкой – 7 элемент, в котором задается температура натрия, измеренная в эксперименте;

 опускная петля – 11, 12, 16, 17, в соответствующих элементах задаётся температура натрия, измеренная в эксперименте. Суммарный объём натрия в данных элементах равен объёму теплоносителя в трубах опускного участка экспериментальной петли. В 17 элементе задаётся напор насоса;

вход в сборку – 19 элемент.

На верхнем срезе расчётной области задаётся граничное условие по давлению (1 Атм). В начальном приближении задаётся расход через сборку, который подбирается в расчёте стационарного состояния местным сопротивлением на входе в ТВС, а также мощность имитаторов.

Графики изменения во времени мощности имитаторов представлены на рис. 6.



Рис. 6. Мощность 1-го и 7-го имитаторов и средняя мощность установки

Различия в мощности центрального (1-го) и периферийного (7-го) имитаторов после 1000 секунды достигают 150 Вт – это около 5 % средней мощности имитатора. Поэтому выполнены два варианта расчёта:

- в варианте 1 начальная мощность 1-го и 2-го расчётных каналов одинаковая;

– в варианте 2 начальная мощность 1-го и 2-го расчётных каналов отличаются друг от друга на 5 %.

В расчёте динамики задаётся изменение мощности нагревателей (задаётся таблично в соответствие с экспериментальными значениями), а также температуры в опускной петле в элементах 11, 12, 16 и в области холодной рубашки расширительного бака в элементе 7 (задаются таблично в соответствие с экспериментальными значениями).

## Эксперимент с естественной циркуляцией теплоносителя с моделью имитатора ПЭЛ. Результаты расчёта и оценка погрешностей

В данном эксперименте достижение режима кипения теплоносителя в модели ТВС осуществляется при нижнем положении модели верхнего торцевого экрана. После натриевой полости теплоноситель попадает в кольцевой канал образованным корпусом модели и моделью верхнего торцевого экрана.

Среднее значение расхода натрия в условиях естественной циркуляции в начале эксперимента составляло около 0,04 кг/с, экспериментальная и расчетная (вариант 1) зависимости расхода приведены на рис. 7. В элементах 7, 11, 12, 16 задавалась температура натрия. С этих условий начинался постепенный подъем мощности имитаторов. На рис. 8 приведены расчетная (вариант 1) и экспериментальная зависимости уровня натрия над кончиками имитаторов твэлов. На рис. 9 представлены экспериментальные и расчетные (вариант 1) изменения давления на входе в пучок. На рис. 10 представлено сравнение расчётных (вариант 1) и экспериментальных значений температуры в сборках в сечении 490 мм. На рис. 11 и 12 представлены расчётные (вариант 1) и экспериментальные значения температуры в натриевой полости на двух высотных отметках, где расположена термопары T10A и T11A.

К сожалению, прямых экспериментальных данных о паросодержании нет, а есть только косвенные результаты, например, показания термопар, по которым можно определить наличие пара в том или ином участке сборки. Для качественного понимания картины кипения в эксперименте на рис. 13 представлены расчётные значения объёмной доли пара в варианте 1 в различные моменты времени.



Рис. 7. Расход через реакторную установку



Рис. 8. Уровень теплоносителя над кончиками имитаторов твэлов



Рис. 9. Давление на входе в пучок твэлов







Рис. 11. Температура в натриевой полости для термопары Т10А



Рис. 12. Температура в натриевой полости для термопары Т11А





В таблице 1 представлены значения погрешностей для рассчитываемых величин.

	Расход, кг/с	Давле- ние, Па	Уровень, мм	<i>T</i> на высо- те 390 мм, °С	<i>T</i> на высо- те 490 мм, °С	Термо- пара T10A, °C	Термо- пара T11A, °C
Среднее квадратич- ное отклонение	0,011	3233,2	0,98	12,9	13,81	2,72	5,45
Средняя абсолютная погрешность	0,0082	3038,92	0,72	11,12	12,2	2,32	4,85
Дисперсия	0,014	6140	0,99	10,95	11,21	2,88	3,11
Максимальное отклонение	0,044	13950	3,28	28,51	24,94	7,43	24,73
Средняя относитель- ная погрешность	21 %	2,6 %	11,9 %	1,37 %	1,4 %	0,26 %	0,54 %

Погрешности расчета варианта 1

В моделировании экспериментов на установке AP-1 много неопределенностей, особенно в задании граничных условий для определения температуры в опускной петле. Однако на процесс кипения может повлиять неопределенность во входных данных, обусловленная заданием отличных друг от друга мощностей имитаторов. В двумерном расчёте учесть мощность каждого имитатора невозможно, поэтому, как было сказано ранее, выполнен дополнительный расчёт (вариант 2), учитывающий различие в мощности центральной и периферийной зоны пучка имитаторов.

В таблице 2 приведены погрешности рассчитываемых параметров для второго варианта задания исходных данных.

Таблица 2

Таблица 1

	Расход, кг/с	Давле- ние, Па	Уровень, мм	<i>T</i> на высо- те 390 мм, °С	<i>T</i> на высо- те 490 мм, °С	Термо- пара T10A, °C	Термо- пара T11A, °C
Среднее квадратичное отклонение	0,011	2344,92	1,34	13,51	20,75	2,6	5,02
Средняя абсолютная погрешность	0,0073	2052,55	1,09	11,24	17,74	2,25	4,37
Дисперсия	0,013	4194,91	1,14	17,87	18,12	2,88	2,83
Максимальное отклонение	0,078	15240	5,17	33,08	41,41	5,32	21,99
Средняя относитель- ная погрешность	15,7 %	1,77 %	20,14 %	1,4 %	2,06 %	0,25 %	0,49 %

#### Погрешности расчета для второго варианта задания исходных данных

Обработка результатов показывает, что увеличение мощности центрального твэла на 5 % сильнее всего влияет на погрешность расчета изменения уровня теплоносителя над кончиками TBC. На остальные результаты расчета изменение мощности оказывает незначительное влияние.

Таким образом, код COREMELT обеспечивает расчет ключевых параметров аварийного процесса в данном эксперименте с естественной циркуляцией теплоносителя:

- расход теплоносителя 18,35 %;
- давление теплоносителя 2,19 %;
- уровень над кончиками имитаторов 16,03 %;
- температура в пучке имитаторов 1,7 %;
- температура в натриевой полости 0,5 %.

# Эксперимент с принудительной циркуляцией теплоносителя с использованием модели имитатора ПЭЛ. Результаты расчёта и оценка погрешностей

В экспериментах с принудительной циркуляцией величина расхода теплоносителя составляла около 0,06 кг/с, при этом мощность сборки составляла примерно 22 кВт. В расчётах этого эксперимента задавался напор на насосе 0,1 Атм (элемент 17).

Остальные граничные и начальные условия данного эксперимента аналогичны условиям эксперимента с естественной циркуляцией теплоносителя. Графики изменения во времени мощности имитаторов представлены на рис. 14.



Рис. 14. Мощность 1 и 7 имитатора и средняя мощность всех твэлов

На рис. 15–21 представлены сравнения экспериментальных и расчетных значений основных параметров, таких как изменение расхода на входе в сборку с момента кипения натрия, изменение давления на входе в экспериментальную установку, изменение уровня теплоносителя над кончиками имитаторов твэлов, изменения температуры в сборках в сечении на высоте 490 мм, изменения температуры натрия в натриевой полости для термопар T10A и T11A и объемные доли паровой компоненты в различные моменты времени.



Рис. 15. Расход через ТВС



Рис. 16. Давление на входе в сборку



Рис. 17. Уровень над кончиками имитаторов твэлов



Рис. 18. Температура в сечении на высоте h = 490 мм



Рис. 19. Температура натрия в натриевой полости для термопары 10А



Рис. 20. Температура натрия в натриевой полости для термопары 11А



Рис. 21. Поля объемных долей компонент в моменты времени  $\tau$ 

Основная неопределенность во входных данных была связана с заданием мощности. Для оценки влияния неопределенности были проведены расчеты варианта 2.

В таблице 3 представлены значения погрешностей для рассчитываемых величин варианта 1.

	2
Гаолина	- 1
таолица	2

	Расход, кг/с	Давле- ние, Па	Уровень, мм	<i>T</i> на высо- те 390 мм, °С	<i>T</i> на высо- те 490 мм, °С	Термо- пара T10A, °C	Термо- пара T11A, °C
Среднее квадратич- ное отклонение	0,04	2681,75	4,81	11,5	10,02	3,05	4,82
Средняя абсолютная погрешность	0,025	1924,13	4,41	10,51	9,01	2,08	3,7
Дисперсия	0,044	2307,87	8,11	21,44	18,38	4,5	3,3
Максимальное отклонение	0,288	19232	12,82	20,08	17,94	29,29	43,43
Средняя относитель- ная погрешность	2,81 %	1,19 %	14,8 %	1,32 %	1,07 %	0,23 %	0,41 %

Погрешности расчета варианта 1

В таблице 4 приведены погрешности для рассчитываемых параметров для второго варианта задания исходных данных.

Обработка результатов показывает, что увеличение мощности центрального твэла на 5 % сильнее всего влияет на погрешность расчета расхода теплоносителя. На остальные результаты расчета изменение мощности оказывает несущественное влияние.

Таким образом, код COREMELT обеспечивает расчет ключевых параметров аварийного процесса в данном эксперименте с естественной циркуляцией теплоносителя:

- расход теплоносителя 7,6 %;
- давление теплоносителя 1,61 %;

- уровень над кончиками имитаторов 17,3 %;
- температура в пучке имитаторов 4,2 %;
- температура в натриевой полости 0,34 %.

-				-			
	Расход, кг/с	Давле- ние, Па	Уровень, мм	<i>T</i> на высо- те 390 мм, °С	<i>T</i> на высо- те 490 мм, °С	Термо- пара T10A, °C	Термо- пара T11A, °C
Среднее квадратич- ное отклонение	0,009	3007,52	3,98	63,1	96,74	2,15	5,97
Средняя абсолютная погрешность	0,007	2426,96	3,19	33,63	79,38	0,98	5,4
Дисперсия	0,014	2064,39	5,2	8,545	16,81	2,21	2,58
Максимальное отклонение	0,05	16445	11,75	17,6	22,62	24,66	34,02
Средняя относитель- ная погрешность	12,38 %	2,02 %	19,8 %	4,28 %	10,11 %	0,11 %	0,6 %

#### Погрешность для второго варианта задания исходных данных варианта

Таблина 4

#### Заключение

Код COREMELT обеспечивает расчет ключевых параметров аварийного процесса в эксперименте AP-1 с естественной и принудительной циркуляцией теплоносителя с моделью имитатора ПЭЛ с погрешностями, соответствующими его паспортным данным.

В расчетах показано, что в режимах естественной и принудительной циркуляции при наличии натриевой полости и имитатора ПЭЛ возможно достаточно длительное кипение натрия без кризиса теплообмена.

# Список литературы

- 1. Кузнецов Ю.Н. Теплообмен в проблеме безопасности ядерных реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1989.
- 2. Теплогидравлический расчет ТВС быстрых реакторов с жидкометаллическим охлаждением / Под редакцией А.В. Жукова. – М.: Энергоатомиздат, 1985.
- Хафизов Р.Р., Сорокин А.П. Экспериментальные исследования теплообмена при кипении натрия в модели ТВС в обоснование безопасности перспективного реактора на быстрых нейтронах // Результаты реализации новой технологической платформы ядерной энергетики, 3–4 апреля 2015. URL: <u>http://www.innov-rosatom.ru/files/articles/ead7f9fe5c053a93e4a4fd23f05acf9b.pdf</u>

# Модуль SAFR интегрального кода ЕВКЛИД/V2 для расчета задач с плавлением твэл быстрого реактора

Бутов А.А.<sup>1</sup>, Усов Э.В.<sup>1</sup>, Жданов В.С.<sup>1</sup>, Стрижов В.Ф.<sup>2</sup>, Калашникова А.А.<sup>3</sup>

1 – Новосибирский филиал Института проблем безопасного развития атомной энергетики РАН, Новосибирск

2 – Институт проблем безопасного развития атомной энергетики РАН, Москва
 3 – Новосибирский государственный университет, Новосибирск

#### Введение

Одним из важнейших этапов проектирования реакторных установок является обоснование их безопасности. Поскольку провести натурный эксперимент с имитацией аварийных режимов и обосновать безопасность той или иной конструкции, не представляется возможным, альтернативным подходом является численное моделирование протекающих при аварии процессов.

Основной частью реакторной установки, в которой происходит цепная реакция деления, является активная зона. Активная зона состоит из тепловыделяющих сборок (TBC), которые в свою очередь состоят из тепловыделяющих элементов (твэлов). Твэл – главный элемент активной зоны реакторной установки, представляет собой полую цилиндрическую оболочку, заполненную таблетками ядерного топлива.

В качестве основных сценариев, которые могут привести к тяжелым авариям, рассматриваются аварии с потерей принудительной циркуляции теплоносителя при несрабатывании аварийной защиты (ULOF) и авария с вводом положительной реактивности и несрабатыванием аварийной защиты реактора (UTOP). Тяжёлые аварии в реакторе типа БН, как правило, сопровождаются кипением натриевого теплоносителя, осушением поверхности твэла и, как следствие, его перегревом и плавлением.

Расчёт реактора – комплексная и трудоёмкая задача, решение которой требует разбиение на более простые подзадачи. В связи с этим, для анализа и обоснования безопасности РУ БН с жидкометаллическими теплоносителями в рамках проекта «Прорыв» разрабатывается интегральный код ЕВКЛИД нового поколения.

Текущая версия кода ЕВКЛИД позволяет моделировать поведение РУ БН в стационарных и переходных режимах работы и при проектных авариях путем выполнения связанных нейтронно-физических, термомеханических и теплогидравлических расчётов. Модульная структура кода позволяет наращивать количество модулей, тем самым расширяя спектр моделируемых явлений.

Моделирование плавления твэла на этапе тяжелой аварии осуществляется с использованием тяжелоаварийного модуля SAFR, который позволяет решать уравнение теплопроводности для определения поля температур в твэле и фазового состояния материалов твэла, и уравнений на перемещения образовавшегося расплава с учетом возможности образования блокировок в каналах теплоносителя.

#### Основные уравнения модели стекания расплава

Перемещение расплава моделируется в одномерной постановке путем решения системы уравнений, которые выражают законы сохранения массы и импульса. При этом предполагается, что расплав перемещается в виде пленки без образования волн [1, 2]. В такой формулировке усредненные по толщине пленки уравнения сохранения массы и импульса выглядят следующим образом:

$$\frac{\partial}{\partial t}\int_{0}^{h} u dx + \frac{\partial}{\partial x}\int_{0}^{h} u^{2} dx = gh\sin\theta + \frac{\tau_{G}}{\rho} - \frac{\tau_{W}}{\rho}, \qquad (1)$$

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \int_{0}^{h} u dy = 0, \qquad (2)$$

где h – толщина пленки, u(x,t) – продольная скорость пленки, U – скорость на поверхности пленки,  $\rho$  – плотность жидкости, g – ускорение свободного падения,  $\theta$  – угол наклона к гори-

зонту,  $\tau_W$  – тензор вязких напряжений на левой границе, то есть трение со стенкой,  $\tau_G$  – тензор вязких напряжений на правой границе, то есть трение с газовым потоком.

Первое уравнение отвечает уравнению сохранения импульса. Второе – сохранению массы для пленки. После преобразований [3] уравнения примут вид:

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \alpha \frac{\partial Uh}{\partial x} = 0, \qquad (3)$$

$$\frac{\partial Uh\alpha}{\partial t} + \beta \frac{\partial U^2 h}{\partial x} = gh \sin \theta + \frac{\tau_G - \tau_W}{\rho}, \qquad (4)$$

где

$$\alpha = \frac{3-\kappa}{6}, \quad \beta = \frac{\kappa^2 - 5\kappa + 10}{30}, \quad \gamma = 1-\kappa, \quad \kappa = \frac{\rho g h/2}{\tau_G - \rho g h/2}.$$
 (5)

Поверхностная скорость U связана со средней скоростью  $\overline{U}$  соотношением:  $\overline{U} = \alpha U$ .

Запишем конечно-разностные аппроксимации уравнений сохранения массы и сохранения импульса для плёнки расплава. Расчетная область представлена на рисунке 1. Следует отметить, что скорость определяется на границе  $U_{j+1/2}$  расчётной ячейки, а толщина плёнки  $h_j$  – в её центре. Ячейки нумеруются сверху вниз.



Рис. 1. Качественная схема процессов, в свинцовом теплоносителе

Уравнением (3), описывающее эволюция толщины плёнки, по своей сути является балансным уравнением на массу жидкости, и может быть переписано в виде

$$\frac{\partial m}{\partial t} + \int_{S} \rho \overline{U} dS = 0.$$
(6)

Такая форма записи представляется наиболее удобной для построения численной схемы, поскольку является более общей формой уравнения (3) на случай произвольной геометрии.

Запишем конечно-разностную аппроксимацию уравнения сохранения массы (6):

$$m_j^{n+1} = m_j^n + m_{\rm up} - m_{\rm down} \,,$$
 (7)

где  $m_j^{n+1}$  – масса на новом временном шаге,  $m_j^n$  – масса на предыдущем временном шаге,  $m_{\rm up}$  и  $m_{\rm down}$  – масса расплава, переместившаяся через верхнюю и нижнюю границы ячейки соответственно за временной шаг.

Масса, переместившаяся через верхнюю границу расчётной ячейки, определяется как количество расплава, переместившееся через верхнюю площадь за единицу времени со скоро-

стью равной скорости в j-1-й ячейке. Площадь, через которую протекает расплав, равна нулю только в том случае, если нижняя граница расплава не пересекает верхнюю границу расчётной ячейки. Если расплав течёт вниз, то площадь равна площади верхней ячейки. Если расплав движется вверх, используется площадь j-й ячейки, поскольку перетекание расплава осуществляется из j-й в j-1-ю ячейку. Таким образом, масса, переместившаяся через верхнюю границу за время  $\tau$ , вычисляется следующим образом:

$$m_{\rm up} = \rho \tau s_{\rm up} \overline{U}_{j-1/2}^{n+1}$$
, (8)

$$s_{\rm up} = \begin{cases} 0, & z\_{\rm down} > b\_{\rm up}; \\ \Theta(\overline{U}_{j-1/2}^n) l_{j-1} \pi \left(R_{j-1}^2 - r_{j-1}^2\right) + \Theta\left(-\overline{U}_{j-1/2}^n\right) l_j \pi \left(R_j^2 - r_j^2\right), & \text{иначе,} \end{cases}$$
(9)

где  $\rho$  – плотность,  $s_{up}$  – верхняя площадь ячейки,  $\overline{U}_{j-l/2}^{n+1}$  – средняя скорость расплава на нижней границе *j*–1-й ячейки на *n*+1 шаге, *z*\_down – нижняя граница расплава, *b*\_up – верхняя граница ячейки,  $R_j$ ,  $r_j$ ,  $l_j$  и  $R_{j-1}$ ,  $r_{j-1}$ ,  $l_{j-1}$  – внешний радиус, внутренний радиус и доля расплава для *j*-й и *j*–1-й ячеек соответственно,  $\overline{U}_{j-l/2}^n$  – средняя скорость расплава на нижней границе *j*–1-й ячейки,  $\Theta(\overline{U}_{j-l/2}^n)$  – функция Хевисайда от средней скорости расплава на нижней границы *j*–1-й ячейки на *n* шаге.

Для массы, переместившейся через нижнюю границу ячейки рассуждения аналогичные:

$$m_{\rm down} = \rho \tau s_{\rm down} \overline{U}_{j+l/2}^{n+1}, \qquad (10)$$

$$s_{\text{down}} = \begin{cases} 0, & z_{\text{down}} > b_{\text{down}}; \\ \Theta\left(\overline{U}_{j+1/2}^{n}\right) l_{j} \pi\left(R_{j}^{2} - r_{j}^{2}\right) + \Theta\left(-\overline{U}_{j+1/2}^{n}\right) l_{j+1} \pi\left(R_{j+1}^{2} - r_{j+1}^{2}\right), & \text{иначе,} \end{cases}$$
(11)

где  $s_{\text{down}}$  – нижняя площадь ячейки,  $\overline{U}_{j+l/2}^{n+1}$  – средняя скорость расплава на нижней границе *j*-й ячейки на n+1 шаге,  $b_{\text{down}}$  – верхняя граница ячейки,  $R_j$ ,  $r_j$ ,  $l_j$  и  $R_{j+1}$ ,  $r_{j+1}$ ,  $l_{j+1}$  – внешний радиус, внутренний радиус и доля расплава для *j*-й и *j*+1-й ячеек соответственно,  $\Theta(\overline{U}_{j+l/2}^n)$  – функция Хевисайда от средней скорости расплава на нижней границы *j*-й ячейки на *n* шаге.

Эволюция скорости плёнки описывается уравнением сохранения импульса. Запишем соотношения для трения со стенкой и с газовым потоком.

Трение со стенкой может быть представлено в виде:

$$\tau_W = \xi_W \frac{\rho \overline{U}^2}{8}$$

где коэффициент  $\xi_W$  рассчитывается следующим образом:

$$\xi_W = \begin{cases} \frac{64}{\text{Re}} - \frac{8}{3\text{Fr}}, & \text{Re} < 2000; \\ \frac{0,37}{\text{Re}^{0,25}}, & \text{Re} > 2000. \end{cases}$$
(12)

Числа Рейнольдса Re и Фруда Fr определяются так: Re =  $\frac{4\rho \overline{U}h}{\eta}$ ; Fr =  $\frac{\overline{U}^2}{gh}$ .

Здесь  $\overline{U}$  – средняя скорость на поверхности плёнки,  $\eta$  – динамическая вязкость жидкости.

Трение с газовым потоком в соответствии с [4] определяется как  $\tau_G = \xi_G \frac{\rho_G U_G^2}{8}$ .

$$\xi_{G} = \begin{cases} \xi_{g500} = \frac{64}{\text{Re}_{g}}, & \text{Re}_{g} < 500; \\ \xi_{g1500} = 0,02 \left(1 + \frac{h}{D_{ch}}\right), & \text{Re}_{g} > 1500; \\ \xi_{g500} \frac{1500 - \text{Re}_{g}}{1000} + \xi_{g1500} \frac{\text{Re}_{g} - 500}{1000}, & 500 \le \text{Re}_{g} \le 1500. \end{cases}$$
(13)

Число Рейнольдса для газа  $\operatorname{Re}_g$  определено следующим образом:  $\operatorname{Re}_g = \frac{\rho_g U_g D_{ch}}{\eta_g}$ .

Здесь  $\rho_g$  – плотность газа,  $U_g$  – скорость газового потока,  $\eta_g$  – динамическая вязкость газа,  $D_{ch}$  – гидравлический диаметр канала.

Учитывая уравнение на толщину пленки (3), преобразуем уравнение импульса:

$$h\frac{\partial \bar{U}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left[ \left( \frac{\beta}{\alpha^2} - 1 \right) \bar{U}^2 h \right] + \frac{h}{2} \frac{\partial \bar{U}^2}{\partial x} = gh\sin\theta + \frac{\tau_G}{\rho} - \frac{\tau_W}{\rho}.$$
 (14)

Конечно-разностная аппроксимация уравнения сохранения импульса выглядит следующим образом:

$$h_{j}^{n} \frac{\overline{U}_{j+1/2}^{n+1} - \overline{U}_{j+1/2}^{n}}{\tau} + \frac{\partial}{\partial x} \left[ \left( \frac{\beta}{\alpha^{2}} - 1 \right) \partial \overline{U}^{2} h \right]_{j+1/2}^{n+1} + \frac{h_{j+1/2}^{n}}{2} \left( \frac{\partial \overline{U}^{2}}{\partial x} \right)_{j+1/2}^{n+1} = gh_{j+1/2}^{n} \sin \theta_{j+1/2}^{n} + \frac{\left( \tau_{G} \right)_{j+1/2}^{n}}{\rho_{j+1/2}^{n}} - \frac{\left( \tau_{W} \right)_{j+1/2}^{n}}{\rho_{j+1/2}^{n}},$$
(15)

где т – временной шаг.

Для определения  $h_{j+1/2}^n$  используем линейную интерполяцию:  $h_{j+1/2}^n = \frac{1}{2} \left( h_j^n + h_{j+1}^n \right)$ .

Конвективные члены в конечных разностях записываются с использованием противопоточной аппроксимации:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[ \left( \frac{\beta}{\alpha^2} - 1 \right) \overline{U}^2 h \right]_{j+1/2}^{n+1} = \left[ \left( \frac{\beta}{\alpha^2} - 1 \right) h \right]_j^n \frac{\overline{U}_{j+1/2}^n + \overline{U}_{j-1/2}^n}{2} \Theta \left( \overline{U}_{j+1/2}^n \right) \frac{\overline{U}_{j+1/2}^{n+1} - \overline{U}_{j-1/2}^{n+1}}{\Delta x_j} + \left[ \left( \frac{\beta}{\alpha^2} - 1 \right) h \right]_{j+1}^n \frac{\overline{U}_{j+3/2}^n + \overline{U}_{j+1/2}^n}{2} \Theta \left( -\overline{U}_{j+1/2}^n \right) \frac{\overline{U}_{j+3/2}^{n+1} - \overline{U}_{j+1/2}^{n+1}}{\Delta x_{j+1}},$$
(16)

$$\left(\frac{\partial \overline{U}^{2}}{\partial x}\right)_{j+1/2}^{n+1} = \frac{\overline{U}_{j+1/2}^{n} + \overline{U}_{j-1/2}^{n}}{2} \Theta\left(\overline{U}_{j+1/2}^{n}\right) \frac{\overline{U}_{j+1/2}^{n+1} - \overline{U}_{j-1/2}^{n+1}}{\Delta x_{j}} + \frac{\overline{U}_{j+3/2}^{n} + \overline{U}_{j+1/2}^{n}}{2} \Theta\left(-\overline{U}_{j+1/2}^{n}\right) \frac{U_{j+3/2}^{n+1} - U_{j+1/2}^{n+1}}{\Delta x_{j+1}},$$
(17)

где  $\Delta x$  – аксиальный размер ячейки.

Соберем члены при скоростях на новом временном слое, и обозначим коэффициенты при скоростях как  $A_k^n$ , где k – индекс соответствующей скорости на новом временном слое:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[ \left( \frac{\beta}{\alpha^2} - 1 \right) \overline{U}^2 h \right]_{j+1/2}^{n+1} + \frac{h_{j+1/2}^n}{2} \left( \frac{\partial \overline{U}^2}{\partial x} \right)_{j+1/2}^{n+1} = -A_{j-1/2}^n \overline{U}_{j-1/2}^{n+1} + A_{j+1/2}^n \overline{U}_{j+1/2}^{n+1} + A_{j+3/2}^n \overline{U}_{j+3/2}^{n+1}.$$
(18)

Окончательно конечно-разностная аппроксимация выглядит так:

$$-\tau A_{j-1/2}^{n} \overline{U}_{j-1/2}^{n+1} + \left(h_{j}^{n} + \tau A_{j+1/2}^{n} + \tau \xi_{W} \frac{|\overline{U}_{j+1/2}^{n}|}{8}\right) \overline{U}_{j+1/2}^{n+1} + \tau A_{j+3/2}^{n} \overline{U}_{j+3/2}^{n+1} = h_{j}^{n} \overline{U}_{j+1/2}^{n} + \frac{\left(\tau_{G}\right)_{j+1/2}^{n}}{\rho_{j+1/2}^{n}} \tau + \tau g \sin \theta_{j+1/2}^{n} h_{j+1/2}^{n}.$$
(19)

## Результаты расчетов с использованием разработанной модели

Важный этап разработки программного модуля – его валидация. Проверка заложенных в программный модуль моделей осуществлялась на базе тестов с известными аналитическими решениями. В соответствии со спецификой данного модуля, наибольший интерес представляют тесты с моделированием плавления/затвердевания расплава и его дальнейшим перемещением.

Матрица верификации разработанного модуля в разделе, посвященном аналитическим тестам, приведена в таблице ниже.

Таблица

		Аналитические тесты:							
		+ – применимы для проверки;							
			0 – частично	применимы д	цля проверки;				
		— – не применимы для проверки							
	Применимость	Распростра-	Распростра-	Установле-	Движение	Движение			
	данных	нение фрон-	нение фрон-	ние скорости	границы	границы			
		та плавле-	та затверде-	при стека-	расплава	расплава под			
		ния в ци-	вания ци-	нии распла-	под дей-	действием			
		линдриче-	линдриче-	ва под дей-	ствием силы	трения с га-			
		ской гео-	ской гео-	ствием силы	тяжести	зовым пото-			
		метрии	метрии	тяжести		КОМ			
1	Плавление оболочки	+	_	_	_	_			
2	Плавление топлива	+	_	_	_	_			
3	Разрушение топлива	_	_	_	_	_			
4	Плавление чехла ТВС	+	-	-	-	_			
5	Перемещение расплава	_	_	+	+	_			
	внутри твэла								
6	Перемещение расплава	—	—	+	+	+			
	по поверхности твэла								
7	Выброс топлива в теп-	_	_	_	_	—			
	лоноситель								
8	Формирование блоки-	—	+	—	—	—			
	ровки проходного сече-								
	ния в ТВС вследствие								
	застывания расплава								
	топлива и оболочек								
9	Выброс расплава в ВКС	_	-	-	-	_			
10	Взаимодействие топли-	_	_	_	_	_			
	во/теплоноситель								
11	Формирование бассейна	_	_	_	_	_			
	расплава								

#### Матрица верификации тяжелоаварийного модуля. Аналитические тесты

Ниже представлено описание результатов расчетов с использованием разработанного модуля аналитических тестов по перемещению расплава.

### Установление скорости при стекании расплава под действием силы тяжести

В рамках представленной задачи рассматривается твёрдый цилиндр длиной 1 м, вдоль внешней границы которого задана плёнка расплава постоянной толщины. Необходимо определить эволюцию скорости пленки, движущейся под действием силы тяжести с учетом трения с твердой поверхностью. Начальная толщина пленки во всех точках была задана 10<sup>-5</sup> м, начальная скорость 0 м/с. Плотность материала равна 6790 кг/м<sup>3</sup>, динамическая вязкость 0,004 Па·с. Данные параметры соответствует стали марки 316 в жидком состоянии при температуре 2000 К.

Для пленки постоянной толщины, движущейся под действием сил тяжести, скорость на поверхности может быть найдена из уравнения

$$\frac{\partial U}{\partial t} = \frac{g}{\alpha} - \frac{\tau_W}{\rho}.$$
(20)

Для данной задачи трение со стенкой:

$$\frac{\tau_W}{\rho} = \frac{\gamma \eta}{\alpha \rho h^2} U \,. \tag{21}$$

Здесь предполагается, что вклад конвективных членов в уравнении сохранения импульса пренебрежимо мал. В этом случае решение уравнения имеет вид:

$$U(t) = \frac{gh^2}{\gamma v} \left( 1 - \exp\left(-\frac{\gamma \eta}{\alpha \rho h^2}t\right) \right).$$
(22)

Установившаяся скорость течения пленки только под действием силы тяжести равна

$$\overline{U} = \alpha U = \alpha \frac{gh^2}{\gamma v}.$$
(23)

При отсутствии трения с газовым потоком:  $\alpha = 2/3$ ,  $\gamma = 2$ , тогда

$$\overline{U} = \frac{gh^2}{3y}.$$
(24)

На рис. 2 приведено сравнение результатов расчёта эволюции скорости плёнки с аналитическим решением. Из рисунка видно, что результаты, полученные при расчёте, хорошо согласуются с аналитическим решением, погрешность не превышает 2 %.



Движение границы расплава под действием силы тяжести

Если приведенный выше тест проверяет правильность реализации уравнения сохранения импульса, описанная ниже задача позволяет верифицировать уравнение сохранения массы расплава, на примере расчета стекания образовавшегося расплава по поверхности твэл под действием силы тяжести [5].

В представленной задаче рассматривается твёрдый цилиндр длиной 1 м. Необходимо определить перемещение нижней границы расплава под действием силы тяжести при наличии трения с поверхностью твэл. Начальная скорость плёнки была задана равной 0 м/с. Плотность расплава – 7450 кг/м<sup>3</sup>, динамическая вязкость 1,39·10<sup>-3</sup> Па·с при температуре 2000 К.

Найдем аналитическое решение. Уравнение, описывающее движение пленки жидкости, выглядит следующим образом:

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial Uh}{\partial x} = 0.$$
(25)

Стационарная скорость течения пленки, при воздействии на нее только гравитационных сил:

$$U = -\frac{\rho g h^2 \sin \theta}{3n}.$$
 (26)

Подставляя данное выражение в уравнение, описывающее движение плёнки, получим:

$$\frac{\partial h}{\partial t} - \frac{\rho g}{\eta} h^2 \frac{\partial h}{\partial x} = 0.$$
(27)

Решая это уравнение методом характеристик, найдем:

$$h(x,t) = \sqrt{\frac{\left(x - x_0(h)\right)\eta}{\rho g t}}.$$
(28)

Введем параметр *А*, характеризующий отношение объёма плёнки к единице периметра, тогда на больших временах:

$$A = \int_{0}^{x_{n}} h(x,t) dx = \frac{2}{3} \sqrt{\frac{\eta x_{n}^{3}}{\rho g t}}.$$
 (29)

В таком случае, расстояние, на которое переместилась граница расплава:

$$x_n = \sqrt[3]{\frac{9A^2\rho gt}{4\eta}}.$$
(30)

Расчетная схема численного эксперимента состояла из одного вертикального материального слоя длиной 1 м, разделенного на 200 ячеек равной длины.

На рис. 3 представлено сравнение результатов расчета с аналитическим решением при разных значениях параметра A. Параметр A представлен в виде  $K \cdot 10^{-6}$ . Из рисунка видно, что аналитическое решение и расчёт хорошо согласуются между собой.



Рис. З. Координата нижней границы расплава от времени, через К представлен параметр А=К·10<sup>-6</sup>

#### Движение границы расплава под трения с газовым потоком

Также была проведена валидация модели движения расплава при обдуве его потоком газа [6]. В рамках задачи рассматривается твёрдый цилиндр длиной 3 м, в верхней части которой находится расплав, обдуваемый газовым потоком. Необходимо произвести расчёт перемещения границы расплава с учётом силы трения с потоком. Начальная скорость задана 0 м/с. Скорость газа на правой границе материального слоя была задана 300 м/с.

Плотность материала равна 6974 кг/м<sup>3</sup>, динамическая вязкость 6,3·10<sup>-3</sup> Па·с при температуре 1709 К. Свойства газа соответствуют свойствам паров натрия.

Найдем аналитическое решение в соответствии с [6]. Уравнение, описывающее движение пленки жидкости, выглядит следующим образом:

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial Uh}{\partial x} = 0.$$
(31)

Стационарная скорость пленки при воздействии на нее силы трения со стороны газового потока:

$$U = \frac{\tau_G h}{2\eta}.$$
 (32)

Подставим выражение для скорости в исходное уравнение:

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\tau_G}{\eta} h \frac{\partial h}{\partial x} = 0.$$
(33)

Решением является:

$$h(x,t) = \frac{\eta}{\tau_G} \frac{(x - x_0(h))}{t}.$$
(34)

Аналогично предыдущему тесту введем параметр *A*, характеризующий объём плёнки на единицу периметра, тогда на больших временах:

$$A = \int_{0}^{x_{n}} h(x,t) dx = \frac{\eta x_{n}^{2}}{2\tau_{G} t}.$$
 (35)

В таком случае, расстояние, на которое переместилась граница расплава:

$$x_n = \sqrt{\frac{2A\tau_G t}{\eta}}.$$
(36)

Расчётная схема данного эксперимента состояла из одного вертикального слоя длиной 3 м, разделённого на 200 ячеек равной длины.

На рис. 4 приведено сравнение расстояний, на которое переместилась нижняя граница расплава, полученных при расчёте и аналитическом решении. Расчёт произведён для параметра  $A=10^{-5}$ .



Рис. 4. Координата нижней границы расплава от времени

Как можно видеть из рисунка, получено хорошее согласие расчетных данных и аналитического решения.

#### Заключение

При разработке проекта реакторной установки одним из важнейших этапов является обоснование ее безопасности. Для реакторных установок с жидкометаллическим охлаждением рассматриваются следующие сценарии тяжёлых аварий: авария с потерей принудительной циркуляции теплоносителя при несрабатывании аварийной защиты (ULOF) и авария с вводом положительной реактивности и несрабатыванием аварийной защиты реактора (UTOP).

Тяжёлые аварии, как правило, сопровождаются кипением натриевого теплоносителя, осушением поверхности твэла и, как следствие, его перегревом и плавлением. Настоящая работа посвящена выбору моделей и проведению на их основе расчетов основных процессов, протекающих на этапе тяжелой аварии в быстром реакторе.

Основной акцент в работе сделан на моделировании начальной стадии аварии, которая требует разработки подходов для определения основных закономерностей плавления материалов твэл и их перемещения в активной зоне. В работе представлены тестовые и демонстрационные расчёты по перемещению расплава материалов, включающие в себя моделирование стекания расплава под действием силы тяжести, определение положения границы расплава под действием силы трения.

# Список литературы

- 1. Ishii M., Chen W.L., Grolmes M.A. Molten Clad Motion Model for Fast Reactor Loss-of-Flow Accidents // Nuclear Science and Engineering. 1976. V. 60.
- Chen W.L., Ishii M., Grolmes M.A. Parametric Study of the Molten Clad Motion Based on One dimensional Model // Nuclear Engineering and Design. – 1977. – V. 41. – P. 1–12.
- Алексеенко С.В., Накоряков В.Е., Покусаев Б.Г. Волновое течение пленок жидкости. Новосибирск: Наука, 1992. – 256 с.
- 4. Уоллис Г. Одномерные двухфазные течения. М.: Мир, 1972. 440 с.
- 5. Herbet E. Huppert. Flow and instability of a viscous current down a slope // Letters to Nature. 1982. Vol. 300. P. 427–429.
- 6. Dawn E. Kataoka. A theoretical study of instabilities at the advancing front of thermally driven coating films // Journal of colloid and interface science. 1997. N 192. P. 350–362.

# Расчетные технологии. Экстраполяция измерений векторного поля на конечном временном интервале

#### Щербаков С.И.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

Цель работы – совершенствование расчетных численных схем динамики векторных полей (механика текущей среды, электромагнитное поле) для увеличения быстродействия.

В настоящее время для численных расчетов используются аппроксимации дифференциальных уравнений, адекватных в непрерывном пространстве-времени. В расчетном коде это приводит к необходимости иметь малые шаги в дискретном пространстве и дискретном времени. Здесь рассматривается алгоритм корректировки изменений векторных полей для больших интервалов времени.

# Суть проблемы

1. Численные расчеты векторных полей, таких, как поле скорости текущей среды или электромагнитное поле от движущихся источников, проводятся в дискретном времени с конечным временным интервалом между двумя соседними распределениями векторов. Естественно желание увеличить интервал (шаг) времени для ускорения расчета.

2. Система дифференциальных уравнений, определяющая динамику векторного поля, содержит, как правило, два типа уравнений – уравнения с производными вектора по времени и равенства, справедливые для любого момента времени. В случае течения жидкости – это уравнение Навье-Стокса и уравнение неразрывности. В случае электромагнитного поля (уравнения Максвелла) – законы индукции и законы Гаусса. Для сжимаемой среды уравнение неразрывности содержит производную давления по времени, но пропорциональную квадрату скорости звука.

3. Таким образом, в векторном поле существуют два процесса перемещения – перемещение с малой скоростью (перемещение заряда или маркера в жидкости) и перемещения с большой скоростью (звуковые и электромагнитные волны). Уравнения с производными вектора по времени отражают медленные перемещения. Равенства, «справедливые для любого момента времени», являются следствием законов сохранения (массы или заряда) и соответствуют быстрым перемещениям.

4. Шаг по времени для расчета быстрых перемещений должен быть очень мал. По этой причине, коды, основанные на уравнении Навье-Стокса работают очень медленно, так как требуется согласовывать изменения скорости в уравнении неразрывности. Прямое решение уравнений Максвелла практически невозможно. Иногда в расчетных алгоритмах используются нефизические приемы снижения скорости звука (света) путем введения в уравнения неразрывности (закон Гаусса) производных по времени от плотности массы (заряда).

#### Технология экстраполяции

5. Предлагается алгоритм экстраполяции временных изменений векторного поля в пределах большого временного интервала, обеспечивающий выполнение равенств, «справедливых для любого момента времени». Это, очевидно, позволит существенно сократить затраты времени для вычисления стационарных распределений и практически освоить решение нестационарных задач.

6. Проще рассмотреть предлагаемый алгоритм на примере прогноза изменений напряженности электромагнитного поля при движении заряда. Уравнения Максвелла:

$$C\nabla \times H = Vq + \frac{\partial E}{\partial t}; \tag{1}$$

$$\nabla E = q \,; \tag{2}$$

$$C\nabla \times E = -\frac{\partial H}{\partial t};\tag{3}$$

$$\nabla H = 0. \tag{4}$$

В первом приближении перемещение заряда q за конечный интервал времени  $\delta t$  эквивалентно добавлению к полю заряда q в момент времени  $t E = \nabla \phi$  диполя  $\delta q(-q, +q)$  с расстоянием между зарядами, равным перемещению заряда q за интервал времени

$$\delta E = \nabla(\delta \phi); \quad \delta q = \nabla(\delta E) = \nabla^2 \delta \phi.$$

Таким образом, производная  $\partial E / \partial t$  известна, и из уравнения (1) можно рассчитать поле *H*. Далее, из (3) можно рассчитать поправку  $\delta E = \nabla \times a$  для поля *E*, не влияющую на баланс уравнения (2), и затем, уточнить поле *H* в (1).

7. К сожалению, все это можно сделать в частном случае равномерного движения. В общем случае, в численном расчете изменения E вычисляются по уравнению (1), а не из предположений о характере движения заряда. Но при этом, уравнение (2) для изменений E за большой интервал времени выполняться не будет (появятся ложные заряды). Особенно, в начале движения, при нулевых H и изменениях E в одной точке.

8. Поэтому, для расчета по такой схеме, надо уменьшить шаг по времени до того предела, чтобы рассчитать прохождение электромагнитных волн, и сделать очень много последовательных обращений ко всем уравнениям системы в заданном временном интервале.

9. Чтобы уменьшить необходимое число шагов поиска решения, нужно экстраполировать изменения E, полученное из (1) в момент t, на конец большого интервала времени  $\delta t$ . При этом изменение E в каждой точке, рассчитанное по уравнению (1) создаст (успеет создать за время  $\delta t$ ) *дополнительное поле*  $\xi$  во всей области. Полное изменение поля E на конец интервала  $\delta t$  составит

$$(\partial E / \partial t) \delta t + \xi$$

10. Исходя из вида уравнения (2), ищем это дополнительное поле в виде  $\xi = \nabla \sigma$ . Имеем для уравнения (2):

$$\nabla \left( \frac{\partial E}{\partial t} \delta t + \nabla \sigma \right) = \delta q; \quad \nabla^2 \sigma = \delta q - \delta t \cdot \nabla \left( \frac{\partial E}{\partial t} \right).$$

11. Таким образом, искомое дополнительное поле  $\xi$  состоит из двух частей  $\nabla \sigma_1$  и  $\nabla \sigma_2$ . Первое – поле электрического диполя  $\nabla^2 \sigma_1 = \delta q$ , связанное с заданным перемещением заряда за время  $\delta t$ . Второе – поле, компенсирующее реально несуществующие заряды от несогласованных изменений  $\partial E / \partial t$  в уравнении (1):

$$\nabla^2 \sigma_2 = -\delta t \cdot \nabla (\partial E / \partial t) \, .$$

12. Для расчета течения жидкости, если используется уравнение Навье-Стокса

$$\frac{\partial V}{\partial t} = -\left(V\,\nabla\right)V + \nu\nabla^2 V - \frac{\nabla P}{\rho}\,;\tag{5}$$

$$\nabla V = Q \,. \tag{6}$$

Имеем, аналогично п. 10:

$$\nabla = \left(\frac{\partial V}{\partial t} \delta t + \nabla \sigma\right) = \delta Q$$

После решения этого уравнения для  $\sigma$ , изменения скорости на временном интервале  $\delta t$ , равны  $\delta V = \frac{\partial V}{\partial t} \delta t + \nabla \sigma$ .

13. Аналогично п. 11, дополнительное поле для вектора скорости жидкости состоит из двух частей  $\nabla \sigma_1$  и  $\nabla \sigma_2$ . Первое поле –  $\nabla^2 \sigma_1 = \delta Q$ , связанно с перемещением источников объема жидкости за время  $\delta t$ . Второе – поле, компенсирующее несогласованные изменения  $\partial V / \partial t$  в уравнении (5):

$$\nabla^2 \sigma_2 = -\delta t \cdot \nabla (\partial V / \partial t) \, .$$

## Свойства изменений поля внутри расчетного интервала времени

14. Из вида уравнения в п. 10, 12 следует:

– изменения векторного поля в каждой точке области разделяются на первичные и вторичные;

 первичные изменения – это локальные изменения интенсивности источников и производные векторов по времени из уравнений динамики поля;

 первичное изменение поля даже в одной точке сразу (в пределах интервала δ*t*) порождает вторичные изменения во всей области. Вторичные изменения новых изменений не порождают;

– в каждой точке области, вторичные изменения от первичных изменений во всех других точках области, аддитивно складываются;

– свойство аддитивности вторичных изменений в точке не зависит от вида уравнений динамики поля. Эти уравнения могут быть нелинейными.

Аддитивность вторичных изменений позволяет рассчитывать изменения от разных причин раздельно, что существенно упрощает алгоритм.

15. Первичные изменения векторов – это определяемые в каждой точке функции, вторичные (индуцированные) изменения – определяющие функции, от которых зависят другие функции в точке.

Для уравнений электромагнитного поля, вторичные изменения напряженности *E* рождают магнитное поле (это необходимо для баланса уравнения (1)):

$$c\nabla \times (H + \delta H) = Vq + \frac{\partial E}{\partial t} + \nabla \sigma / \delta t$$
$$\delta H = \nabla \times \beta,$$
$$c\nabla^2 \beta = -\nabla \sigma / \delta t.$$

Затем, из уравнения (3) по изменению магнитного поля можно найти поправки для поля *E* в виде  $e = \nabla \times \gamma$ , изменяющие баланс уравнения (2).

Для уравнений течения жидкости, вторичные изменения скорости V изменяют поле давления (это необходимо для баланса уравнения (5)):

$$\frac{\partial V}{\partial t} + \nabla \sigma / \partial t = -(V\nabla)V + v\nabla^2 V - \frac{\nabla (P + \delta P)}{\rho},$$
$$\nabla \sigma / \delta t = -\frac{\nabla \delta P}{\rho}.$$

#### Альтернативный способ вычисления вторичных изменений поля

16. Из выражений п. 11, 13 
$$\nabla \left( \frac{\partial E}{\partial t} \delta t + \nabla \sigma_2 \right) = 0$$
 или  $\nabla \left( \frac{\partial V}{\partial t} \delta t + \nabla \sigma_2 \right) = 0$  следует, что  
 $\frac{\partial E}{\partial t} \delta t + \nabla \sigma_2 = \nabla \times \alpha, \quad \frac{\partial V}{\partial t} \delta t + \nabla \sigma_2 = \nabla \times \alpha.$ 

Действуя на эти выражения оператором ротор, получим:

$$\nabla \times \frac{\partial E}{\partial t} \delta t = -\nabla^2 \alpha$$
,  $\nabla \times \frac{\partial V}{\partial t} \delta t = -\nabla^2 \alpha$ .

После решения этих уравнений, полученный вектор *a* будет содержать и первичные и вторичные изменения во всей области  $\nabla \times \alpha$ . Для нахождения решения, левые части этих выражений заменяются результатом от действия оператора ротор на уравнения (1) и (5).

17. Таким образом, если для расчета течения жидкости используется уравнение переноса завихренности (ротор скорости), а не уравнение Навье-Стокса, то поле изменений скорости автоматически содержит согласованные изменения во всей области. Это позволяет использовать большие интервалы времени. К сожалению, такой подход трудно реализуется в трехмерном случае.

#### Элементарные векторные поля

18. Из сравнения выражений для расчета вторичных изменений в п. 16 и п. 13

$$\nabla^2 \sigma_1 = \delta Q; \quad \nabla^2 \sigma_2 = -\delta t \cdot \nabla (\partial V / \partial t); \quad \nabla^2 \alpha = -\delta t \cdot \nabla \times \frac{\partial V}{\partial t}.$$

следует, что изменение локальной циркуляции также является первичным изменением векторного поля, наряду с локальной дивергенцией и локальной производной вектора по времени.

19. Решения уравнений п. 18 для случаев, когда правые части отличны от нуля только в малой части области, показаны на рис. 1 в виде векторных линий. Этим трем уравнениям соответствуют три отличающиеся конфигураций векторного поля. По виду конфигурации они могут быть названы Ж-полем, Ф-полем и О-полем.

Это элементарные поля, т. к. полное решение для вторичных изменений векторного поля на интервале времени  $\delta t$  – это сумма всех Ж-, Ф-, О-полей от источников в разных малых частях области. По сути это функции Грина.

Ж-поле индуцируется при ненулевой дивергенции вектора в малой области, О-поле – при ненулевой циркуляции вектора в малой области, Ф-поле – при ненулевом фиксированном значении вектора в малой области.

$$\delta Q \neq 0; \quad \nabla (\partial V / \partial t) \neq 0; \quad \nabla \times \partial V / \partial t \neq 0.$$



Рис. 1. Элементарные поля Ж, Ф, О конфигурации

#### Выводы

20. При численном решении уравнений для векторных полей в дискретном времени (или при наблюдении за процессом через интервалы времени) следует учитывать, что возмущения в одной точке быстро распространяются по всей области из-за существования фундаментальных ограничений на пространственное распределение векторов.

Каждое локализованное в пространстве первичное возмущение, полученное из уравнений векторного поля, нужно дополнять соответствующим полем (во всей области) вторичных (индуцированных) возмущений, рассчитываемых по уравнениям п. 18.

Система уравнений векторного поля дополняется уравнениями расчета вторичных возмущений (п. 18). В этом отличие постановки задачи в дискретном и непрерывном времени.

21. Учет вторичных (индуцированных) изменений локальных векторов поля в численном расчете динамики векторного поля позволяет использовать большие расчетные шаги по времени.

# Модуль OXID второй версии кода HYDRA-IBRAE/LM для расчета окислительно-восстановительных процессов в первом контуре РУ со свинцовым теплоносителем

Усов Э.В.<sup>1</sup>, Чухно В.И.<sup>2,</sup> Сорокин А.А.<sup>3</sup>, Мосунова Н.А.<sup>3</sup>

Новосибирский филиал Института проблем безопасного развития атомной энергетики РАН
 2 – Новосибирский государственный университет
 3 – Институт проблем безопасного развития атомной энергетики, Москва

## Введение

Наиболее обоснованным к настоящему времени техническим решением для минимизации коррозии структурных материалов в свинцовом теплоносителе при долговременной эксплуатации РУ является использование технологии активного контроля содержания кислорода в теплоносителе, разработанной и успешно апробированной при создании малоразмерных ядерных реакторов для атомных подводных лодок [1].

В результате применения данной технологии создаются условия для образования на поверхности металлических структур защитной пленки оксидов железа (в основном магнетита), препятствующей прямому контакту и растворению компонентов металла в жидком свинце. В результате последующей частичной диссоциации оксида железа при взаимодействии со свинцом может происходить локальное насыщение свинца продуктами коррозии вблизи поверхности, что еще более уменьшает интенсивность коррозии металла. Важно отметить, что значение равновесной концентрации железа в свинце для этого механизма много меньше, чем в случае растворения железа в жидком свинце при прямом контакте. Поэтому наличие устойчивой оксидной пленки на поверхности металла способствует существенному замедлению процесса коррозии стали при взаимодействии со свинцовым теплоносителем.

Непосредственно связанной с проблемой коррозии является задача моделирования последующего переноса, осаждения и повторного уноса с поверхностей полидисперсных частиц, содержащих активированные продукты коррозии, продукты деления и, например, изотопы полония, вышедшие через неплотности оболочек твэлов. Эта задача тесно связана с общей задачей массопереноса растворенных и твердых продуктов в охлаждающем контуре РУ АЭС с ТЖМТ [2]. Задача массопереноса в контуре, кроме того, важна и по причине возможного влияния образующихся на теплообменных поверхностях отложений на интенсивность теплообмена и уменьшение проходного сечения в пучках твэлов и труб.

# Образование оксидного слоя на поверхности канала со свинцовым теплоносителем

В качестве базовых моделей роста оксидного слоя для модуля OXID рассматриваются модели, разработанные в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» (Обнинск), LANL (США) и PSI (Виллиген, Швейцария) [3–5]. Основными предположениями однослойной модели АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» являются следующие: на поверхности стали образуется только оксид железа Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> (магнетит); Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> не растворяется в ЖМТ (Pb или Pb-Bi); в объеме теплоносителя образуется только оксид РbO; предполагается однородное распределение примесей в объеме теплоносителя за исключением поверхности раздела оксид железа – теплоноситель;

В модели рассматриваются три потока массообмена: PbO из теплоносителя к поверхности раздела теплоноситель – оксидный слой, железа через оксидный слой к поверхности раздела оксидный слой – теплоноситель и части этого потока с поверхности раздела в теплоноситель.

Качественная схема рассматриваемых в этой модели механизмов окисления и коррозии стали представлена на рис. 1. Рост оксидной пленки обусловлен образованием магнетита в поверхностном слое, контактирующем со свинцом. Данный механизм реализуется на начальной стадии образования оксидной пленки. Как отмечается в [3, 6], рассмотрение такой модели является важным для определения характеристик массопереноса примесей в магнетите и свинцовом теплоносителе.



Рис. 1. Качественная схема процессов, в свинцовом теплоносителе

В соответствии с рассматриваемой физической моделью основными моделируемыми динамическими переменными являются толщина оксидного слоя  $\delta$ , масса растворенного железа  $M_{\rm Fe}^T$  и масса кислорода  $M_{\rm O}^T$  в объеме свинца. Система уравнений для этих переменных имеет следующий вид:

$$\begin{cases} \rho_{ox} \frac{d\delta}{dt} = J_{Fe}^{ox} + J_{O}^{T} - \rho_{ox} k_{rem}, \\ \frac{dM_{Fe}^{T}}{dt} = SJ_{Fe}^{T} + G_{Fe}^{in} - G_{Fe}^{out}, \\ \frac{dM_{O}^{T}}{dt} = -SJ_{O}^{T} + G_{O}^{in} - G_{O}^{out}, \end{cases}$$
(1)

где  $G_j^{\text{in}}$  и  $G_j^{\text{out}}$  соответствуют массовой скорости источника (кг/с) и стока (кг/с) компонента *j* вместе с потоком теплоносителя.  $J_j^T$  (кг/м<sup>2</sup>/с) – диффузионные потоки *j*-го компонента (кислород, железо) с поверхности пленки в теплоноситель,  $J_{\text{Fe}}^{ox}$  – поток железа, идущий на образование оксидного слоя,  $k_{rem} = (1, 3-9, 0C_{\text{Cr}}) \times 10^{-11}$  (м/с) – скорость эрозии оксидного слоя в результате взаимодействия с потоком теплоносителя, где  $C_{\text{Cr}}$  есть массовое содержание хрома в стали [4]. Данная аппроксимация была получена для довольно узкого диапазона содержания хрома в стали и имеет смысл только при условии  $k_{rem} \ge 0$ .

Технология мониторинга кислорода в свинцовом теплоносителе предполагает сохранение содержания растворенного кислорода в некотором достаточно узком диапазоне концентраций. Результаты экспериментов показывают, что при длительном воздействии на стали образуется оксидный слой, состоящий из двух подслоев. Первый слой – магнетит. Второй – смесь магнетита и железо-хромистой шпинели FeCr<sub>2</sub>O<sub>4</sub> [3, 7, 8], который может быть записан как (Fe<sub>0,88</sub>Cr<sub>0,12</sub>)<sub>3</sub> O<sub>4</sub>.

На рис. 2 представлена схема двухслойной оксидной пленки. Показаны основные потоки и обозначения активностей кислорода, железа и хрома (нижние индексы соответственно O, Fe, Cr) на поверхности стали, поверхности раздела шпинель-магнетит и магнетиттеплоноситель, в объеме теплоносителя (верхние индексы соответственно m, S, w, T).



Рис. 2. Двуслойная модель оксидной пленки на поверхности стали в свинцовом теплоносителе

В соответствии с рассматриваемой физической моделью основными моделируемыми динамическими переменными являются толщина внешнего слоя магнетита  $\delta m$ , толщина внутреннего слоя шпинели  $\delta s$ , масса железа  $M_{Fe}^T$  и масса кислорода  $M_O^T$  в элементе канала объёмом V и площадью поверхности S, доступной для образования оксидной пленки. Соответственно сделанным предположениям размер слоёв определяется через массу продуктов, составляющих слой:  $M_{ox}$  для внешнего слоя магнетита и  $M_s$  для внутреннего слоя шпинели:

$$M_{ox}(t) = \delta m(t) \cdot S \cdot \rho_{ox},$$
  
$$M_{s}(t) = \delta s(t) \cdot S \cdot \rho_{s},$$

где  $\rho_{ox}$  и  $\rho_s$  – фазовая плотность соответственно магнетита и шпинели.

Для двухслойной модели рассматривается схема потоков массы в соответствии с моделью окисления стали, разработанной в АО «ГНЦ РФ-ФЭИ» (Обнинск) [3] и с учетом приближения контрольных объемов для моделирования потока теплоносителя:

$$\begin{cases} \rho_{ox} \frac{d\delta m}{dt} = J_{Fe}^{ox} + J_{O}^{ox} - \rho_{ox}k_{rem}, \\ \rho_{s} \frac{d\delta s}{dt} = J_{O}^{s} + J_{Fe}^{s} + J_{Cr}^{s}, \\ \frac{dM_{Fe}^{T}}{dt} = SJ_{Fe}^{T} + G_{Fe}^{in} - G_{Fe}^{out}, \\ \frac{dM_{O}^{T}}{dt} = -SJ_{O}^{T} + G_{O}^{in} - G_{O}^{out}, \\ \frac{dM_{Cr}^{T}}{dt} = G_{Cr}^{in} - G_{Cr}^{out}, \end{cases}$$
(2)

 $J_{\rm Fe}^{ox}, J_{\rm O}^{ox}$  – массовые потоки железа и кислорода, идущие на образование оксидного слоя,  $J_{\rm O}^{ox}, J_{\rm Fe}^{s}, J_{\rm Cr}^{s}$  – массовые потоки кислорода, железа и хрома на образование шпинельного слоя. Предполагается также, что скорость установления химического равновесия в реакциях окисления свинца и железа существенно превышает скорость диффузионных процессов. В таком приближении весь кислород из объема теплоносителя диффундирует к пленке и идет на образование магнетита. Поток железа, диффундирующий с поверхности стали через пленку, на границе разделяется на два потока. Первый идет на образование пленки магнетита, второй уходит в теплоноситель.

Диффузионные потоки *j*-го компонента (кислород, железо) с поверхности пленки в теплоноситель  $J_i^T$  (кг/м<sup>2</sup>/с) вычисляется следующим образом:

$$J_j^T = \rho_{\rm Pb} h_j C_j^{sat} (a_j^w - a_j^T), \qquad (3)$$

где  $a_j^w$ ,  $a_j^T$  – активности железа на внешней поверхности оксидного слоя и в теплоносителе, соответственно;  $C_j^{sat}$  – концентрация насыщения железа в свинце, кг/ кг;  $h_j$  – коэффициент массообмена, м/с.

Корреляции для расчета концентрации насыщения железа и кислорода в свинце приведены соответственно в таблицах 1 и 2.

Таблица 1

N⁰	Формула	Автор, ссылка	Диапазон температур, К
1	$10^{-1,66-3450/T}$	V.V. Ulyanov [9]	_
2	$10^{3,051-11728/T+3,633\cdot10^6/T^2}$	C. Schroer [10]	[673, 1123]
3	$10^{-0,176-4860/T}$	C. Schroer [10]	[873, 1023]

#### Концентрация насыщения железа в свинце

Таблица 2

Концентрация	насыщения	кислорода	в свинце
--------------	-----------	-----------	----------

N⁰	Формула	Автор, ссылка	Температура, К
1	$10^{-2,106-2176/T}$	В.В. Алексеев [3]	_
2	$10^{1,44-5240/T}$	V.V. Ulyanov [9]	_
3	$10^{1,21-5100/T}$	C. Schroer [10]	[815, 1090]

Для расчета могут быть выбраны любые из предложенных соотношений. Рекомендуется для железа использовать формулу (1), а для кислорода – (2).

Коэффициент массообмена может быть вычислен с использованием эмпирических корреляций для числа Шервуда Sh :

$$h_j = \mathrm{Sh}\frac{D_j}{D_h},\tag{5}$$

где для массообмена в потоке ТЖМТ в круглой тубе диаметром  $D_h$  и скоростью  $V_f$ :

$$Sh = 5 + 0,025 \cdot Pe_d^{0,8},$$
 (6)

где число Пекле для частиц  $\operatorname{Pe}_d = \frac{V_f D_h}{D_j}$ .

В статье [8] представлен другой способ расчета коэффициента массообмена в турбулентном режиме для жидкости с коэффициентом кинематической вязкости v, м<sup>2</sup>/с:

$$h_j = 0,0133 \cdot \nu^{-0,542} \cdot D_j^{0,667} \cdot V_f^{0,875} \cdot D_h^{-0,125}.$$
(7)

Из-за недостаточности надежных данных для расчета коэффициента диффузии в ТЖМТ  $D_j$  (м<sup>2</sup>/с), рекомендуется проводить расчет по соотношению Сазерленда-Эйнштейна, как рекомендовано в [11]

$$D_j = \frac{k_b T}{2\pi\mu d},\tag{8}$$

где  $k_b$  – постоянная Больцмана; T – температура, К;  $\mu$  – динамическая вязкость несущей жидкости, Па·с; d – диаметр частиц вещества, м.

Некоторыми авторами были получены эмпирические соотношения для расчета коэффициента диффузии железа в свинце. Так, например, в [12] предлагается следующее соотношение:

$$D_{\rm Fe} = 4,9 \cdot 10^{-7} \exp\left(-\frac{44100 \pm 6300}{RT}\right).$$
 (9)

Для кислорода в работе [3] предложено выражение:

$$D_{\rm O} = 6, 6 \cdot 10^{-8} \exp\left(-\frac{16158}{RT}\right). \tag{10}$$

Диффузионный поток *j*-го компонента  $J_j^{dif}$  через слой толщины  $\delta$  может быть по рекомендации авторов работы [1] определен как:

$$J_j^{dif} = K_{pr} \frac{a_j^m - a_j^w}{\delta},\tag{11}$$

где  $a_j^m$  и  $a_j^w$  – активность *j*-го компонента у поверхности раздела соответственно сталь-пленка и пленка-теплоноситель.

В соответствии с данной схемой потоки, затрачиваемые на образование слоев магнетита  $J_j^{ox}$  и шпинели  $J_j^s$ , определяются следующим образом. Часть железа, диффундирующего через магнетит  $J_{\text{Fe}}^{dif\,M}$ , уходит в теплоноситель  $J_{\text{Fe}}^T$ , а остаток  $J_{\text{Fe}}^{ox}$  идет на образование оксидного слоя:

$$J_{\rm Fe}^{ox} = J_{\rm Fe}^{dif\,M} - J_{\rm Fe}^T\,. \tag{12}$$

Аналогично поток кислорода, затрачиваемый на образование оксидного слоя, определяется соотношением:

$$J_{\rm O}^{ox} = J_{\rm O}^{dif\,M} - J_{\rm O}^T$$

а поток железа, затрачиваемый на образование слоя шпинели, соотношением

$$J_{\rm Fe}^s = J_{\rm Fe}^{dif\,S} - J_{\rm Fe}^{dif\,M}\,,$$

где  $J_{\rm Fe}^{dif S}$  есть диффузионный поток железа в шпинели.

В рассматриваемой модели предполагается, что потоки кислорода к поверхности стали через слой шпинели и хрома с поверхности слоя шпинели через подслой магнетита малы по сравнению с другими потоками, то есть принимается  $J_{\rm O}^{dif\,S} \approx 0$  и  $J_{\rm Cr}^{dif\,M} \approx 0$ . Тогда:

$$J_{\rm O}^{s} = J_{\rm O}^{dif M},$$
$$J_{\rm Cr}^{s} = J_{\rm Cr}^{dif S}.$$

В данной системе скорость установления химического равновесия превышает скорость диффузионных процессов. Поэтому для потоков кислорода и железа должно выполняться соотношение, следующее из стехиометрии реакции  $3Fe + 4O \Leftrightarrow Fe_3O_4$ :

$$\frac{J_{\rm O}^T}{4m_{\rm O}} = \frac{J_{\rm Fe}^{ox}}{3m_{\rm Fe}}.$$
(13)

Для кислорода и железа в железо-хромистой шпинели:

$$\frac{J_{\rm O}^{T}}{4m_{\rm O}} = \frac{J_{\rm Fe}^{ox}}{3 \cdot 0.88 \cdot m_{\rm Fe}}.$$
 (14)

Для хрома и кислорода в шпинели:

$$\frac{J_{\rm O}^T}{4m_{\rm O}} = \frac{J_{\rm Cr}^{ox}}{3 \cdot 0, 12 \cdot m_{\rm Cr}} \,. \tag{15}$$

Для коэффициента проницаемости железа в магнетите  $K_{pr}$  рекомендуется использовать соотношение [3]:

$$K_{\rm Fe}^{m} = \begin{cases} 3,62 \cdot 10^{-1,6-9600/T}, & 903 \ K < T < 953 \ K \\ 14,5 \cdot 10^{-0,6-9600/T}, & 723 \ K < T < 883 \ K \end{cases}$$
(16)

При отсутствии экспериментальных данных, оценка коэффициента проницаемости может быть проведена с использованием соотношения  $K_{pr} \approx D_{Fe}^{ox} \times \rho_{ox}$ , где  $D_{Fe}^{ox}(T_{ox})$  – коэффициент диффузии железа в магнетите (м<sup>2</sup>/с) при температуре оксидной пленки  $T_{ox}$  (К) и плотности магнетита (кг/м<sup>3</sup>)  $\rho_{ox}(T_{ox})$ . Рекомендации по расчету коэффициента диффузии катионов железа и кислорода в магнетите представлены соответственно в работах [13, 14]:

$$D_{\rm Fe}^{ox}(T_{ox}) = 1,27 \cdot 10^{-3} \cdot \exp\left(-\frac{151562}{RT}\right),\tag{17}$$

$$D_{\rm O}^{ox}(T) = 3, 2(\pm 1, 6) \cdot 10^{-14} \cdot \exp\left(-\frac{17000 \pm 1650}{RT}\right), \quad 575 \ K < T < 823 \ K \ . \tag{18}$$

#### Результаты расчетов с использованием разработанной модели

Для проверки работоспособности разработанного модуля были проведены расчеты для аналитического теста по росту слоя магнетита. Аналитическое решение системы уравнений (1) с учетом замыканий (3)–(13) для толщины оксидной пленки имеет следующий вид [3]:

$$\frac{K_{pr} \cdot \Delta 1 - (h_{Fe} \cdot C_{Fe}^{sat} \cdot \Delta 2 + k_{rem}) \cdot \delta - K_{pr} \cdot \Delta 1 \cdot \ln(K_{pr} \cdot \Delta 1 - (h_{Fe} \cdot C_{Fe}^{sat} \cdot \Delta 2 + k_{rem}) \cdot \delta)}{(h_{Fe} \cdot C_{Fe}^{sat} \cdot \Delta 2 + k_{rem})^2} = (19)$$

$$= \left(1 + \frac{4m_0}{3m_{Fe}}\right) \frac{t}{\rho_{ox}} + Q,$$

где  $\Delta l = a_{\rm Fe}^m - a_{\rm Fe}^w$ ,  $\Delta 2 = a_{\rm Fe}^w - a_{\rm Fe}^T$ .

Сравнение результатов численного расчета с аналитическим решением представлено на рис. 3.



Рис. 3. Сравнение аналитического решения и расчета по модулю OXID
Также было проведено сравнение результатов численного расчета для модели образования двуслойной пленки с результатами расчета по коду ГНЦ РФ – ФЭИ [3] (рис. 4).



Рис. 4. Сравнение расчета по коду ГНЦ РФ-ФЭИ [3] и расчета по модулю OXID

Также была проведена валидация модели переноса продуктов коррозии с потоком ТЖМТ по контуру установки. Сравнение аналитического решения и расчета с использованием модуля OXID представлено на рис. 5.



Рис. 5. Сравнение расчета по коду ОХІD и аналитического решения по переносу магнетита в канале

#### Заключение

В настоящей работе представлено описание моделей программного модуля OXID в составе теплогидравлического кода HYDRA-IBRAE/LM, предназначенного для расчета физикохимических процессов и переноса продуктов коррозии в свинцовом теплоносителе.

Модель формирования и эволюции оксидного слоя включает в себя однослойное и двухслойное приближения.

В однослойной модели рост оксидной пленки обусловлен образованием магнетита в поверхностном слое, контактирующем со свинцом. Эта модель соответствует случаю преобладания механизма образования магнетита на внешней поверхности слоя. Данный механизм реализуется в большинстве случаев на начальной стадии образования оксидной пленки. Модель позволяет проводить расчет толщины оксидной пленки и выход железа в теплоноситель в зависимости от содержания кислорода, скорости и температуры потока теплоносителя.

В двухслойной модели динамика развития оксидной пленки рассматривается как процесс одновременного образования двух слоев пленки: внешнего слоя, состоящего из магнетита, и внутреннего слоя, состоящего из шпинели – смеси магнетита и двойного железо-хромистого оксида. Представлены уравнения для моделирования толщины слоев, содержания кислорода в свинце и выхода железа в поток теплоносителя.

## Список литературы

- 1. Gromov B.F., Orlov P.N. et al. Liquid Metal Systems N.Y. 1995. P. 339.
- 2. Алексеев В.В., Варсеев Е.В., Орлова Е.А. и др. Расчетные оценки массопереноса продуктов коррозии в первом контуре ЯЭУ со свинцовым теплоносителем / Сборник докладов научно-технической конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях» (ТЖМТ-2013)». 2014. Т. 2. С. 329–343.
- Алексеев В.В., Орлова Е.А., Козлов Ф.А., Торбенкова И.Ю. Моделирование процессов массопереноса и коррозии сталей в ядерных энергетических установках со свинцовым теплоносителем (часть 1): Препринт ФЭИ-3128. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2008. – 22 с.
- 4. Mikityuk K. Analytical model of the oxide layer build-up in complex lead-cooled systems // Nuclear Engineering Design. 2010. Vol. 240. P. 3632–3637.
- Zhang J., Li N., Chen Y. Dynamics of high temperature oxidation accompanied by scale removal and implications for technological applications // Journal of Nuclear Materials. – 2005. – V. 342. – P. 1–7.
- 6. Варсеев Е.В., Алексеев В.В. Расчёт массопереноса в контурах с жидкометаллическим теплоносителем / Сб. докл. конф. мол. спец. «Быстрые реакторы». Москва: НИКИЭТ 2013. С. 459–469.
- 7. Zhang J. Models of liquid metal corrosion // J. Nuclear Materials. 2010. Vol. 404. P. 82–96.
- 8. Machut M., Sridharan K., Li N., Ukai S., Allen T. Time dependence of corrosion in steels for use in lead-alloy cooled reactors // J. Nuclear Materials. 2007. Vol. 371. P. 134–144.
- 9. Ulyanov V.V., Gulevsky V.A., Storozhenko A.N., Teplyakov Y.A. Control of oxidizing potential of Pb and Pb-Bi coolants. // Orient J Chem, 2015. 31(4).
- 10. Schroer C, Konys J. Physical chemistry of corrosion and oxygen control in liquid lead and leadbismuth eutectic. – Forschungszentrum Karlsruhe; 2007. FZKA 7364.
- 11. Balbaud-Celerier F., Barbier F. Investigation of models to predict the corrosion of steels in flowing liquid lead alloys. // Journal of Nuclear Materials. – 2001. – V. 289. – P. 227–242.
- 12. Zhang J., Li N. Oxidation mechanism of steels in liquid-lead alloys // Oxidation of Metals. 2010. V. 63. N 5/6. P. 353–381.
- 13. Samsanov G. (Ed.) The Oxide Handbook, Plenum, New York, 1973.
- Castle J.E., Surman P.L. The Self-Diffusion of Oxygen in Magnetite. Techniques for Sampling and Isotopic Analysis of Micro Quantities of Water // Journal of Physical Chemistry. – 1967. – V. 71. – № 13. – P. 4255–4259.

# Анализ параметров и процессов распространения водорода в условиях тяжелой аварии в защитной оболочке реакторной установки РИТМ-200 с использованием кода «КУПОЛ-МТ»

Хизбуллин А.М., Тюриков О.В., Лепехин А.Н., Кулаков И.Н. АО «Опытное Конструкторское Бюро Машиностроения имени И.И. Африкантова»

#### Введение

Аварии с разгерметизацией первого контура вследствие выхода теплоносителя в объем помещений защитной оболочки (3O) сопровождаются изменением условий атмосферы в 3O. В помещениях аварийной реакторной установки (PV) происходит рост давления, температуры и изменение состава парогазовой среды (ПГС). При определенных условиях возможен переход запроектной аварии с течью первого контура в тяжелую аварию (TA) с повреждением активной зоны (а.з.) ядерного реактора (ЯP). В этом случае, наряду с теплоносителем в объем 3O будет поступать водород, образующийся в результате различных химических процессов, протекающих в первом контуре при разрушении активной зоны ЯP. Аккумуляция паро-водородной смеси в помещениях 3O может сопровождаться высокими локальными концентрациями водорода и представлять угрозу целостности прочноплотной 3O.

В современных условиях анализ возможных сценариев ТА и разработка мер по управлению ТА является важнейшим этапом на пути обеспечения безопасности действующих и разрабатываемых РУ. В соответствии с нормативной документацией для ядерных энергетических установок судов, требуется проведение анализа запроектных аварий с тяжелым повреждением а.з. для оценки последствий для персонала, населения и окружающей среды, а также разработки мер по управлению авариями с целью ограничения их последствий.

В период с 2012 по 2014 годы АО «ОКБМ Африкантов» принимало участие в расчетноэкспериментальных исследованиях теплогидравлических процессов в 3О водо-водяных реакторов в условиях ТА в рамках международного проекта ERCOSAM-SAMARA [1]. По результатам международных исследований и экспериментов АО «ОКБМ Африкантов» в обоснование работы пассивных систем была проведена верификация программного средства (ПС) КУПОЛ-МТ [2 – 7], используемого при обосновании безопасности разрабатываемых и действующих проектов РУ. После завершения международного проекта были проведены работы по анализу и адаптации полученных результатов международных исследований применительно к условиям ТА на плавучем энергоблоке (ПЭБ) с РУ КЛТ-40С [8].

С учетом результатов последних исследований в области контейнментной теплогидравлики и имеющегося опыта анализа процессов в ЗО в условиях LOCA и ТА проводится комплекс работ по исследованию параметров в аварии с тяжелым повреждением а.з. для универсального атомного ледокола (УАЛ) на базе РУ РИТМ-200 [9].

#### Особенности распространения водорода при тяжелой аварии в ЗО РУ РИТМ-200

В качестве определяющей рассматривается запроектная авария с потерей теплоносителя 1 контура одной из РУ, сопровождающаяся тяжелым повреждением (расплавлением) а.з. Исходным событием является разрыв полным сечением трубопровода, соединяющего реактор с компенсатором давления (КД), с отказом активных каналов системы аварийного охлаждения активной зоны (САОЗ). При такой аварии возможны несколько мест локализации течи (рис. 1).

Течь в реакторное помещение (далее по тексту течь 1) характеризуется выходом теплоносителя в ограниченное пространство под настилом биологической защиты (БЗ), что приведет к запариванию объема помещения и заливу пола и полостей водяной фракцией теплоносителя. Аккумуляция пара будет сопровождаться ростом параметров в реакторном помещении. При достижении определенного перепада давления срабатывания предохранительного устройства (УП), соединяющего реакторное и аппаратное помещения, эти помещения будут сообщены по газу и горячая паровоздушная смесь из реакторного помещения будет поступать в объем аппаратного помещения. При этом весь воздух из реакторного помещения будет вытеснен в аппаратное. Пар в аппаратном помещении будет конденсироваться на холодных поверхностях стен и трубной системе теплообменников (ТО), входящих в состав ССАД. Дальнейший рост параметров в аппаратном и реакторном помещениях ЗО инициирует срабатывание второго УП, соединяющего по газу аппаратное помещение и коффердам. На этапе плавления а.з. водород из места течи будет первоначально поступать в объем реакторного помещения. Далее под действием сил плавучести водорода через УП будет распространяться в другие помещения.

Течь в объем большой арматурной выгородки (течь 2) приведет к аккумуляции теплоносителя на настиле БЗ в аппаратном помещении (с последующей подачей воды в систему заполнения кессона реактора) и выходу пара, газа из КД и водорода через щелевые отверстия арматурной выгородки непосредственно в объем аппаратного помещения. При этом авария будет сопровождаться обратным транспортом ПГС из аппаратного помещения в реакторное.

Численный анализ ТА применительно к РУ КЛТ-40С, показал, что в предпосылках формирования струйного течения на выходе из арматурной выгородки в объеме аппаратного помещения может реализоваться неравномерное распределение ПГС с областями с различным относительным содержанием водорода и кислорода. При определенных условиях это может привести к ухудшению водородной обстановки в помещениях ЗО.



Рис. 1. Возможные места течи в 30 РУ РИТМ-200

#### Оценка условий в тяжелой аварии для РУ РИТМ-200

Подобные работы по анализу параметров в ЗО и процессов распространения водорода при ТА проводились ранее для ПЭБ [8]. Поэтому была проведена сравнительная оценка основных конструктивных характеристик и аварийных условий в ЗО УАЛ и ПЭБ. Из таблицы видно, что масса генерируемого водорода в УАЛ меньше приблизительно в 2,3 раза, а доля водорода на единицу объема ЗО – в ~1,4 раза. Геометрия аппаратного помещения ЗО УАЛ характеризуется меньшим проходным сечением и большей высотой до потолка помещения.

Также была проведена критериальная оценка возможности формирования стратификации атмосферы в помещениях ЗО РУ РИТМ-200 с использованием критериев Йорка и Ханта [10, 11]. Получено, в определяющей ТА для РУ РИТМ-200 формирование стратификации атмосферы в объеме аппаратного помещения не ожидается (рис. 2).

Характеристика	КЛТ-40С [8]	РИТМ-200 [12]
Свободный объем ЗО, м <sup>3</sup>	705 (апп. помещ. – 542)	425 (апп. помещ. – 310)
Высота аппаратного помещения ЗО, м	6	10
Поверхность ТО, м <sup>2</sup>	168	168
Горизонтальный размер, м	12×8	6×6
Высота от точки истечения до потолка помещения при течи в большую арматурную выгородку, м	~5,5	~9,5
Диаметр течи в реакторном помещении, м	0,010	0,018
Эквивалентный диаметр истечения из арматурного домика, м	~0,30	~0,23
Максимальный расход водорода, кг/с	0,022	0,025
Масса генерируемого водорода, кг	49,0	21,0



Рис. 2. Условия истечения для РУ РИТМ-200 на различных этапах выхода водорода при течи в аппаратное помещение

#### Расчетная модель ЗО

Для анализа параметров в ЗО РУ РИТМ-200 с использованием кода КУПОЛ-МТ была разработана расчетная модель помещений ЗО. При подготовке модели был учтен опыт исследований процессов в ЗО ПЭБ, где была применена специальная верифицированная методика построения модели. Расчетная схема ЗО РУ РИТМ-200 характеризуется подробным высотным разбиением аппаратного помещения, выделенной областью для струйного течения и областью с расположенными поверхностями трубной системы ТО ССАД. ЗО РУ РИТМ-200 моделируется 129 расчетными элементами, из которых 91 элемент выделен для аппаратного помещения, 31 – для коффердама и два – для реакторного помещения. Топология связей расчетных элементов насчитывает 208 связей по газовой и 108 по капельной составляющей.





#### Результаты расчетного анализа параметров и распределения водорода в помещениях ЗО

На рис. 4 и 5 представлены основные результаты расчета течи 1. В случае течи в реакторное помещение происходит быстрое подключение аппаратного помещения. Весь воздух из реакторного помещения вытесняется паром в аппаратное помещение. Примерно через минуту с начала аварии подсоединяется коффердам. На 10 минуте аварии каналы ССАД выходят на мощность теплоотвода ~800 кВт. В течение этого времени происходит стабилизация и небольшое снижение давления в ЗО (рис. 4 а). Температура ПГС в аппаратном помещении устанавливается на уровне 90 °C (рис. 4 б). В реакторном помещении аккумулируется пар и температура составляет ~125 °C. В коффердаме атмосфера прогревается до 60 °C. Пар в основном объеме аппаратного помещения и коффердаме распределен практически равномерно, а его концентрация составляет 42-45 и 8 % (об.), соответственно (рис. 5 а). Компенсация потери теплоносителя водой из гидроаккумуляторов (ГА) САОЗ, сопровождается увеличением расхода пара из течи и интенсивным ростом параметров в ЗО. После исчерпания воды в ГА, к моменту 5500 с, давление в ЗО стабилизируется на уровне 4,3 атм (абс.) за счет обеспечения мощности теплоотвода каналами ССАД на уровне 1,2 МВт. Температура ПГС в аппаратном помещении составляет  $130 \,^{\circ}$ С, в коффердаме – на  $10 \,^{\circ}$ С ниже, а в реакторном помещении – около  $170 \,^{\circ}$ С. К этому времени концентрация пара в объеме аппаратного помещения достигает своего максимума -74 % (об.). Продолжающаяся конденсация пара в коффердаме на холодной поверхности стенки, контактирующей с неаварийной РУ, конденсация на ТО и конвекция ПГС в аппаратном помещении приводят к транспорту пара из аппаратного помещения в коффердам. При этом содержание его в коффердаме достигает 50 % (об.). Неравномерного распределения пара в помещениях ЗО не зафиксировано.



Рис. 4. Основные параметры в помещениях 30 РУ РИТМ-200 при течи в реакторное помещение: *а)* давление; *б)* температура



Рис. 5. Концентрация компонентов ПГС в помещениях 30 РУ РИТМ-200 при течи в реакторное помещение: *а)* концентрация пара; *б)* концентрация водорода; *в)* контрольные точки

Через 5,5–6 ч с момента начала аварии осушение а.з. приводит к разогреву твэлов и генерации водорода. Выход водорода в реакторное помещение сопровождается резким повышением температуры газа в этом помещении со 170 до 345 °C. Содержание водорода в атмосфере реакторного помещения в момент максимального расхода его истечения достигает 19 %(об.) (рис. 5 б). К этому моменту водород уже поступает в соседние помещении достигает 18 % (об.). Стратификации водорода не происходит. Частично водород поступает и в коффердам, где его распределение по объему равномерное, а концентрация достигает 7 % (об.). Через 8 ч на этапе учета остаточных тепловыделений давление в 30 возрастает до 4,8 атм (абс.). На протяжении последующего времени аварии наблюдается постепенное снижение параметров в 30. Через сутки давление в 30 устанавливается на уровне 4,2 атм (абс.). Температура газа в объеме аппаратного помещении температура несколько выше, около 140 °C. По завершении первых суток аварии концентрация пара в аппаратном помещении и коффердаме из-за конденсации ССАД снижается, что приводит к увеличению доли, занимаемой водородом, до ~ 19–21 % (об.).

На рис. 6 и 7 представлены результаты расчета течи 2. При течи в аппаратное помещение, вследствие роста количества пара и давления в нем (рис. 6 а), примерно через минуту срабатывает первое УП, соединяющее аппаратное и реакторное помещения. Еще через 10 с срабатывает второе УП, подключающее коффердам. В отличие от течи 1, происходит обратный транспорт перемешанного пара с воздухом из аппаратного помещения в реакторное. Наблюдается небольшое снижение температуры в реакторном помещении из-за поступления более холодной ПГС из аппаратного помещения (рис. 6 б). Концентрация пара в реакторном помещении при



Рис. 6. Основные параметры в помещениях 30 РУ РИТМ-200 при течи в аппаратное помещение: *а* – давление; б – температура



Рис. 7. Концентрация компонентов ПГС в помещениях ЗО РУ РИТМ-200 при течи в аппаратное помещение: *а* – концентрация пара; б – концентрация водорода; *в* – контрольные точки

этом достигает 40 % (об.) (рис. 7 а). Увеличение расхода пара из течи приводит к интенсивному росту параметров в 30 и выходу ССАД на мощность, близкую к номинальной. Динамика изменения давления и температуры ПГС на основных этапах этой аварии практически аналогична варианту с течью в реакторное помещение. Максимальная концентрация пара в аппаратном помещении составляет примерно 80 % (об.) (рис. 7 а), что совпадает с вариантом расчета течи 1 и свидетельствует об отсутствии какого-либо распределения пара по объему аппаратного помещения.

Выход водорода непосредственно в объем аппаратного помещения также сопровождается его перемешиванием. Максимальная концентрация водорода в 30 достигает 19% (об.) (рис. 7  $\delta$ ). В течение суток происходит выравнивание концентраций в аппаратном помещении и коффердаме. Небольшое количество водорода на начальном этапе аварии поступает в реакторное помещение. Однако, на этапе учета остаточных тепловыделений реакторное помещение продувается паром и весь водород поступает в вышележащие помещения. К моменту окончания первых суток аварии концентрация водорода во всех помещениях 30 выравнивается и составляет около 18% (об.).

На дальнейших этапах работы по результатам численного анализа параметров в ЗО РУ РИТМ-200 будет проведена расчетная оценка концентраций гремучей смеси и пределов распространения пламени (КПРП). Также будет дана оценка эффективности работы системы рекомбинаторов в обоснование конструктивных проработок системы рекомбинации водорода.

#### Заключение

Проведен анализ параметров и процессов распространения водорода в помещениях ЗО УАЛ с РУ РИТМ-200 в условиях тяжелой аварии. Работа проведена с учетом результатов новейших исследований в области контейнментной теплогидравлики и имеющегося опыта анализа процессов в ЗО в условиях ТА применительно к ПЭБ с РУ КЛТ-40С.

Теоретическая оценка условий в ЗО с точки зрения возможной стратификации атмосферы показала, что какие-либо предпосылки к формированию неравномерного распределения компонентов атмосферы в помещениях ЗО отсутствуют.

Расчетный анализ представительного сценария тяжелой аварии для различных вариантов локализации мест течи показал, что с учетом работы системы пассивного отвода тепла от 30 расчетные параметры в помещениях 30 приближаются к проектным пределам, но не превышают их. Неравномерного распределения пара на этапе выхода теплоносителя из течи и водорода на этапе деградации а.з. не наблюдается. Максимальные концентрации пара наблюдаются в реакторном помещении на этапе учета остаточных тепловыделений. Максимальные концентрации водорода зафиксированы в аппаратном помещении и коффердаме и составляют в среднем 19–20 % (об.).

Полученные результаты будут использованы на дальнейших этапах работ по анализу ТА для РУ РИТМ-200 для оценки КПРП гремучей смеси и определения проектных характеристик и эффективности системы рекомбинации водорода.

## Список литературы

- Paladino D., Guentay S., Andreani M., Tkatschenko I., Brinster J., Dabbene F., Kelm S., Allelein H.-J., Visser D.C., Benz S., Jordan T., Liang Z., Porcheron E., Malet J., Bentaib A., Kiselev A., Yudina T., Filippov A., Khizbullin A., Kamnev M., Zaytsev A., Loukianov A. "The EURATOM-ROSATOM ERCOSAM-SAMARA Projects on Containment Thermal-hydraulics of current and future LWRs for Severe Accident Management". In Proc: ICAPP '12, Chicago, USA, June 24-28, 2012.
- Бахметьев А.М., Большухин М.А., Хизбуллин А.М., Макаров О.В. и др. Экспериментальное обоснование контура охлаждения системы пассивного отвода тепла из защитной оболочки проекта АЭС-2006 для площадки Ленинградской АЭС // Атомная энергия, №3, 2009, с. 148–152.
- 3. Бахметьев А.М., Большухин М.А., Хизбуллин А.М., Камнев М.А. Экспериментальное исследование пассивной системы снижения аварийного давления в защитной оболочке реакторной установке КЛТ-40С // Атомная энергия, №5, 2010, с. 284–288.
- 4. Лукьянов А.А., Зайцев А.А., Попова Т.В., Хизбуллин А.М., Тюриков О.В. и др. Результаты верификации программного средства «КУПОЛ-МТ» на базе экспериментальных исследо-

ваний пассивной системы снижения аварийного давления в защитной оболочке реакторной установки КЛТ-40С / Материалы 7-й Международной научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР» (МНТК-2011), 17-20 мая, Подольск, Россия.

- 5. Хизбуллин А.М., Камнев М.А., Тюриков О.В., Потехин Е.П., Антоненков М.А. Результаты расчетно-экспериментальных исследований процессов перемешивания легкого газа для задач управления авариями на АЭС в рамках проектов ERCOSAM-SAMARA / Материалы 9-й Международной научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР» (МНТК-2015), 19-22 мая, Подольск, Россия.
- 6. Kamnev M., Tyurikov O., Khizbullin A., Kiselev A., Yudina T., Paladino D., Andreani M., "Overview of SPOT experimental and analytical activities with KUPOL". In Proc.: ICAPP 2015, May 3-6, Nice, France.
- 7. Andreani M., Sharabi M., Bleyer A., Malet J., Dabbene F., Visser D., Benz S., Xu Z., Liang Z., Kelm S., Filippov A., Zaytsev A., Kamnev M., Tyurikov O., Boyd C., "Modelling of stratification and mixing of a gas mixture under the conditions of a severe accident with intervention of mitigation measures". In Proc.: ICAPP 2015, May 3-6, Nice, France.
- Большухин М.А., Хизбуллин А.М., Лепехин А.Н., Кулаков И.Н., Тюриков О.В. Анализ процессов распространения водорода в условиях тяжелой аварии в защитной оболочке плавучей АЭС с использованием результатов международного сотрудничества АО «ОКБМ Африкантов» в области контейнментной теплогидравлики / Материалы научнотехнической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика-2015)», 6-9 октября, Обнинск, Россия.
- 9. Кислицын Д.В., Лепёхин А.Н. Расчетный анализ мер по управлению тяжелой аварией реакторной установки для универсального ледокола / Материалы IV Международной научно-технической конференции «Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики» (МНТК НИКИЭТ-2016), 27-30 сентября, Москва, Россия.
- 10. Зверев Д.Л., Вешняков К.Б., Панов Ю.К., Полуничев В.И. Результаты разработки технического проекта РУ для УАЛ // Судостроение, № 3, 2011, с. 32–37.
- 11. Lee J.H., Jirka G.H. «Stability and mixing of a vertical round buoyant jet in shallow water», Energy Laboratory Report No. MIT-EL 74-014, 1974.
- 12. Hunt G.R., Cooper P., Linden P.F., «Thermal stratification produced by plumes and jets in enclosed spaces», Building and Environment 36 (2001), 871-882.

# Результаты доработки и тестирования теплогидравлического кода Ring для расчета активных зон с коаксиальными кольцевыми твэлами

#### Савиновский А.С., Носков А.С., Матяш П.Б.

АО «Опытное Конструкторское Бюро Машиностроения имени И.И. Африкантова»

Программа Ring написана на алгоритмическом языке Fortran и предназначена для проведения гидравлического и теплофизического расчета активной зоны, а также отдельных каналов с коаксиальными кольцевыми твэлами в стационарных и квазистационарных режимах работы.

В программе предусмотрено несколько режимов расчета:

- с профилированием активной зоны в процессе счета;

- с заданным гидравлическим профилированием активной зоны;

- расчет автономных (отдельных) тепловыделяющих сборок (ТВС).

Расчетный код может осуществлять оптимальное гидравлическое профилирование активной зоны в целом (определение коэффициента гидравлического сопротивления шайб TBC), а также отдельных кольцевых зазоров каждой тепловыделяющей сборки (определение коэффициента гидравлического сопротивления микрошайб кольцевых зазоров). В процессе расчета определяются гидравлические и теплофизические характеристики TBC, рассчитываются показатели теплотехнической надежности. Активная зона рассматривается как система параллельно соединенных каналов – TBC с единым перепадом давления между напорной и сливной камерами реактора. Совокупность кольцевых зазоров каждой отдельной TBC также рассматривается как система параллельных каналов с единым перепадом давления между входом и выходом кольцевых зазоров. Расчетная модель TBC может включать в себя как обогреваемые, так и необогреваемые трубы в любом порядке. В процессе расчета определяются следующие параметры: – гидравлическое сопротивление активной зоны и отдельных каналов;

– гидравлическое сопротивление шайб ТВС и микрошайб отдельных кольцевых зазоров;

- температура теплоносителя, оболочки и сердечника твэлов;

– определение коэффициентов запаса до кризиса теплоотдачи и показателей теплотехнической надежности активной зоны и отдельных ТВС.

Пример кольцевой ТВС, состоящей из двух твэлов, представлен на рис. 1.

Особенность теплогидравлического расчета кольцевых тепловыделяющих систем состоит в перераспределении тепловых потоков с внешней и внутренней поверхности кольцевых элементов в соответствии с температурой теплоносителя и условиями теплообмена в кольцевых щелях. Решение сопряженной задачи теплообмена проводиться итерационными методами в рамках систем: активная зона как комплекс ТВС и ТВС как комплекс колец с внутренним энерговыделением или без него (трубы, кольцевые твэлы, исследуемые образцы, мишенные поглотители или другие элементы).



Рис. 1. Пример кольцевой ТВС

Восстановление и доработка проводилась в несколько этапов. На первом этапе произведено восстановление и адаптация кода для работы на современных ЭВМ. На втором этапе проведена его доработка: актуализированы соотношения и методики, введены дополнительные расчетные возможности, расширен диапазон применимости.

Основной целью доработки являлась актуализация и апробация расчетных соотношений, заложенных в код Ring, для решения широкого спектра расчетных задач термогидравлики кольцевых систем.

В первой версии Ring организована связь с результатами нейтронно-физического расчета в двухмерном приближении (по радиусу и высоте активной зоны) по моментам кампании активной зоны. В процессе выполнения доработки налажена автоматизированная передача нейтронно-физических параметров отдельного (автономного) канала для выполнения серийных или динамических расчетов.

ТВС кольцевого типа применяются в исследовательских, экспериментальных реакторах, предназначенных для получения высоких нейтронных потоков и наработки изотопной продукции. Каналы таких реакторов, кроме твэлов могут включать в себя облучаемый материал, как правило, конструктивно выполненный аналогично твэлам (в виде кольцевого элемента). Облучаемый материал может устанавливаться в канал с наличием промежутков по высоте активной зоны. Для учета в аксиальном поле наличия участков без энерговыделения, в код Ring включена возможность задавать для одного кольца ТВС дополнительное дискретное аксиальное поле энерговыделения, а также включен блок автоматического пересчета аксиального поля канала в нормированное поле энерговыделения с учетом координат расположения участков с облучаемым материалом по высоте канала. Пример пересчета аксиального поля полученного по программе нейтронно-физического расчета в поле энерговыделения кольца с облучаемым материалом представлено на рис. 2.

В результате анализа литературных данных, и заложенных в расчетный код формул выбраны соотношения и методики, которые легли в алгоритм расчета новой версии кода Ring.



Рис. 2. Пример пересчет аксиального поля канала

Важной задачей при выполнении теплогидравлического расчета TBC с кольцевыми твэлами, является корректное определение гидравлического сопротивления каждого кольцевого зазора. Коэффициент гидравлического сопротивления каждого зазора определяет распределение расхода в TBC, а при наличии дроссельных микрошайб в TBC на выбор величины их гидравлического сопротивления. В свою очередь, распределение расхода теплоносителя по TBC влияет на температурное состояние элементов конструкции.

Коэффициент гидравлического сопротивления трения для кольцевых щелей при турбулентном однофазном потоке в Ring определяется по одной из формул [1]:

 при условии гладких стенок канала (формула Филоненко-Альтшуля с поправкой на кольцевую геометрию канала)

$$\xi_{TP} = \frac{1,05}{\left(1,8 \cdot \lg \operatorname{Re}-1,64\right)^2} \cdot \frac{\varepsilon_{\text{внутр}} \cdot r_{\text{внутр}} + \varepsilon_{\text{внеш}} \cdot r_{\text{внеш}}}{r_{\text{внутр}} + r_{\text{внеш}}},$$
(1)

. . .

где  $\varepsilon_{\text{внутр}} = \left(\frac{\mu_{CT}^{\text{внутр}}}{\mu_{\text{ж}}^{\text{внутр}}}\right)^{0,25}$  и  $\varepsilon_{\text{внеш}} = \left(\frac{\mu_{CT}^{\text{внеш}}}{\mu_{\text{ж}}^{\text{внеш}}}\right)^{0,25}$  – поправочные коэффициенты на вязкость

вблизи внутренней и внешний стенки; *r*<sub>внутр</sub> и *r*<sub>внеш</sub> – внутренний и внешний радиус кольцевого зазора; Re – критерий Рейнольдса в кольцевом зазоре;

– при условии шероховатых стенок канала (формула Альтшуля для шероховатых труб)

$$\xi_{TP} = 0.11 \cdot \left(\Delta + \frac{68}{\text{Re}}\right)^{0.25},\tag{2}$$

где  $\Delta$  – относительная шероховатость стенок кольцевого зазора.

С целью сравнения расчетных данных, полученных по соотношениям (1) и (2) и экспериментальных значений коэффициента гидравлического сопротивления, проведены гидравлически испытания имитатора ТВС. В экспериментальной модели распределение расхода теплоносителя по кольцевым зазорам ТВС происходило за счет сопротивления трения (без участия дроссельных микрошайб). В процессе обработки экспериментальных данных вычислены гидравлические характеристики отдельных кольцевых зазоров, и ТВС в целом (при совместной параллельной работе всех кольцевых зазоров модели ТВС).

В результате анализа получено, что наиболее близкие расчетные значения КГС и перепадов давления получаются при расчете в гладкостенном приближении. При расчете по корреляции для каналов с шероховатыми стенками, (с учетом штатной величины шероховатости поверхностей модели ТВС), расчетная величина коэффициента гидравлического сопротивления и перепада давления в зоне развитого турбулентного течения завышается относительно экспериментального значения на  $\approx 20-30$  %. Сравнение зависимостей приведено на рис. 3.



Рис. 3. Сравнение расчетных и экспериментальной зависимостей ξ(Re)

Кроме приведённых выше формул, также проанализирована возможность применения формула Блазиуса [1] для гладкостенных труб, которая также хорошо согласуется с результатами расчета по формуле (1) и экспериментальными данными, однако формула (1) позволяет получить более точные результаты.

На данном этапе валидации кода Ring проведены гидравлические испытания в изотермическом режиме, в дальнейшем будет проведены испытания с наличием подогрева теплоносителя в кольцевом канале и проанализирована поправка на кольцевую геометрию канала и разность температуры теплоносителя в ядре потока и вблизи обогреваемых стенок. В первоначальную версию кода Ring также заложены соотношения для определения гидравлического сопротивления при движении пароводяной смеси, с учетом величины паросодержания, коэффициента скольжения и других факторов, однако в процессе доработки данная методика не изменялась.

Для определения температурного состояния элементов TBC и распределения теплового потока с поверхностей численными методами решается система дифференциальных уравнений в частных производных в элементарном секторе TBC, состоящая из уравнения теплопроводности и уравнений конвективного теплообмена.

Величина теплового потока с поверхности колец исходя из температуры теплоносителя, коэффициентов теплоотдачи, а также свойств материалов оболочки и сердечника твэлов рассчитывается по формуле

$$q_{Sij} = -\frac{\lambda_i^{\text{cep}\pi} \cdot r_{ij}^{\text{cep}\pi}}{r_{ij}^{\text{cep}\pi} + \delta_{ij}^{06}} \left( \frac{C_i^{(1)}}{r_{ij}^{\text{cep}\pi}} - \frac{q_{\nu i} \cdot r_{ij}^{\text{cep}\pi}}{2 \cdot \lambda_i^{\text{cep}\pi}} \right), \tag{3}$$

где 
$$C_i^{(1)} = \frac{x_{ij} \cdot b_{i(j+1)} - x_{i(j+1)} \cdot b_{ij}}{\Delta_{ij}};$$
  
 $\Delta_i = a_{ij} \cdot b_{i(j+1)} - a_{i(j+1)} \cdot b_{ij};$   
 $a_{ij} = 1 + b_{ij} \cdot \ln\left(\frac{r_{ij}^{cepn}}{r_{ij}}\right);$   
 $b_{ij} = \frac{K_{ij} \cdot \left(r_{ij}^{cepn} + \delta_{ij}^{o6}\right)}{\lambda_i^{cepn}};$   
 $b_{i(j+1)} = \frac{-K_{i(j+1)} \cdot \left(r_{i(j+1)}^{cepn} + \delta_{i(j+1)}^{o6}\right)}{\lambda_i^{cepn}};$   
 $K_{ij} = \left(\alpha_{ij}^{-1} + \rho_{ij}\right)^{-1};$   
 $\rho_{ij} = \frac{r_{ij} + \delta_{ij}}{\lambda_{ij}^{o6}} \cdot \ln\left(1 + \frac{\delta_{ij}^{o6}}{r_{ij}}\right);$   
 $x_{ij} = \left(1 + \frac{b_{ij}}{2}\right) \cdot \frac{q_{vi} \cdot r_{ij}^{2}}{2 \cdot \lambda_i^{cepn}} + b_{ij} \cdot t_j^{\text{TH}};$ 

 $q_{vi}$  – удельная плотность объёмного энерговыделения сердечника твэла *i*;  $\lambda_i^{\text{серд}}$  – коэффициент теплопроводности сердечника твэла *i*;  $t_i^{\text{тн}}$  – температура теплоносителя кольцевой щели *j*;

*r*<sub>внеш трубы</sub> – внешний радиус кожуховой трубы канала;

 $r_{ij}^{\text{серд}}$  – радиус сердечника твэла *i* со стороны теплоносителя кольцевого зазора *j*;  $\delta_{ii}^{00}$  – толщина оболочки твэла *i* со стороны кольцевой щели *j*;

α<sub>*ii*</sub> – коэффициент теплоотдачи с поверхности твэла *i*, к теплоносителю кольцевого зазора *j*;

 $\lambda_{ii}^{00}$  – коэффициент теплопроводности оболочки твэла *i* со стороны кольцевого зазора *j*.

В формуле (3) предполагается, что кольцо i омывается со стороны внешней оболочки – теплоносителем кольцевого зазора j, со стороны внутренней оболочки – теплоносителем кольцевого зазора j+1.

Дополнительно проанализировано соотношение для вычисления распределения мощности между оболочками твэла, приведенное в [2], в процессе тестовых расчетов данное соотношение показало идентичные результаты, полученным по формуле (3), но оказалось менее удобным для организации логики программного кода.

Сложность экспериментального определения температуры теплоносителя в кольцевых зазорах и температуры колец, состоит в затруднительном размещении достаточного количества термопар в них вследствие их малой толщины. Поскольку основным параметром, влияющим на распределение теплового потока между внешней и внутренней оболочкой твэла, является температура теплоносителя, проблема измерения температуры теплоносителя и оболочек твэла в тонких кольцах затрудняет определение распределения теплового потока каждого тепловыделяющего кольца. Поэтому проведена кросс-верификация подогревов и тепловых потоков с поверхностей в каждой кольцевой щели канала с результатами расчёта по трехмерному CFD коду ANSYS CFX. Изменение температуры теплоносителя в двух соседних кольцевых зазорах разделённых твэлом по длине канала, полученное по CFX и Ring представлено на рис. 4. На рис. 5 представлены тепловые потоки с внешней и внутренней оболочек твэла, который разделяет рассматриваемые кольцевые зазоры.



Рис. 4. График изменения температуры теплоносителя в двух соседних кольцевых зазорах по коду RING и CFX



Рис. 5. График изменения теплового потока с внешней и внутренней оболочки твэла по коду Ring и CFX

На рис. 4 и 5 рассмотрен случай, когда подогрев теплоносителя в соседних кольцевых зазорах различается незначительно, поэтому тепловые потоки между внешней и внутренней оболочкой распределяются равномерно. Проведены тестовые расчеты для случаев, когда диаметры твэлов и расходы теплоносителя по кольцевым щелям распределяются таким образом, что температура теплоносителя в одном кольцевом зазоре по его длине возрастает значительно быстрее, чем в соседних. В этом случае наблюдается значительный перекос тепловых потоков с внешней и внутренней стенки каждого твэла в сторону кольцевого зазора с холодным теплоносителем. На выходе из канала в некоторых случаях за счет падения аксиальной неравномерности поля энерговыделения наблюдался отрицательный поток на оболочках твэлов (тепло передавалось от теплоносителя горячего кольцевого зазора к твэлу и далее к теплоносителю соседнего холодного кольцевого зазора). Графики изменения температуры теплоносителя в кольцевых зазорах, а также тепловых потоков с внешней и внутренней поверхности твэла представлены на рис. 6 и 7.



Рис. 6. График изменения температуры теплоносителя в кольцевых зазорах по Ring и CFX: 1 – внешняя труба – твэл №1; 2 – твэл №1 – твэл №2; 3 – твэл №2 – внутренняя труба



Рис. 7. График изменения теплового потока с внешней и внутренней оболочки твэла про коду Ring и CFX: qs1 – тепловой поток с внешней оболочки твэла №1; qs2 – тепловой поток с внутренней оболочки твэла №1

Во всех расчетах температура теплоносителя в кольцевых зазорах, и тепловые потоки с поверхности твэлов, полученные по кодам Ring и CFX, различаются незначительно, что говорит о том, что количество тепла, подводимое в каждый кольцевой зазор, определяется с достаточной точностью.

Для определения коэффициентов теплоотдачи проанализированы соотношения, представленные в источниках [2–4], в результате коэффициенты теплоотдачи принято рассчитывать по формулам:

- для однофазного течения теплоносителя по соотношению в виде уравнения конвективного теплообмена (коэффициенты (*A*, *m*, *n*) выбираются в зависимости от конкретных условий теплообмена)

$$\alpha_{ij}^{\text{конв}} = A \cdot \frac{\lambda}{d_{\Gamma}} \cdot \text{Re}^m \cdot \text{Pr}^n \cdot K^{0,18}, \qquad (4)$$

где *λ* – коэффициент теплопроводности теплоносителя;

*d*<sub>Г</sub> – гидравлический диаметр кольцевого зазора;

Pr – критерий Прандтля в кольцевом зазоре;

*К* – коэффициент учета геометрии кольцевого зазора (рассчитывается в зависимости от типа геометрии – ячейка МКП, односторонний или двухсторонний подогрев теплоносителя);

при кипении теплоносителя

$$\alpha_{ij}^{\kappa \kappa n} \left[ \frac{\kappa \kappa n}{\mathbf{u} \cdot \mathbf{M}^2 \cdot \mathbf{C}} \right] = \frac{8,539 (P/P_{\kappa p})^{0.18} \cdot \left( q_{Sij} \left[ \frac{\kappa \kappa n}{\mathbf{u} \cdot \mathbf{M}^2} \right] \right)^{0,007}}{1 - P/P_{\kappa p}}, \qquad (5)$$

где *P*<sub>кр</sub> – критическое давление.

- при поверхностном кипении теплоносителя

$$\alpha_{ij}^{\text{noB}} = \alpha_{ij}^{\text{KUII}} \cdot \frac{q_{Sij}}{q_{Sij} + \alpha_{ij}^{\text{KUII}} \cdot \left(t_s - t_j^{\text{TH}}\right)},\tag{6}$$

0 (17

где *t*<sub>s</sub> – температура насыщения теплоносителя.

Условие перехода к теплообмену в режим поверхностного кипения теплоносителя является выполнение неравенства

$$t_j \ge t_s - q_{Sij} \cdot \left\lfloor \frac{1}{\alpha_{ij}^{\text{конв}}} - \frac{1}{\alpha_{ij}^{\text{кип}}} \right\rfloor.$$
(7)

Сравнение температуры оболочки твэла по Ring и CFX в режиме однофазного конвективного теплообмена представлены на рис. 8.



Рис. 8. График изменения температуры оболочки твэла

График изменения температуры оболочек твэлов по высоте имеет схожий характер, но результат, полученный по CFX меньше по всей высоте канала. С учетом того, что температура теплоносителя и тепловые потоки не различаются, то можно сделать вывод, что коэффициент теплоотдачи, полученный в CFX, больше коэффициента теплоотдачи, рассчитанного по коду Ring. Среднее отклонение для коэффициента теплоотдачи, между кодом Ring и CFX, составляет 30–60 %, что вероятнее всего связано с недостаточной точностью разрешения пограничного слоя в CFX. Определение значений коэффициентов теплоотдачи для конвективного теплообмена и коэффициентов теплоотдачи в режиме кипения теплофизических испытаний отдельных кольцевых зазоров, запланированных в ОКБМ. Разница в коэффициенте теплоотдачи может влиять на распределение теплового потока между внешней и внутренней оболочкой твэла. Однако учитывая то, что основным параметром, влияющим на распределение тепловых потоков, является температура теплоносителя, а коэффициент теплоотдачи, рассчитанный по CFX, завышен на внешней и на внутренней оболочке твэла, влияние данного факта на распределение тепловых потоков.

Сравнение результатов расчетов показало следующее:

 – расхождение распределения расхода теплоносителя по кольцевым зазорам канала приемлемое, и не превышает 7 %;

– значения температуры теплоносителя в кольцевых зазорах, полученные по кодам Ring и Ansys CFX, различаются незначительно (не более 2 °C), количество тепла, подводимое в каждый кольцевой зазор, совпадает с точностью  $\approx 5$  %;

– усредненные по высоте значения теплового потока с поверхности твэлов, полученные по кодам Ring и Ansys CFX, отличаются не более, чем на 6 %;

– распределения температуры оболочек твэлов по высоте активной части по кодам Ring и Ansys CFX имеют схожий характер, но значения температуры, полученные по CFX меньше на  $\approx$ 5 °C по всей высоте. Поскольку температура теплоносителя и тепловые потоки, полученные по кодам Ring и Ansys CFX, различаются незначительно, то коэффициент теплоотдачи, полученный в Ansys CFX, выше коэффициента теплоотдачи, рассчитанного по коду Ring.

Для определения критического теплового потока в первой версии кода заложено соотношение, полученное в ходе его разработки и верифицированное на большом количестве экспериментальных данных. Данное соотношение предназначено для диапазона работы реакторов под высоким давлением:

 – соотношение для определения критического теплового потока принятое в процессе создания кода Ring

$$q_{S}^{\text{kp}} = 0,86 \cdot 10^{6} \cdot K \cdot K_{H} \cdot \left(\rho w \cdot 10^{-3}\right)^{m} \cdot \left[K_{x} \cdot \rho w \cdot 10^{-3} - x\right],$$
(8)

где ри –массовая скорость теплоносителя; х – относительная энтальпия теплоносителя.

$$\begin{split} K &= \begin{cases} 0,35 \cdot (\gamma'/\gamma'')^{0,66}, & \text{при} \quad x \leq x_{\Gamma} \\ 0,212 \cdot (\gamma'/\gamma'')^{1,11}, & \text{при} \quad x > x_{\Gamma} \end{cases};\\ x_{\Gamma} &= 0,1 \cdot (\gamma'/\gamma'')^{0,6} \cdot (\rho w \cdot 10^{-3})^{-0,4};\\ K_{H} &= \max \left\{ 1; \left[ (0,87 - 0,0026 \cdot P) \cdot H_{a3}^{-1} \right]^{0,3} \right\};\\ m &= \begin{cases} 0,7, & \text{при} \quad x \leq x_{\Gamma} \\ 0,16 + 0,0027 \cdot P, & \text{при} \quad x > x_{\Gamma} \end{cases};\\ m_{x} &= \begin{cases} 0,0018 \cdot P - 0,8, & \text{при} \quad x \leq x_{\Gamma} \\ -0,44, & \text{при} \quad x > x_{\Gamma} \end{cases};\\ K_{x} &= \begin{cases} 2,35 - 0,0065 \cdot P, & \text{при} \quad x \leq x_{\Gamma} \\ 1,05, & \text{при} \quad x > x_{\Gamma} \end{cases}; \end{split}$$

где ү' и ү" – удельный вес жидкой и паровой фазы теплоносителя на линии насыщения.

Диапазон применимости формулы:

- давление теплоносителя P = 100-200 бар;
- массовая скорость теплоносителя  $pw = 500-3000 \text{ кг/(м}^2 \cdot \text{c});$
- максимальная неравномерность высотного поля энерговыделения *Kz*<2;
- относительная энтальпия теплоносителя на выходе из TBC  $X_{\text{вых}} < 0,2$ ;
- обогреваемая длина *H*=0,4–1 м;
- внутренний диаметр кольцевого зазора *d*>10 мм;
- ширина кольцевого зазора δ=1–3 мм.

Среднеквадратичная погрешность расчета по формуле (8) составляет 20 %.

В связи с расширением диапазона применения расчетного кода, добавлены новые соотношения для вычисления критического теплового потока. Для диапазона низких и средних давлений выбраны корреляция Миршака [5] и корреляция Берната [6] соответственно. Также в Ring включены: корреляция представленная в руководящем техническом материале (PTM) по теплогидравлическим расчетам [7], корреляция Шаха [8]. Данные корреляции для вычисления критического теплового потока перекрывают практически весь диапазон интересующих режимных и геометрических параметров.

Для корреляции (8) проведено большое количество экспериментальных исследований при различных режимных и геометрических параметрах. Поэтому в диапазоне работы реакторов под высоким давлением она хорошо согласуется с имеющимися экспериментальными данными. Для области пониженного давления корреляция (8) дает завышенные показания. Проведено сравнение результатов расчета по всем включенным в код корреляциям при различных режимных параметрах, результаты сравнения представлены на рисунке 9. Сравнительные расчеты проводились для кольцевого зазора с односторонним равномерным подогревом теплоносителя.

Из приведённых графиков следует, что все приведенные корреляции обеспечивают хорошую сходимость в диапазоне высоких и средних давлений, за исключение корреляции Миршака, так как она рассчитана только на давление не более 5,86 бар. При понижении давления теплоносителя результаты расчета по корреляции (8) становятся завышенными, а различие между результатами, рассчитанными по формулам Шаха, методике РТМ, и формуле Берната увеличиваются. При низких давлениях формула Берната занижает значение критического теплового потока. Формула Миршака приемлемо работает только при низких значениях давления (ниже 5,86 бар). Корреляция Шаха удобна исходя из того, что она имеет большой диапазон применимости, который охватывает практически весь спектр возможных параметров, а также применима для различных теплоносителей.

В процессе выполнения верификационных расчетов по выбранным корреляциям будет произведен расчет кризисных экспериментов, после чего будут сделаны выводы о корректности расчета по той или иной корреляции. Стоит отметить, что экспериментальных данных по кризису теплоотдачи в диапазоне низких давлений в литературе представлено мало.



Рис. 9. Сравнение результатов расчета критического теплового потока по различным корреляциям

В результате доработки создана новая версия кода, которая позволяет проводить расчеты в широком спектре режимных параметров теплоносителей (давлений, скоростей и температур), геометрических параметров активной зоны (высоты твэлов, ширины кольцевых щелей, конструктивных особенностей канала). Диапазон по давлению теплоносителя увеличен с 100–200 бар до 1–200 бар; диапазон по массовой скорости теплоносителя увеличен с  $\rho w=500-3000$  кг/(м<sup>2</sup> с); диапазон по высоте активной зоны увеличен с 0,4-1 м до 0,4-5 м; диапазон по ширине кольцевых щелей увеличен с 1-3 мм до 1-10 мм. Завершен этап доработки и тестирования кода Ring, результатом которого стало введение современных методик расчета и расширение диапазона применимости расчетного кода, это позволит производить расчеты большого спектра активных зон на основе каналов с коаксиальными кольцевыми твэлами.

#### Список литературы

- 1 Идельчик И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям. М.: Машиностроение, 1975.
- 2 Исаченко В.П. Теплопередача. Учебник для вузов. М: Энергоиздат, 1981.
- 3 Аладьев И.Г., Додонов Л.Д., Уралов В.С. Сборник «Исследование теплоотдачи к пару и воде, кипящей в трубах при высоких давлениях». М.: Атомиздат, 1958.
- 4 Расчет теплогидравлических характеристик активной зоны реакторов различной конструкции. Методические указания, НГТУ, 2011.
- 5 Mirshak S., Durant W.D., Towell R.H., Heat flux at burnout. E.I. du Pont de Nemours and Co, Savannah River Laboratory, DP-355, February 1959.
- 6 Bernath L.A. A theory of local-boiling burnout and its application to existing data, Heat Transfer Storrs, vol. 56, no. 30, pp. 95-116, 1959.
- 7 Руководящий технический материал. Рекомендации, правила, методики расчета гидравлических и тепловых характеристик элементов и оборудования ядерных энергетических установок. РТМ 1604.062-90, часть 1, 1990.
- 8 Mirza M. Shah, Improved General Correlation for CHF in Uniformly Heated Vertical Annuli With Upflow, Heat Transfer Engineering, vol. 37, no. 6, pp. 557-570, 2015.

# Разработка моделей для экспресс-оценки состояния критических функций безопасности АЭС с реакторами ВВЭР-ТОИ в целях оказания научно-технической поддержки информационно-аналитическому центру Ростехнадзора

Пипченко Г.Р., Поликарпова А.М., Кавун О.Ю., Ланкин М.Ю. ФБУ «НТЦ ЯРБ», Москва

#### Введение

К сфере ответственности Ростехнадзора относится контроль ядерной и радиационной безопасности при авариях на поднадзорных объектах. Для целей аварийного реагирования в Ростехнадзоре создан информационно-аналитический центр (ИАЦ).

Для целей ИАЦ созданы модели экспресс-оценки для строящихся энергоблоков АЭС с реакторами типа ВВЭР-1000, к примеру, для энергоблоков № 1 и № 2 Нововоронежской АЭС-2, энергоблоков № 1 и № 2 Ленинградской АЭС-2.

Отличительной особенностью энергоблоков № 1 и № 2 Нововоронежской АЭС-2 от энергоблоков АЭС с реакторами типа ВВЭР-1000 является наличие воздушной системы пассивного отвода тепла и системы гидроёмкостей второй ступени. Особенностью энергоблоков № 1 и № 2 Ленинградской АЭС-2 является наличие водяной системы пассивного отвода тепла через парогенераторы и системы пассивного отвода тепла от защитной оболочки.

Разработанные модели экспресс-оценки впоследствии могут быть использованы для создания моделей экспресс-оценки для энергоблока с РУ ВВЭР-ТОИ.

Инструментом проведения экспресс-анализа состояния технологического оборудования АС в ФБУ «НТЦ ЯРБ» выбран моделирующий комплекс РАДУГА-ЭУ [1]. Структурная схема моделирующего комплекса аналогична приведенной в [2] за исключением появившихся систем, в частности, системы пассивного отвода тепла.

В состав комплекса, структурная схема которого представлена на рис. 1, входят следующие расчетные программы:

- программное средство (ПС) динамики реакторной установки Rainbow-TPP;
- ПС моделирования сложных теплогидравлических сетей ТРР [3];
- ПС моделирования АСУ ТП энергоблока МВТУ;
- программа синхронизации обмена данными Integr.

На данный момент разработаны модели экспресс-оценки всех энергоблоков с реакторами типа ВВЭР-1000, ВВЭР-440, продолжаются работы по настройке моделей энергоблоков новых проектов, таких как Нововоронежская АЭС-2 и Ленинградская АЭС-2.



Рис. 1. Структурная схема моделирующего комплекса РАДУГА-ЭУ

Ниже в качестве примера приведено описание модели экспресс-оценки энергоблока с РУ одного из проектов АЭС-2006.

#### 1. Модель экспресс-оценки энергоблока АЭС-2006

В модель энергоблока АЭС-2006 включено основное технологическое оборудование, без работы которого нельзя провести требуемую оценку состояния энергоблока в аварийных режимах и переходных процессах в реакторной установке, а именно:

1) четырёхпетлевая модель РУ, включающая:

- реактор;
- главный циркуляционный трубопровод;
- главные циркуляционные насосы;
- парогенераторы;
- систему компенсации давления;
- систему подпитки-продувки;
- САОЗ высокого и низкого давления (САОЗ ВД, САОЗ НД);
- гидроёмкости САОЗ (ГЕ-1);
- системы гидроёмкостей САОЗ 2 ступени (ГЕ-2);
- 2) модель второго контура, включающая:

– систему паропроводов свежего пара с запорной, регулирующей и предохранительной арматурой: БРУ-К, БРУ-А, ИПУ ПГ, БЗОК;

- систему подачи питательной воды в ПГ;
- систему аварийного расхолаживания (САР) ПГ;
- систему пассивного отвода тепла (СПОТ);
- упрощённую модель защитной оболочки;
- 3) упрощённая модель АСУ ТП, СУЗ, УСБ.

Системы нормальной эксплуатации, которые не могут усугубить аварийный процесс, не моделируются.

Расчётные схемы первого и второго контуров АЭС-2006 модели экспресс-оценки представлены на рис. 2 и 3, соответственно.

При расчёте теплообмена трубчатки ПГ с водой учитывается возможное изменение уровня в ПГ. Для этой цели в расчётном комплексе задана зависимость площади поверхности теплообмена от уровня и объёма воды в ПГ на основе данных проекта. В случае аварии площадь теплообмена трубчатки с водой определяется путём интерполяции данной зависимости.



Рис. 2. Расчётная схема первого контура модели экспресс-оценки: НКР – напорная камера реактора; СКР – сборная камера реактора



Рис. З. Расчётная схема второго контура модели экспресс-оценки

Второй контур AC в модели экспресс-оценки моделируется в объёме трубопроводов свежего пара. Турбоустановка не моделируется, поскольку не влияет на развитие аварийного процесса в реакторной установке. Система питательной воды моделируется отдельным каналом (для каждого ПГ), при этом задаётся граничное условие по расходу и энтальпии подаваемой питательной воды.

В расчётной модели учитывается работа таких систем безопасности, как СПОТ и САР ПГ.

На рис. 4 приведена расчётная схема модели защитной оболочки, которая создана в модели экспресс-оценки с учётом работы ПК КД и включает в себя спринклерную систему и систему сдувок.



Рис. 4. Расчётная схема защитной оболочки модели экспресс-оценки: КО – компенсатор объёма

Учитывая, что гидравлическая модель осталась той же (по сравнению с гидравлической моделью для аттестации ПС РАДУГА), при использовании в модели экспресс-оценки ПС Rainbow-TPP обеспечивается точность моделирования, достаточная для обоснования безопасности. Заявленная точность указана в паспорте на ПС РАДУГА [4].

Заложенные в модели экспресс-оценки допущения (использования точечной нейтронной кинетики и упрощенный состав моделируемых систем) с точки зрения быстродействия (мощность ЭВМ обеспечивает требуемое для моделируемого комплекса быстродействие) и точности оказались достаточными.

Разработанный графический интерфейс пользователя (окна управления моделью) представлен на рис. 5-6.

На рис. 5 приведено главное меню панели управления моделью.

На рис. 6 представлен общий вид окна ПС МВТУ [5], содержащего основные блоки, с помощью которых происходит управление моделью экспресс-оценки для энергоблока АЭС-2006. В понятие управление моделью входят: принудительное включение/отключение оборудования, ввод отказов оборудования и пр.

Главная панель			
Файл Правка Вид Масштаб Сервис Окно Справка			
Панель управления моделью			
Мнемосхемы Оборудование У	правление		
Сценарий Воспроизв. сценария			

Рис. 5. Главное меню панели управления моделью экспресс-оценки



Рис. 6. Общий вид панели управления моделью экспресс-оценки

В качестве примера рассмотрим подробнее систему пассивного отвода тепла в РУ одного из проектов АЭС-2006.

Одним из возможных способов реализации в модели экспресс-оценки системы пассивного отвода тепла является задание мощностной характеристики СПОТ (рис. 7). Мощностная характеристика СПОТ в модели экспресс-оценки задана на основе данных, указанных в проекте.



Рис. 7. Система пассивного отвода тепла в модели экспресс-оценки

Граничными условиями являются давление в парогенераторе и энтальпия пара на выходе из парогенератора. Расход и энтальпия возвращаемого в ПГ конденсата рассчитывается исходя из мощности канала СПОТ.

# 2. Проведение расчёта аварийного процесса, связанного с уменьшением теплоотвода от первого контура, с использованием модели экспресс-оценки

В качестве примера работы модели экспресс-оценки для энергоблока с РУ одного из проектов АЭС-2006 проведен расчёт аварийного процесса, связанного с уменьшением теплоотвода от первого контура вследствие снижения расхода пара на турбину из-за отказа регулятора давления пара (уменьшение расхода на 10 % от номинального значения).

При проведении расчёта не учитывалась работа следующих систем и оборудования:

- БРУ-А ПГ 2;
- БРУ-К;
- контрольного ИПУ КД;
- системы впрыска с напора ГЦН;
- ПЗ-1;
- ПЗ-2;
- УПЗ;
- POM;
- системы компенсации давления первого контура (ТЭН КД);
- системы подпитки-продувки.

После срабатывания АЗ происходит обесточивание собственных нужд энергоблока. Вследствие потери электропитания собственных нужд станции происходит:

- отключение ГЦН и их выбег;
- отключение системы основной питательной воды.

В расчёте принимается отказ одного ДГ, который приводит к отказу одного канала САР ПГ, также принято, что второй канал САР ПГ неработоспособен.

Результаты расчёта аварийного режима представлены на рис. 8-15.

В результате исходного события происходит резкое увеличение давления в ПГ, что приводит к росту давления в первом контуре. В расчёте принято, что уставка на срабатывание АЗ по давлению в первом контуре более 17,6 МПа не учитывается. АЗ срабатывает по второму сигналу при увеличении давления в ПГ более 8,44 МПа.

На рис. 8 представлен график изменения минимального коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи. На рис. 9 приведён график изменения расхода теплоносителя через активную зону. На рис. 10 приведён график изменения давления на входе, выходе из активной зоны, давления в КД. На рис. 11 приведён график изменения давления в ПГ 1–4. На рис. 12 приведён график изменения уровня воды в ПГ 1–4. На рис. 13 приведён график изменения мощности каналов СПОТ. На рис. 14 приведён график изменения максимальной температуры топлива. На рис. 15 приведён график изменения максимальной температуры оболочек твэлов.

















Рис. 12. Уровень в ПГ 1-4







Рис. 15. Максимальная температура оболочек твэлов

#### Заключение

Приведено описание быстродействующей компьютерной модели энергоблока с РУ ВВЭР нового поколения, созданной для обеспечения функциональности и актуальности эксплуатируемых в ИАЦ моделей экспресс-оценки.

Приведены результаты расчёта аварийного режима, связанного с уменьшением теплоотвода от первого контура. Результаты согласуются с опытом проведения подобных расчётов.

В настоящее время проводится работа по созданию моделей для всех строящихся в России энергоблоков с реакторами типа ВВЭР.

Модели экспресс-оценки для новых проектов АЭС с реакторами типа ВВЭР-1000 могут использоваться для расчётной поддержки экспертов Ростехнадзора в условиях аварийной обстановки на АЭС, а также во время противоаварийных тренировок, которые проводятся совместно с концерном «Росэнергоатом» и Ростехнадзором.

Модель позволит специалистам ИАЦ Ростехнадзора оперативно оценивать состояние АС и давать прогноз развития аварии.

## Список литературы

- 1. Кавун О.Ю. Методика моделирования динамики энергоблока АЭС, реализованная в программном комплексе РАДУГА-ЭУ // Вопросы атомной науки и техники. Сер.: Физика ядерных реакторов – М.: – 1999. – Вып. 2. – С.17–39.
- 2. Применение моделей для экспресс-оценки состояния функций безопасности АЭС с реакторами типа ВВЭР в целях оказания научно-технической поддержки информационноаналитическому центру Ростехнадзора / А.М. Поликарпова, Г.Р. Пипченко // Международная научно-техническая конференция «Полувековое обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР в России и за рубежом». – Нововоронеж: Нововоронежская АЭС, 2014. – С. 246–258.
- Кавун О.Ю., Куно М.Я., Фейман В.Г. Программа «ТРР» для теплогидравлического расчета сложных теплогидравлических сетей / Алгоритмы и программы для нейтронно-физических расчетов ядерных реакторов НЕЙТРОНИКА-97: Сб. трудов семинара МАЭ РФ. Обнинск, 1998, с.111–118.
- 4. Аттестационный паспорт на ПС «РАДУГА» № 62 от 17.10.96.
- Козлов О.С., Ходаковский В.В., Кондаков Д.Е. Программный комплекс «Моделирование в технических устройствах». // Российское Агентство по Правовой Охране Программ для ЭВМ, Баз Данных и Топологий Интегральных Микросхем (РосАПО). Номер Свидетельства 970053 от 10 февраля 1997 г.

## Расчетные исследования режимов нормальной эксплуатации и переходных процессов в реакторе типа БН с использованием связанной версии кодов ATHLET и DYN3D

Иванов В.С.<sup>1</sup>, Самохин А.Г.<sup>1</sup>, Даничева И.А.<sup>1</sup>, Хренников Н.Н.<sup>1</sup>, Бускет Д.<sup>2</sup>, Велков К.<sup>2</sup>, Пасечник И.<sup>2</sup> 1 – ФБУ «НТЦ ЯРБ», Москва, Россия 2 – Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), München, Germany

#### Введение

Продолжающаяся эксплуатация реактора БН-600, ввод в эксплуатацию в 2015 году реактора БН-800, подготовка к лицензированию реактора БН-1200, наряду с разработкой демонстрационных реакторов поколения IV за рубежом требует подтверждения безопасности установок на быстрых нейтронах с жидкометаллическим теплоносителем. Особое внимание должно быть уделено изучению переходных и аварийных режимов, моделируемых с помощью связанных расчетных кодов улучшенной оценки. В настоящей работе представлены результаты, полученные при моделировании стационарного состояния реактора типа БН на номинальном уровне мощности с использованием связанной версии кодов ATHLET и DYN3D.

Расчетный анализ проводился для модели реактора на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем типа БН, разработанной на основании открытых источников и публикаций по БН-600 и БН-800. Данная модель представляет собой «открытую зону», в которой детально моделируется активная зона реактора и устанавливаются входные и выходные граничные условия по параметрам теплоносителя. Использование данного подхода является первым шагом к валидации и верификации связанной версии кодов ATHLET и DYN3D-MG и разработке полномасштабной модели реакторов БН-600, БН-800 и БН-1200.

#### 1. Описание кодов ATHLET и DYN3D-MG

Нейтронно-физический код DYN3D [2] разработан в научном Центре Гельмгольмца, Дрезден-Россендорф, Германия. Код предназначен для трехмерных расчетов уравнения переноса и нейтронной кинетики в диффузионном приближении для шестигранных либо четырехгранных топливных сборок. Код успешно верифицирован, в том числе, в связке с кодом АТНLЕТ для расчетов переходных процессов в тепловых реакторах (PWR, BBЭP) [3]. Первые результаты верификации кода для быстрых натриевых реакторов представлены в [4].

Теплогидравлический код ATHLET, разработанный в ГРС, Германия, является кодом улучшенной оценки и изначально предназначен для моделирования переходных и аварийных режимов без учета изменения геометрии активной зоны в легководных реакторах, включая ВВЭР и РБМК [1]. В версии ATHLET 3.0 появилась возможность использования данного кода для анализа жидкометаллических систем на быстрых нейтронах. Разработчики кода ATHLET активно участвуют в валидации кода для жидкометаллических систем, первые результаты валидации представлены в [1].

Расчеты по кодам ATHLET и DYN3D показали приемлемые результаты при раздельной верификации, что является предпосылкой использования данных кодов при проведении связанных нейтронно-физических и теплогидравлических расчетов.

## 2. Описание расчетных моделей и методов

#### 2.1. Методология расчетов

Разработанная расчетная модель включает в себя три компонента: активную зону и граничные условия – на входе и на выходе из реактора. Данная модель «открытой зоны» является упрощенной, в нее не включены насосы, теплообменники, арматура, трубопроводы и т. д., однако она применима для анализа стационарного состояния реактора и некоторых переходных процессов.

Предварительно были проведены раздельные расчеты по кодам ATHLET и DYN3D. Критическое состояние реактора достигалось путем изменения положения стержней регулирования в программе DYN3D. После достижения критического состояния реактора в нейтроннофизической модели полученное распределение мощностей передавалось в гидравлическую модель ATHLET. В модели ATHLET расход теплоносителя через каждый гидравлический канал активной зоны распределяется автоматически и зависит от перепада давления в канале и его мощности. Номинальный расход теплоносителя через каждую зону реактора достигался путем регулировки нижнего проходного сечения тепловыделяющих сборок. После достижения необходимых расчетных параметров (мощностей, расходов, температур), соответствующих работе реактора на номинальной мощности для нейтронной и гидравлической модели в отдельности, производились расчеты по связанной версии кодов.

#### 2.2. Нейтронно-физическая модель

Выбранная загрузка реактора БН-800 [5] является стартовой (топливо «свежее»). При моделировании были использованы следующие упрощения: каждая топливная сборка гомогенизирована, активная часть ТВС и отражатели имеют одинаковые аксиальные размеры. Выбранные упрощения основаны на данных работы [6]. Гомогенные макросечения для каждого типа ТВС были подготовлены с использованием кода NEWT пакета SCALE 6.1 [4]. При подготовке констант учитывались обратные связи только по температуре топлива и плотности теплоносителя. Параметрическая библиотека макроконстант подготовлена для 4 значений температуры топлива и 4 значений температуры теплоносителя).

Активная зона реактора (см. рис. 1) состоит из трех зон, содержащих топливо из диоксида урана: зоны малого обогащения (ЗМО), зоны среднего обогащения (ЗСО) и зоны большого обогащения (ЗБО). Урановая зона окружена слоем МОКС топлива, которая в свою очередь окружена ТВС боковой зоны воспроизводства (БЗВ) и отражателем. Каждая топливная сборка – это шестигранник с размером под ключ 96 мм, который обвит дистанционирующей проволокой, предотвращающей перемещения ТВС при термических расширениях [7]. Теплоноситель (натрий) поступает в нижнюю часть топливной сборки и выходит в активную зону через верхнюю часть сборки. Для корректного расчета аксиальной утечки нейтронов верхняя и нижняя технологические части ТВС были гомогенизированы и рассматривались в качестве отражателя.

Топливные зоны ЗМО, ЗСО и ЗБО имеют обогащение 17, 21, 26 % по урану-235, соответственно. МОКС зона состоит из смеси природного урана и 17 % плутония-239. Радиальные и аксиальные зоны воспроизводства состоят из природного урана. В качестве материала оболочек твэлов и ТВС используется аустенитная и ферритно-мартенситная сталь [6].



Рис. 1. Загрузка активной зоны реактора

#### 2.3. Теплогидравлическая модель

Теплогидравлическая нодализационная схема активной зоны реактора (см. рис. 2) состоит из 10 гидравлических зон профилирования: 2 зоны, моделирующие ЗМО, 3 зоны, моделирующие ЗСО, 3 зоны, моделирующие ЗБО, одна зона, моделирующая БЗВ и одна зона, моделирующая стержни СУЗ. Топливные сборки каждой из зон отличаются величиной проходного сечения хвостовика и, соответственно, величиной гидравлического сопротивления. Предполагалось, что в рамках одной зоны все ТВС имеют одинаковые теплогидравлические свойства.

При моделировании граничные условия на входе в активную зону были заданы по суммарному расходу натрия, на выходе – по давлению и энтальпии в верхней полости реактора. Все граничные условия задавались для реактора, работающего на номинальном уровне мощности, согласно [6]: тепловая мощность реактора – 2100 МВт, расход натрия через активную зону – 31920 т/ч, температура натрия на входе/выходе из активной зоны – 354/547 °C, давление в верхней полости реактора – атмосферное.



Рис. 2. Нодализационная схема активной зоны реактора типа БН: 1 – хвостовики ТВС и гильз СУЗ и ПИН; 2 – средняя часть ТВС и гильз СУЗ и ПИН; 3 – головки ТВС и гильз СУЗ и ПИН; ZMO1 – ТВС 1-й ЗМО; ZMO2 – ТВС 2-й ЗМО; ZSO1 – ТВС 1-й ЗСО; ZSO2 – ТВС 2-й ЗСО; ZSO3 – ТВС 3-й ЗСО; ZBO1 – ТВС 1-й ЗБО; ZBO2 – ТВС 2-й ЗБО; ZBO3 – ТВС 3-й ЗБО; BZV – ТВС БЗВ; SUZ-KSRS – гильзы СУЗ КС и РС; SUZ-AZ – гильзы СУЗ АЗ; SUZ-PAZ – гильзы СУЗ ПАЗ; PIN – гильза пускового источника нейтронов; J-LP – граничное условие по расходу натрия через активную зону; V-LP – напорная камера; UP-BR – верхняя полость реактора; V-UP – граничное условие по давлению и энтальпии

#### 3. Результаты расчета стационарного состояния реактора

На начальном этапе связанного расчета необходимо достичь стационарного состояния реактора для получения корректных значений нейтронно-физических и теплогидравлических параметров. После стабилизации расчетных значений основных параметров реактора можно начинать расчет различных переходных режимов. В настоящей работе стабилизация основных параметров реактора была достигнута в течение 60 секунд расчета. Основные параметры реактора установились на следующих значениях: максимальная температура в центре топлива – 1313 °C, максимальная температура оболочки твэлов – 480 °C, тепловая мощность реактора – 2100 МВт, температура натрия на входе/выходе из активной зоны – 354/547 °C, соответственно. Графики зависимости мощности реактора, средней температуры натрия на выходе из реактора,

максимальной температуры в центре топлива и максимальной температуры оболочки твэлов представлены на рис. 3.

Результаты моделирования стационарного состояния реактора типа БН по связанной версии кодов ATHLET и DYN3D свидетельствуют о корректности используемых в модели приближений, а, следовательно, связанная версия кодов может быть применена для анализа некоторых переходных процессов на быстрых реакторах. В дальнейшем планируется модернизировать разработанную модель и проводить анализ всего спектра проектных аварий для реакторов с натриевым теплоносителем типа БН.





#### Заключение

В данной статье представлены тестовая модель активной зоны реактора типа БН и результаты расчета стационарного состояния реактора на номинальном уровне мощности, полученные с использованием тестовой модели. Выполненный расчетный анализ свидетельствует о корректности используемых приближений.

В дальнейшем планируется разработка полномасштабной модели реактора БН-800 и проведение расчетов различных переходных режимов, а также проектных и запроектных аварий, исследование влияния термического расширения конструкционных элементов активной зоны реактора на реактивность.

#### Список литературы

- 1. ATHLET Mod 3.0 Cycle A. User's Manual, (2012). GRS P 1/ Vol. 1 Rev. 6 GRS, Garching bei München, Germany.
- 2. Rohdeet U. al., (2016). The reactor dynamics code DYN3D models, validation and applications, Progress in Nuclear Energy 89, 170-190
- 3. Kozmenkov Y., Kliem S., Rohde U., (2015). Validation and verification of the coupled neutron kinetic/thermal hydraulic system code DYN3D/ATHLET. Ann. Nucl. Energy 84, 153–165.
- Буске Ж., Иванов В.С., Даничева И.А., Хренников Н.Н., Велков К., Клим С., Самохин А.Г. Оценка применимости нейтронно-физических кодов SCALE, SERPENT и DYN3D для расчетов быстрых натриевых реакторов на примере критического эксперимента БФС-62-3А / Труды семинара «Нейтроника-2015», г. Обнинск, Россия, 12-16 октября, 2015. – С. 20.

- 5. Васильев Б.А., Фаракшин М.Р., Белов С.Б., Кузнецов А.Е. Перспективы развития активной зоны реактора БН-800 / Труды межд. научно-технической конференции «Безопасность, эффективность и экономика атомной энергетики», Москва, 25-26 мая 2016 г.
- 6. Кузнецов И.А., Поплавский В.М. Безопасность АЭС с реакторами на быстрых нейтронах. Под общ. ред. В.И. Рачкова. М.: ИздАТ. 2012. 631 с.: ил.
- Бельтюков А.И., Карпенко А.И., Полуяктов С.А., Ташлыков О.Л., Титов Г.П., Тучков А.М., Щеклеин С.Е. Атомные электростанции с реакторами на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем. Часть 1. – УрФУ, Екатеринбург. – 2013. – 546 с.

## Разработка и валидация модели окисления кориума для кода VAPEX

Исхаков А.Ш., Мелихов В.И., Мелихов О.И., Ртищев Н.А., Тарасов А.Е. Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва

#### Введение

В ходе тяжелой аварии на АЭС с водо-водяными реакторами под давлением, сопровождающейся плавлением активной зоны, возможно образование значительного количества водорода [1, 2]. Один из наименее изученных механизмов генерации водорода связан с взаимодействием расплавленных материалов активной зоны реактора с водой. На поздней фазе разрушения активной зоны высокотемпературный расплав (кориум), представляющий собой смесь металлов (уран, цирконий, сталь) и их оксидов, из расположения активной зоны перемещается в напорную камеру, которая может быть заполнена водой. Проникновение расплава в воду, например, в форме струи, и последующая фрагментация расплава приводят к возрастанию поверхности, на которой происходит реакция, и быстрому окислению еще неокисленных металлов. При этом возможно образование значительного количества водорода в течение короткого периода. Аналогичный процесс образования водорода происходит также в случае проплавления расплавленным кориумом корпуса реактора и его проникновения в шахту реактора, затопленную водой.

Определение количества образовавшегося водорода при взаимодействии расплава с водой важно не только с точки зрения пожаро- и взрывобезопасности АЭС, оно также влияет на само взаимодействие расплава с водой, поскольку вместо водяного пара образуется пароводородная смесь с другими теплофизическими и термодинамическими свойствами. Кроме того, тепловой эффект реакций окисления металлов может быть существенным вкладом в общую энергетику взаимодействия расплава с водой.

В данной работе в качестве первого шага для учета процессов окисления при взаимодействии расплава с водой разработана модель окисления расплавленного циркония в воде, которая внедрена в расчетный код VAPEX X [3–5], предназначенный для численного моделирования взаимодействия кориума с водой в ходе тяжелой аварии на АЭС с реакторами, охлаждаемыми водой под давлением. С помощью модифицированного кода VAPEXc моделью окисления циркония был выполнен анализ экспериментов по взаимодействию расплавленного циркония с водой. Показано, что код VAPEX удовлетворительно предсказывает количество водорода, образующегося в ходе этого взаимодействия. Отметим работы [6, 7], в которых также изучаются эти вопросы, но в отличие от настоящей работы не учитывается обратное влияние процессов окисления на термическое взаимодействие расплава с пароводяной средой.

#### 1. Модель окисления капель расплавленного циркония

Предполагается, что расплав состоит из двух компонентов: циркония Zr, и диоксида циркония ZrO<sub>2</sub>. Цирконий способен реагировать с водяным паром с образованием водорода и выделением тепла. Паро-циркониевую реакцию можно записать в следующем виде:

$$Zr + 2H_2O = ZrO_2 + 2H_2 + 6280,5$$
 кДж/кг.

Ход ее протекания определяется физико-химическими процессами как внутри самой капли кориума, так и снаружи вблизи ее поверхности. В составе молекул водяного пара, которые диффундируют сквозь газообразный слой смеси пар/водород к поверхности капли, поступает кислород, необходимый для окисления циркония. От капли во внешнюю среду через этот же слой движется встречный диффузионный поток водорода. Таким образом, скорость подвода водяного пара к поверхности капли является одним из факторов, определяющих скорость пароциркониевой реакции.

При приближении молекул водяного пара к поверхности капли происходит их абсорбция и диссоциация. Далее кислород диффундирует внутри капли к неокисленному цирконию через приповерхностный оксидный слой, а затем вступает в реакцию с цирконием. Оксидный слой увеличивается со временем из-за окисления циркония, усиливая тем самым сопротивление поступлению кислорода в зону реакции. В экспериментальных работах по данной тематике определяет-

ся суммарное влияние всех этих процессов на ход протекания паро-циркониевой реакции при обеспечении неограниченного подвода пара к поверхности капли. Полученные опытные данные достаточно хорошо описываются степенной зависимостью от времени и уравнением Аррениуса.

$$\Delta m = K_{7r} t^{1/n}, \tag{1}$$

$$K_{\rm Zr} = A_{\rm Zr} \exp\left(-E_{\rm Zr}/RT_m\right),\tag{2}$$

где  $\Delta m$  – масса окислившегося циркония за время *t* на единицу площади,  $K_{Zr}$  – константа, определяющая скорость реакции окисления циркония при температуре капли  $T_m$ , *n* – показатель степени реакции,  $E_{Zr}$  – энергия активации,  $A_{Zr}$  – предэкспоненциальный множитель, *R* – универсальная газовая постоянная.

В практических приложениях наиболее распространены так называемые параболические модели с показателем степени n = 2.

Таким образом, (1) и (2) описывают окисление циркония с учетом сопротивления поверхностного оксидного слоя.

Формула (1) характеризует окисление плоского слоя циркония. В [8] для случая n = 2 после дифференцирования (1) по времени и переходу к сферическим координатам получено следующее выражение для скорости роста оксидного слоя окисляющейся капли циркония:

$$\frac{d(R_{m0} - R_{\rm Zr})}{dt} = \frac{R_{m0}}{2R_{\rm Zr}(R_{m0} - R_{\rm Zr})} \frac{1}{\rho_{\rm Zr}^2} K_P,$$

где  $R_{\rm Zr}$  – радиальная координата границы между чистым цирконием и оксидным слоем (фронт окисления),  $R_{m0}$  – начальный радиус капли расплава,  $\rho_{\rm Zr}$  – плотность чистого циркония.

Многочисленные исследования кинетики окисления циркония показывают значительный разброс экспериментальных данных. В предлагаемой модели используются наиболее широко применяемые значения, полученные в [8], которые обеспечивают наиболее консервативные оценки выхода водорода:

$$A_{\rm Zr} = 3,33 \cdot 10^7 ({\rm Mr}_{\rm zr}/{\rm cm}^2)^2 {\rm c}^{-1}$$
  
 $E_{\rm Zr} = 190,4 {\rm кДж}/{\rm моль}$ .

С учетом вышеизложенного массовая скорость поглощения кислорода каплей расплава в результате реакции окисления циркония при неограниченном подводе водяного пара к поверхности капли  $\dot{M}^*_{\rm O2(Zr)}$  будет определяться как

$$\dot{M}_{O_2(Zr)}^* = \dot{M}_{Zr}^* \frac{\mu_{O_2}}{\mu_{Zr}} \frac{d\left(R_{m0} - R_{Zr}\right)}{dt} S\left(R_{Zr}\right) \rho_{Zr} = \frac{\mu_{O_2}}{\mu_{Zr}} \frac{2\pi R_{Zr} R_{m0} K_p}{\left(R_{m0} - R_{Zr}\right) \rho_{Zr}},$$
(3)

где  $\mu_{Zr}$  – молярная масса циркония,  $\mu_{O_2}$  – молярная масса молекул кислорода,  $\dot{M}_{Zr}^*$  – массовая скорость расходования циркония в реакции окисления при неограниченном подводе водяного пара к поверхности капли (т.е. масса чистого циркония в капле, прореагировавшего с кислородом в единицу времени),  $S(R_{Zr}) = 4\pi R_{Zr}^2$  – площадь поверхности реакции окисления циркония.

Величина  $\dot{M}_{O_2(Zr)}^*$  может быть не достигнута в ходе окисления капли из-за возможного ограничения подвода молекул водяного пара к поверхности капли расплава, что делает необходимым анализ процесса диффузии водяного пара через газовый слой (водород + водяной пар) к поверхности капли.

Рассмотрим газовый слой, содержащий водород, у поверхности капли. Массовый поток водяного пара на поверхность капли расплава равен:

$$\dot{m}_{\rm H_2O} = \beta \Big( C_{\rm H_2O,\infty} - C_{\rm H_2O,s} \Big) \mu_{\rm H_2O} \,,$$

где β – коэффициент массопередачи,  $C_{\text{H}_2\text{O},\infty}$  и  $C_{\text{H}_2\text{O},s}$  – мольная концентрация водяного пара вдали от капли и на поверхности капли,  $\mu_{\text{H}_2\text{O}}$  – молярная масса воды.
Следуя подходу [9], будем предполагать, что на внешней границе парогазовой пленки водорода пренебрежимо мало. Тогда, используя уравнение состояния идеального газа, определим концентрацию водяного пара  $C_{\rm H_{2}O,\infty}$ :

$$C_{\mathrm{H}_{2}\mathrm{O},\infty} = P_{v}/RT_{w}$$
,

где  $P_v$  – давление водяного пара,  $T_w$  – температура воды.

Массовый поток кислорода через газовый слой определим как:

$$\dot{m}_{O_2,ext} = \frac{\mu_O}{\mu_{H_2O}} \dot{m}_{H_2O} = \beta \Big( C_{H_2O,\infty} - C_{H_2O,s} \Big) \mu_O, \tag{4}$$

где  $\mu_O$  – молярная масса атомов кислорода.

Из (4) следует, что максимальное значение массовой скорости поступления кислорода к капле расплава, которое ограничивается его диффузией через газовый слой вокруг капли, может быть оценено следующим образом:

$$\dot{M}_{O_2,ext} = 4\pi R_m^2 \beta C_{\mathrm{H}_2O,\infty} \mu_{\mathrm{O}}, \qquad (5)$$

где  $R_m$  – текущий радиус капли.

Для оценки значения коэффициента массопередачи β воспользуемся аналогией между процессами тепло- и массопередачи, протекающими около капли [10]. Возможны две типичные ситуации: 1) капля находится в воде в условиях пленочного кипения, и 2) капля находится в парогазовой несущей среде, рис. 1.

Для описания конвективной теплопередачи от капли расплава к воде в режиме пленочного кипения в кодеVAPEX, для которого разрабатывалась данная модель окисления, используется следующее соотношение для числа Нуссельта:

Nu = 2,98 Pr<sup>1/2</sup> 
$$\left\{ \frac{d_m |V_m - V_w|}{v_v} \left[ \frac{L}{C_{pv} (T_m - T_w)} + 0,68 \right] \right\}^{1/2}$$
,

где Pr – число Прандтля,  $d_m = 2R_m$  – диаметр капли,  $V_m$  и  $V_w$  – скорости капли расплава и воды, соответственно,  $T_m$  и  $T_w$  – температуры капли расплава и воды, соответственно,  $v_v$  – кинематическая вязкость,  $C_{pv}$  – теплоемкость при постоянном давлении, L – скрытая теплота фазового перехода.

Число Нуссельта связано с коэффициентом теплоотдачи от капли h<sub>c</sub> соотношением

$$\mathrm{Nu} = h_c \, d_m / \lambda_v \, ,$$

где  $\lambda_v$  – теплопроводность пара.



Рис.1. Капля кориума в пароводяной среде: а) режим пленочного кипения; б) парокапельный режим

Соответственно, число Шервуда Sh, определяющее коэффициент массопередачи (Sh =  $\beta d_m/D$ , где D – коэффициент взаимной диффузии водяного пара и водорода), вычисляется по соотношению:

$$Sh = 2,98Sc^{1/2} \left\{ \frac{d_m |V_m - V_w|}{v_v} \left[ \frac{L}{C_{pv} (T_m - T_w)} + 0,68 \right] \right\}^{1/2},$$
(6)

где Sc – число Шмидта.

Для описания теплопередачи от капли расплава к парогазовой среде в парокапельном режиме в коде VAPEX используется следующее соотношение для числа Нуссельта:

$$Nu = 2 + 0,6 Re^{1/2} Pr^{1/3}$$

где Re – число Рейнольдса капли расплава.

Отсюда, на основании аналогии процессов тепло- и массообмена, получим выражение для числа Шервуда в данном режиме течения:

$$Sh = 2 + 0,6 \operatorname{Re}^{1/2} Sc^{1/3}.$$
 (7)

Окончательно, коэффициент массопередачи β вычисляется по выражению:

$$\beta = \frac{D}{d_m} \mathrm{Sh} \,. \tag{8}$$

1/0

Величины скоростей и температур капель расплава и воды, необходимые для замыкания модели, наряду с другими характеристиками движущейся многофазной среды, состоящей из расплава, водяного пара, воды и неконденсирующихся газов (водород, азот), определяются численным решением с помощью кода VAPEX уравнений сохранения массы, импульса и энергии для каждой фазы, сопряженных с моделью окисления капель циркония, о чем будет подробно изложено в следующем разделе.

Практическая реализация настоящей модели осуществляется следующим образом.

1. Определяется массовая скорость поглощения кислорода при окислении циркония при неограниченном подводе водяного пара к поверхности капли расплава  $\dot{M}^*_{\rm O_2(Zr)}$ .

2. Идентифицируется режим теплообмена капли расплава (на основании данных расчета по коду VAPEX), и в зависимости от него по соотношениям (6) или (7) вычисляется число Шервуда.

3. По формуле (8) рассчитывается коэффициент массопередачи  $\beta$  и по соотношению (5) определяется максимальное значение массовой скорости поступления кислорода к капле расплава извне  $\dot{M}_{\text{O}_2.ext}$ .

4. Если  $\dot{M}_{O_2(Zr)}^* \leq \dot{M}_{O_2,ext}$ , то скорость подвода пара к поверхности капли достаточно велика и не лимитирует процессы окисления. Тогда привес кислорода  $\Delta M_{O_2,Zr}$  к капле за временной шаг  $\Delta t$  за счет окисления циркония определяется как  $\Delta M_{O_2,Zr} = \dot{M}_{O_2(Zr)}^* \Delta t$ .

5. Если наоборот  $\dot{M}^{*}_{O_{2}(Zr)} > \dot{M}_{O_{2},ext}$ , то окисление ограничивается подводом пара к поверхности капли извне. В этом случае полагается, что  $\Delta M_{O_{2},Zr} = \dot{M}_{O_{2},ext} \Delta t$ .

6. В соответствии со стехиометрическим уравнением реакции окисления вычисляются массы окислившегося за время  $\Delta t$  циркония, а также образовавшегося за это время водорода –

$$\Delta M_{\mathrm{Zr}} = \frac{\mu_{\mathrm{Zr}}}{\mu_{\mathrm{O}_2}} \Delta M_{\mathrm{O}_2,\mathrm{Zr}}, \qquad \Delta M_{\mathrm{H}_2} = \frac{2\mu_{\mathrm{H}_2}}{\mu_{\mathrm{O}_2}} \left( \Delta M_{\mathrm{O}_2,\mathrm{Zr}} + \Delta M_{\mathrm{O}_2,\mathrm{Fe}} \right).$$

7. Определяется перемещение координаты поверхности реакции окисления циркония:

$$\Delta R_{\rm Zr} = -\frac{\Delta M_{\rm Zr}}{4\pi R_{\rm Zr}^2 \rho_{\rm Zr}}$$

8. Находится координата поверхности окисления циркония  $R_{Zr}^{n+1}$  в новый момент времени  $t^{n+1} = t^n + \Delta t$ :

$$R_{\rm Zr}^{n+1} = R_{\rm Zr}^n + \Delta R_{\rm Zr} \, .$$

9. На основе определенных в новый момент времени координаты поверхности окисления циркония и массы окислившегося циркония вычисляется диаметр капли в момент времени  $t^{n+1}$ .

Выделяющееся в результате реакции окисления циркония тепло учитывается при расчете теплообмена между расплавом кориума и теплоносителем, а образующийся водород добавляется в состав парогазовой фазы, см. раздел 2.

Процесс окисления завершается, когда масса циркония в капле становится равной нулю. Данная модель окисления кориума была внедрена в код VAPEX.

## 2. Описание кода VAPEX

Расчетный код VAPEX предназначен для моделирования взаимодействия кориума с водой в ходе тяжелой аварии на АЭС [3–5]. Математическая модель кода VAPEX основана на использовании методов механики многофазных сред [11–15] и включает в рассмотрение следующие фазы: вода, газ (смесь водяного пара, аргона и водорода) расплав в виде струи, капель и дебрисов, лежащих на дне сосуда. Каждая фаза характеризуется своей объемной долей, скоростью и температурой. Используется общепринятое допущение о равенстве давлений всех фаз. Предполагается, что компоненты газовой фазы находятся в механическом и тепловом равновесии, т. е. имеют одинаковые скорости и температуры, а также они подчиняются закону Дальтона  $(P_v + P_{Ar} + P_{H_2} = P)$ . Движение рассматривается в двумерном осесимметричном приближении.

Уравнения сохранения массы для воды, всей газовой фазы, аргона и водорода имеют следующий вид:

$$\frac{\partial (\alpha_{w} \rho_{w})}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial (r \alpha_{w} \rho_{w} u_{w})}{\partial r} + \frac{\partial (\alpha_{w} \rho_{w} v_{w})}{\partial z} = -\Gamma,$$

$$\frac{\partial (\alpha_{g} \rho_{g})}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial (r \alpha_{g} \rho_{g} u_{g})}{\partial r} + \frac{\partial (\alpha_{g} \rho_{g} v_{g})}{\partial z} = \Gamma + \Gamma_{H_{2}},$$

$$\frac{\partial (\alpha_{g} \rho_{Ar})}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial (r \alpha_{g} \rho_{Ar} u_{g})}{\partial r} + \frac{\partial (\alpha_{g} \rho_{Ar} v_{g})}{\partial z} = 0,$$

$$\frac{\partial (\alpha_{g} \rho_{H_{2}})}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial (r \alpha_{g} \rho_{H_{2}} u_{g})}{\partial r} + \frac{\partial (\alpha_{g} \rho_{H_{2}} v_{g})}{\partial z} = \Gamma_{H_{2}}.$$

Уравнение сохранения импульса для воды: – радиальная компонента

$$\begin{aligned} &\alpha_{w}\rho_{w}\left(\frac{\partial u_{w}}{\partial t}+u_{w}\frac{\partial u_{w}}{\partial r}+v_{w}\frac{\partial u_{w}}{\partial z}\right)=\\ &=-\alpha_{w}\frac{\partial P}{\partial r}-\Gamma^{-}\left(u_{g}-u_{w}\right)+C_{wg}\left|V_{g}-V_{w}\right|\left(u_{w}-u_{g}\right)+C_{wm}\left|V_{m}-V_{w}\right|\left(u_{m}-u_{w}\right);\end{aligned}$$

- аксиальная компонента

$$\begin{aligned} &\alpha_{w}\rho_{w}\left(\frac{\partial v_{w}}{\partial t}+u_{w}\frac{\partial v_{w}}{\partial r}+v_{w}\frac{\partial v_{w}}{\partial z}\right)=\\ &=-\alpha_{w}\frac{\partial P}{\partial z}-\Gamma^{-}\left(v_{g}-v_{w}\right)+C_{wg}\left|V_{g}-V_{w}\right|\left(v_{w}-v_{g}\right)+C_{wm}\left|V_{m}-V_{w}\right|\left(v_{m}-v_{w}\right)-g. \end{aligned}$$

Уравнение сохранения импульса для газа:

- радиальная компонента

$$\begin{aligned} \alpha_{g} \rho_{g} \left( \frac{\partial u_{g}}{\partial t} + u_{g} \frac{\partial u_{g}}{\partial r} + v_{g} \frac{\partial u_{g}}{\partial z} \right) &= \\ &= -\alpha_{g} \frac{\partial P}{\partial r} + \Gamma^{+} \left( u_{w} - u_{g} \right) - C_{wg} \left| V_{g} - V_{w} \right| \left( u_{g} - u_{w} \right) + C_{gm} \left| V_{m} - V_{g} \right| \left( u_{m} - u_{g} \right); \end{aligned}$$

- аксиальная компонента

$$\alpha_{g} \rho_{g} \left( \frac{\partial v_{g}}{\partial t} + u_{g} \frac{\partial v_{g}}{\partial r} + v_{g} \frac{\partial v_{g}}{\partial z} \right) =$$

$$= -\alpha_{g} \frac{\partial P}{\partial z} + \Gamma^{+} \left( v_{w} - v_{g} \right) - C_{wg} \left| V_{g} - V_{w} \right| \left( v_{g} - v_{w} \right) + C_{gm} \left| V_{m} - V_{g} \right| \left( v_{m} - v_{g} \right) - g.$$

Уравнения сохранения энергии для воды и газа:

$$\begin{split} \frac{\partial \left(\alpha_{w} \rho_{w} e_{w}\right)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial \left(r \alpha_{w} \rho_{w} e_{w} u_{w}\right)}{\partial r} + \frac{\partial \left(\alpha_{w} \rho_{w} e_{w} v_{w}\right)}{\partial z} = -P\left(\frac{\partial \alpha_{w}}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial \left(r \alpha_{w} u_{w}\right)}{\partial r} + \frac{\partial \left(\alpha_{w} v_{w}\right)}{\partial z}\right) - R_{ws}\left(T_{s} - T_{w}\right) + \frac{P_{\mathrm{Ar}} + P_{\mathrm{H}_{2}}}{P} R_{wg}\left(T_{g} - T_{w}\right) - \Gamma h_{w,sat} + R_{mw}\left(T_{m} - T_{w}\right), \\ \frac{\partial \left(\alpha_{g} \rho_{g} e_{g}\right)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial \left(r \alpha_{g} \rho_{g} e_{g} u_{g}\right)}{\partial r} + \frac{\partial \left(\alpha_{g} \rho_{g} e_{g} v_{g}\right)}{\partial z} = -P\left(\frac{\partial \alpha_{g}}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial \left(r \alpha_{g} u_{g}\right)}{\partial r} + \frac{\partial \left(\alpha_{g} v_{g}\right)}{\partial z}\right) - \frac{P_{\mathrm{Ar}} + P_{\mathrm{H}_{2}}}{P} R_{wg}\left(T_{g} - T_{w}\right) - \Gamma h_{v,sat} + R_{mg}\left(T_{m} - T_{g}\right) + \Gamma_{\mathrm{H}_{2}}h_{\mathrm{H}_{2}}. \end{split}$$

Уравнение сохранение объема:

$$\alpha_w + \alpha_g + \alpha_m = 1$$
.

В приведенных выше уравнениях нижние индексы означают: w – вода, g – газ, v – водяной пар; Ar – аргон, H<sub>2</sub> – водород, m – струя или капли расплава, s – межфазная поверхность между водой и паром, sat – состояние насыщения. Также используются следующие обозначения: r, z – радиальная и вертикальная координаты; t – время;  $\alpha_i, \rho_i, e_i, T_i$  – объемная доля, плотность, внутренняя энергия и температура *i*-й фазы соответственно;  $V_i(u_i, v_i)$  – скорость *i*-й фазы; P – давление; g – ускорение свободного падения,  $\Gamma$  – массовая скорость испарения/конденсации;  $\Gamma_{\rm H_2}$  – массовая скорость образования водорода;  $T_s$  – температура насыщения при парциальном давлении пара; h – энтальпия.

Коэффициенты  $C_{wg}, C_{wm}, C_{gm}$  характеризуют силовое взаимодействие между водой, газом и расплавом и представляют собой произведение плотности несущей фазы, коэффициента сопротивления и площади межфазной поверхности. Выражения для коэффициента сопротивления и площади межфазной поверхности зависят от режима течения (пузырьковый, эмульсионный, дисперсный) и основаны на результатах [16] с учетом модификаций, предложенных в [17].

Коэффициенты  $R_{ws}$  и  $R_{gs}$  характеризуют тепловое взаимодействие между водой и водяным паром, а коэффициент  $R_{wg}$  – между водой и неконденсирующимися газами (аргон и водород). Теплообмен между расплавом и газоводяной смесью описывается коэффициентами  $R_{mw}$ и  $R_{mg}$ . Аналогично рассмотренным выше коэффициентам для силового взаимодействия в коэффициенты  $R_{ws}$ ,  $R_{gs}$ ,  $R_{wg}$ ,  $R_{mw}$  и  $R_{mg}$  входит произведение соответствующих коэффициента теплопередачи и площади межфазной поверхности, для расчета которых использовались соотношения [17], учитывающие в зависимости от режима течения различные механизмы теплообмена: конвекцию, излучение или теплопроводность.

Скорость фазового перехода между водой и паром определяется суммой тепловых потоков на межфазную поверхность со стороны пара и воды:

$$\Gamma = \frac{-R_{ws} \left(T_s - T_w\right) - \frac{P_{H_2O}}{P} R_{gs} \left(T_s - T_g\right)}{h_{v,sat} - h_{w,sat}}.$$

 $\Gamma^+$  и  $\Gamma^-$  зависят от направления фазового перехода и определяются следующим образом

$$\Gamma^{+} = \begin{cases} \Gamma, & \text{если } \Gamma > 0 \\ 0, & \text{если } \Gamma \le 0 \end{cases}; \qquad \Gamma^{-} = \begin{cases} 0, & \text{если } \Gamma > 0 \\ \Gamma, & \text{если } \Gamma \le 0 \end{cases}$$

Теперь рассмотрим, каким образом осуществляется моделирование движения высокотемпературного расплава материалов активной зоны. Предполагается, что расплав может существовать в виде струи, капель или дебрисов, лежащих на дне сосуда, каждая из этих фаз рассматривается отдельно.

Динамика струи расплава описывается в одномерном приближении. Поскольку продвижение струи расплава в воде сопровождается интенсивным парообразованием, что практически исключает непосредственный контакт расплава с водой, то за время падения расплава его остывание пренебрежимо мало. Поэтому в модели, описывающей струю, рассматриваются только уравнения сохранения массы и импульса:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_j A_j) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_j u_j A_j) = -\Gamma_{\text{frag}},$$
$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_j u_j A_j) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_j u_j^2 A_j) = -g (\rho_j - \rho_a) A_j - C_D \pi R_j \rho_a (u_j - u_a)^2 - u_j \Gamma_{\text{frag}},$$

где  $A_j = \pi R_j^2$  – площадь поперечного сечения струи расплава,  $R_j$  – радиус струи,  $\rho_j$  и  $\rho_a$  – плотности струи расплава и газоводяной смеси, окружающей струю,  $u_j$  и  $u_a$  – скорости струи расплава и газоводяной смеси,  $C_D$  – локальный коэффициент трения между поверхностью струи и окружающей газоводяной смесью,  $\Gamma_{\rm frag}$  – скорость фрагментации, т. е. унос массы, с единицы длины струи.

При взаимодействии струи расплава с водой начинается ее фрагментация, в результате чего образуются сравнительно мелкие капли расплава. Скорость фрагментации струи определяется с помощью корреляции Шнайдера [18] для отношения длины полного распада струи к ее диаметру:

$$\frac{L}{D_{J}} = 0.5 \frac{U_{cj}}{\sqrt{gD_{J}}} \left[ \left( 1 + \frac{1}{0.4 \frac{U_{cj}}{\sqrt{gD_{J}}} \sqrt{\frac{\rho_{c}}{\rho_{j}}}} \right)^{1.6} - 1 \right],$$

где L – длина полного распада струи;  $D_j$  – диаметр струи при входе в воду,  $\rho_j$  – плотность расплава,  $\rho_c$  – плотность воды,  $U_{cj}$  – скорость струи при входе в воду.

Предполагается, что диаметр фрагментирующей струи уменьшается линейно по высоте, а унос массы происходит равномерно со всей поверхности струи. Из соображений сохранения массы струи получается уравнение для скорости фрагментации:

$$\Gamma_{\rm frag} = \frac{1}{2} \frac{D_j}{L} U_{cj}.$$

Для моделирования динамики, теплообмена и фрагментации капель расплава используется лагранжев подход, т. е. прослеживается за эволюцией отдельных капель, движущихся в парогазовой смеси. Для каждой капли решаются следующие уравнения движения и теплообмена:

1.

$$\frac{d\mathbf{I}_d}{dt} = \mathbf{V}_d ,$$

$$\rho_d \frac{d\mathbf{V}_d}{dt} = -C_{dw} |\mathbf{V}_d - \mathbf{V}_w| (\mathbf{V}_d - \mathbf{V}_w) - C_{dg} |\mathbf{V}_d - \mathbf{V}_w| (\mathbf{V}_d - \mathbf{V}_w) - (\rho_d - \rho_a) \mathbf{g} ,$$

$$\rho_d c_d \frac{dT_d}{dt} = -R_{dw} (T_d - T_w) - R_{dg} (T_d - T_g) + Q_{\mathrm{H_2O-Zr}} ,$$

где  $\mathbf{r}_d$  – радиус-вектор, определяющий местоположение капли;  $V_d$  – скорость капли;  $\rho_d$  – плотность капли;  $c_d$  – удельная теплоемкость капли;  $T_d$  – температура капли. Коэффициенты  $C_{dw}, C_{dg}, R_{dw}$  и  $R_{dg}$  описывают силовое и тепловое взаимодействие капель с водой и газом соответственно, используются соотношения [16, 17]. В каплях может выделяться теплота  $Q_{\rm H_2O-Zr}$  из-за экзотермической пароциркониевой реакции.

Также учитывается фрагментация капель расплава на основе работы [19], посвященной определению максимального размера фрагментов, образующихся при распаде жидких капель в потоке в условиях скоростной релаксации.

Образующимся в результате фрагментации струи расплава каплям приписывается начальный диаметр, величина которого оценивается по длине волны наиболее быстрорастущей гармоники, основываясь на линейной теории неустойчивости Кельвина-Гельмгольца. Далее на каждом шаге по времени вычисляется текущее локальное число Вебера капли, и если оно превосходит критическое число Вебера  $We_{crit}$ , то диаметр капли соответствующим образом уменьшается (в [19] было предложено использовать значение  $We_{crit} = 12$ ). Фрагментация капли прекращается, когда температура ее поверхности опустится до температуры начала затвердевания расплава.

Капли расплава, которые достигают нижней части рассматриваемой области, становятся дебрисами. Уравнения движения для них уже не рассматриваются, учитывается только теплообмен.

#### 3. Моделирование экспериментов ZREX

Экспериментальное исследование взаимодействия расплава, содержащего цирконий, с водой было выполнено в Аргоннской национальной лаборатории США и представлено в [20, 21]. Установка ZREX (ZiRconiumEXplosion) состояла из плавильной печи, устройства сброса расплава и рабочего участка, рис. 2. Все эти компоненты размещались в защитном кожухе с инертной атмосферой, что позволяло определять количество водорода, образующегося в ходе взаимодействия расплава с водой.

Методика проведения эксперимента состояла в следующем. Цирконий или смесь циркония и диоксида циркония массой 1 кг помещали в печь, после нагрева до требуемой температуры расплав через отверстие диаметром 2,54 см выливался в рабочий участок, представляющий собой стальную трубу (длина 98 см, внутренний диаметр 10,2 см), заполненную водой. Эксперименты проводились как с использованием специального триггерного устройства для инициирования взрывного взаимодействия расплава с водой так и без его применения. Триггер располагался в нижней части рабочего участка. В ходе выполнения эксперимента выполнялись измерения температуры расплава в печи; температуры воды и парогазовой смеси в различных точках рабочего участка и в защитном кожухе; динамического давления на пяти высотных отметках рабочего участка для фиксации прохождения взрывной волны в результате взаимодействия расплава с водой; реактивной силы, действующей на рабочий участок; давления в защитном кожухе; количества образующегося водорода.

Цель экспериментальной программы заключалась в определении возможного вклада паро-циркониевой реакции в общее энергетическое взаимодействие расплава с водой. Ожидалось, что этот вклад мог быть значительным, что привело бы к увеличению коэффициента конверсии взрывного термического взаимодействия расплава с водой (парового взрыва). Однако в тех экспериментах, в которых с помощью триггера реализовывалось взрывное взаимодействие, вклад паро-циркониевой реакции оказался весьма незначительным.

Поскольку в настоящее время код VAPEX моделирует только неэнергетическое термическое взаимодействие расплава с водой, включая фрагментацию струи расплава в воде, движение фрагментов и их повторную фрагментацию, осаждение на днище и формирование слоя дебрисов, то им были промоделированы только эксперименты ZREX (ZREX-23 и ZREX-27), в которых не применялся триггер, и отсутствовал паровой взрыв. Основные параметры и результаты этих экспериментов приведены в таблице.



Рис. 2. Общий вид установки ZREX

Эксперимент	Температура расплава, К	Температура воды, К	Состав расплава	Образование водорода	
				Масса, г	% окисл.
ZREX-23	2273	343	100 % Zr	7,5	17,0
ZREX-27	2473	363	90 %Zr+10 %ZrO <sub>2</sub>	10,14	25,6

# 4. Результаты расчетов

В расчетах моделировались только рабочий участок ZREX и газовое пространство над ним. Расчеты были проведены в двумерном осесимметричном приближении. Высота расчетной области равнялась 134,7 см, радиус – 5,1 см.

На рис. 3 показаны рассчитанные распределения по высоте сосуда объемного паросодержания и объемной доли расплава в последовательные моменты времени для эксперимента ZREX-23. При входе в воду начинается фрагментация струи расплава, площадь теплопередающей поверхности расплава резко увеличивается, начинается интенсивное парообразование. По мере перемещения расплава к днищу количество фрагментов (капель размером 3–4 мм) увеличивается, вследствие чего возрастает интенсивность передачи тепла в воду и происходит запаривание верхней части рабочего участка. К моменту времени 1,0 с после начала подачи расплава первые фрагменты расплава достигают днища рабочего участка, а к моменту 2,0 сна днище в основном завершается формирование слоя осевших фрагментов. Сходная картина развития процесса наблюдается также и при моделировании эксперимента ZREX-27.



Рис. З. Распределение по высоте сосуда объёмной доли расплава (а) и объёмной доли пара (б) в центре сосуда для различных моментов времени (0,35 с, 1 с, 2 с)

Эволюция давления в верхней части рабочего участка, полученная при расчете эксперимента ZREX-23, представлена на рис. 4. Видно, что интенсивное парообразование и генерация водорода из-за окисления циркония, которые вызваны фрагментацией струи на капли при ее движении в воде, приводят к росту давления в системе, скорость которого максимальна во время прохождения расплавом слоя воды. К сожалению, в статьях [20, 21], посвященных описанию экспериментов ZREX, не приводятся записи давления, а говорится лишь о порядках величин давления и длительности переходного процесса, которые соответствуют полученным в расчете.

Для оценки влияния образующегося водорода на динамику процесса был выполнен методический расчет эксперимента ZREX-23, в котором была отключена модель окисления расплава. Некоторые результаты данного расчёта приведены на рис. 4, 5. Качественная картина процесса взаимодействия струи расплава с водой существенно не изменилась; некоторые особенности вызваны изменением упругих свойств парогазовой фазы из-за появления в ней водорода. Однако рост давления в системе заметно уменьшился, рис. 4.



Рис. 4. Временная зависимость давления в сосуде: сплошная линия – с моделью окисления; пунктир – с отключенной моделью окисления



Рис. 5. Распределение по высоте сосуда объёмной доли расплава (*a*) и объёмной доли пара (б) в центре сосуда для различных моментов времени (0,35 с, 1 с, 2 с) с отключенной моделью окисления

На рис. 6 показана динамика выделения водорода, полученная в расчетах экспериментов ZREX-23 и ZREX-27 кодом VAPEX с использованием различных значений критического числа Вебера, и приведены конечные величины масс водорода, определенные в экспериментах. Увеличение значения критического числа Вебера приводит к образованию более крупных капель, тем самым площадь поверхности капель уменьшается и соответственно уменьшается количество образующегося водорода. При моделировании кодом VAPEX эксперимента ZREX-23 наилучшее совпадение с экспериментальным значением образовавшегося водорода было получено при использовании критического числа Вебера  $We_{crit} = 14$ , в то время как для эксперимента ZREX-27 наилучшее совпадение было получено при  $We_{crit} = 13$ .



Рис. 6. Временная зависимость массы водорода в сосуде (слева ZREX-23, справа ZREX-27) при различных значениях критического числа Вебера, а также конечная масса водорода, полученная в экспериментах

Отметим возможные причины различий расчетных результатов с экспериментальными. Фрагментация струи расплава в использовавшемся в эксперименте сосуде (практически «одномерная» узкая труба), очевидно, имеет свои специфические особенности, которые не учитываются в применяемых в коде VAPEX корреляциях для описания фрагментации струи, основанных на анализах экспериментов по распаду струи в достаточно больших объемах. Кроме того, динамические процессы, имевшие место в эксперименте при фрагментации струи расплава в воде, очевидно, носили более сложный (трехмерный) характер, и осесимметричное приближение при их моделировании кодом VAPEX не могло позволить их полностью воспроизвести. К сожалению, в [20, 21] не приводятся сведения о суммарной площади поверхности образовавшихся фрагментов, по которым можно судить о характере фрагментации, имевшей место в экспериментах. Также следует отметить имеющую место неопределенность теплофизических свойств расплава циркония и расплава смеси циркония и диоксида циркония при высоких температурах (вплоть до 4000 °C), сопровождающих паро-циркониевую реакцию [22], которые существенно влияют на описание процессов теплоотдачи от капли.

Помимо этого, в экспериментах наблюдался выброс некоторого количества расплава и воды из рабочего участка в объем защитного кожуха, и часть водорода могло образоваться в этом объеме. В расчетах кодом VAPEX также фиксировался выброс части расплава в объем защитного корпуса, однако этот объем описывался упрощенно интегральным способом без учета попавшего в него расплава, поэтому процесс окисления в этом объеме не моделировался.

С учетом этих неопределенностей, которые обусловлены сложностью рассматриваемых процессов, можно сделать вывод, что в целом код VAPEX, в состав которого была включена разработанная модель окисления расплава и сопряжена через уравнения сохранения многофазной среды с другими моделями, которые используются в коде (модели межфазного сопротивления (капли расплава – пароводяная среда, капли воды – парогазовая смесь, пузырьки – вода), модели межфазного теплообмена (расплав – парогазоводяная смесь, вода – парогазовая смесь), модели фрагментации струи и вторичной фрагментации капель расплава), достаточно адекватно воспроизвел эксперименты по термическому взаимодействию струи расплава с водой, в которых реализовывалась паро-циркониевая реакция.

Интересно отметить, что в выполненных методических расчетах, в которых было отключено диффузионное ограничение скорости поступления к каплям водяного пара извне, количество образовавшегося водорода было значительно больше, чем было получено в экспериментах. Это свидетельствует о том, что в экспериментах окисление циркония главным образом лимитировалось скоростью поступления водяного пара к поверхностям капель расплава.

#### Заключение

В работе рассматривается процесс образования водорода при взаимодействии высокотемпературного расплава материалов активной зоны с водой. Разработана модель окисления жидких капель кориума в пароводяной среде. Предполагается, что кориум состоит из пяти компонентов: 1) диоксид урана, 2) диоксид циркония, 3) оксид железа, 4) цирконий и 5) нержавеющая сталь, основным компонентом которой является железо. Рассматриваются две экзотермические химические реакции окисления циркония и железа, идущие с выделением водорода. Используются параболические законы для описания динамики роста оксидного слоя, обусловленного окислением циркония и железа, соответственно. При этом учитывается возможное ограничение подвода водяного пара извне к поверхности капли кориума с помощью диффузии. Разработанная модель внедрена в код VAPEX, предназначенный для расчета взаимодействия кориума с водой в ходе тяжелой аварии на АЭС. С помощью модифицированного кода VAPEX был выполнен анализ экспериментов ZREX по взаимодействию расплавленного циркония с водой. Показано, что код VAPEX удовлетворительно предсказывает количество водорода, образующегося в ходе этого взаимодействия при значениях критического числа Вебера, определяющего скорость дробления капель,  $We_{crit} = 13 \div 14$ .

Работа выполнена по государственному заданию № 13.1544.2014/К Министерства образования и науки РФ, а также при поддержке РФФИ (проект №14-08-00393).

# Список литературы

- 1. Асмолов В.Г. Результаты исследований тяжелых аварий водоохлаждаемых реакторов // Атомная энергия. – 1994. – Т. 76. – Вып. 4. – С. 282.
- In-Vessel and Ex-Vessel Hydrogen Sources // Report by NEA Groups of Experts, NEA/CSNI/R (2001) 15, October 01, 2001.
- 3. Мелихов В.И., Мелихов О.И., Якуш С.Е. Анализ крупномасштабных экспериментов по взаимодействию кориума с водой с помощью кода VAPEX. // ТВТ. 2007. Т. 45. № 4. С. 565.
- 4. Мелихов В.И., Мелихов О.И., Якуш С.Е., Стрижов В.Ф., Киселев А.Е., Кобелев Г.В. Моделирование взаимодействия высокотемпературного расплава материалов активной зоны с теплоносителем // Известия РАН. Энергетика. – 2007. – № 6. – С. 11.

- Melikhov V., Melikhov O., Yakush S., Rtishchev N. Validation of Fuel-Coolant Interaction Model for Severe Accident Simulations // Science and Technology of Nuclear Installations. – 2011. – Article ID 560157, 11 pages. – DOI:10.1155/2011/560157.
- 6. *Lee B.C., Park G.C, Chung C.H.* Development of a Mechanistic Model for Hydrogen Generation in Fuel-Coolant Interactions // J. Korean Nuclear Society. 1997. V. 29. № 2.P. 99.
- 7. *Lee J.Y., Lee B.C., Park G.C.* A Development of a Transient Hydrogen Generation Model for Metal-Water Interactions // J. Korean Nuclear Society. 2000. V. 32. № 6. P. 549.
- 8. *Baker L., Just L.* Studies of metal-water reactions at high temperatures. III. Experimental and theoretical studies of the zirconium-water reaction // AEC Research and Development Report ANL-6548, 1962, 86 p.
- 9. *Corradini M.L., Farahani A., Uludogan A.* Chemical Assisted Vapor Explosions in a Shock Tube Geometry // Proceedings of A Multidisciplinary International Seminar on Intense Multiphase Interactions, Santa Barbara, USA, 1995, p. 256-269.
- 10. *Франк-Каменецкий Д.А.* Диффузия и теплопередача в химической кинетике. М.: Наука, 1967, 490 с.
- 11. Нигматулин Р.И. Динамика многофазных сред. Т. 1. М.: Наука, 1987. 464 с.
- 12. Ishii M., Hibiki T. Thermo-fluid dynamics of two-phase flow. Springer Science and Business Media, 2006. 462 P.
- 13. Kolev N.I. Multiphase Flow Dynamics.Fundamentals. Vol.1. Springer, Berlin, 2007. 775 P.
- 14. Kolev N.I. Multiphase Flow Dynamics. // Thermal and Mechanical Interactions. Springer, Berlin. 2007. Vol. 2. 701 P.
- 15. Асмолов В.Г., Блинков В.Н., Мелихов В.И., Мелихов О.И., Парфенов Ю.В., Емельянов Д.А., Киселев А.Е., Долганов К.С. Современное состояние и тенденции развития системных теплогидравлических кодов за рубежом. // ТВТ. 2014.– Т. 52. № 1. С. 105.
- 16. *Ishii M., Mishima K.* Two-Fluid Model and Hydrodynamic Constitutive Relations // Nucl. Eng. Design. 1984. V.82. P.107.
- 17. *Angelini S., Yuen W.W., Theofanous T.G.* Premixing-Related Behavior of Steam Explosions. // Proc. CSNI Specialists Meeting on Fuel-Coolant Interactions. Santa Barbara, USA, 1994. P.99.
- 18. Kolev N.I. Multiphase Flow Dynamics.Nuclear Thermal Hydraulics. Vol.4. Springer, Berlin, 2009. 744 P.
- 19. *Pilch M., Erdman C.* Use of Break-Up Time Data and Velocity History Data to Predict the Maximum Size of Stable Fragments for Acceleration-Induced Break-up of a Liquid drop // Int. J. Multiphase Flow. 1987, V. 13, P. 741.
- Cho D.H., Armstrong D.R., Gunther W.H., Basu S. Experiments on Interactions Between Zirconium-Containig Melt and Water (ZREX): Hydrogen Generation and Chemical Augmentation of Energetics // Proceedings of the OECD/CSNI Specialists Meeting on Fuel-Coolant Interactions, NEA/CSNI/R (97) 26, Part II, Tokai-Mura, Japan, 1997, P. 595.
- Cho D.H., Armstrong D.R., Gunther W.H., Basu S. Experiments on Explosive Interactions Between Zirconium-Containig Melt and Water (ZREX) // Proceedings of the 6<sup>th</sup> International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-6). SanDiego, USA, 1998 – электрон. опт. диск (CD-ROM).
- 22. Галимов Р.Р., Стрижов В.Ф. Расчет теплофизических свойств расплавов на основе ZrO<sub>2</sub> и UO<sub>2</sub>. Препринт ИБРАЭ № IBRAE-2004-08. М: Институт проблем безопасного развития атомной энергетики РАН, 2004. 25 с.

# Разработка программы эксперимента на УИИСБ для проверки характеристик ПКРВ с применением CFD-кодов

Кругликов Ю.С., Авдеенков А.В.

АО «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского», Обнинск

### Введение

Для обеспечения водородной безопасности и взрывозащиты на АЭС с реакторами ВВЭР в контейменте размещаются ПКРВ – пассивные каталитические рекомбинаторы водорода. Как и для любого другого оборудования для применения ПКРВ необходимо знать его характеристики, в частности зависимость производительности в зависимости от параметров среды: концентрации компонентов смеси, наличия капель воды, температуры, давления.

Для подтверждения характеристик поставляемых на АЭС ВВЭР ПКРВ [1] и устранения экспертных замечаний по обоснованию безопасности АЭС, было предложено провести серию экспериментов на стенде УИИСВБ (установка измерительная для испытания систем водородной безопасности). Стенд УИИСБ ранее использовался для проведения экспериментов по изучению процессов в защитной оболочке, тестированию датчиков водорода и других экспериментальных работ, но ПКРВ на данном стенде ранее не испытывались. Соответственно появились многие вопросы по проведению эксперимента, которые нужно было решить до его проведения. Прежде всего, требовалось обосновать возможность получения на стенде необходимых данных и разработать программу экспериментов. Кроме того, необходимо было решить вопросы о размещении и монтаже оборудования, средств измерений, безопасности проведения планируемых экспериментов, подготовить стенд для аттестации.

Для упрощения решения этих задач было применено CFD-моделирование, что дешевле и быстрее, чем проведение тестов и доработок в металле. Получаемые результаты очень наглядны, дают трехмерное распределение высокой детализации, позволяют лучше понять протекающие процессы и способствуют нахождению оптимальных решений, поэтому претестовое моделирование активно используется за рубежом и в России. Кроме того, используемая трехмерная модель облегчает восприятие установки и улучшает взаимопонимание между участниками работы. Особенно важным это является в силу сложности доступа к стенду и его внутреннему оборудованию. Несмотря на все положительные моменты, как правило, моделирование для сложных и комплексных задач дает приближенную оценку и не может быть использовано как окончательные данные или замена эксперимента. Между тем, проведение CFD-расчетов сложная и ресурсоемкая задача, требующая большого объема работ и вычислительных мощностей.

## Описание стенда УИИСВБ и ПКРВ

Стенд УИИСВБ представляет собой герметичный цилиндрический сосуд с эллиптическими крышками, общий вид которого показан на рис. 1.



Рис. 1. Геометрия стенда УИИСВБ

Внутренний диаметр стенда составляет 1,6 м, а высота – 4,6 м. Внутренний объем равен 8,9 м<sup>3</sup>. Большая часть поверхности стенда теплоизолирована, однако, поверхности подводящих труб и монтажные люки остаются открытыми. Доступ в стенд осуществляется через монтажный люк в нижней части. Внутреннее пространство стенда может быть разделено с помощью горизонтальных и вертикальных перегородок, однако в данной серии экспериментов все внутренние перегородки были демонтированы. В нижней части на высоте 0,4–0,8 м имеются электрические нагревательные элементы, которые использовались для разогрева и поддержания температуры в стенде. Для измерения температуры использовались термопары, расположение которых можно менять, в частности, две термопары были введены внутрь ПКРВ. Подача водорода может производиться через один или несколько патрубков, расположенных на высоте 0,85 м. Также стенд оборудован компрессором, который может быть использован для возбуждения конвекции в объеме стенда. На рис. 1 сложная и длинная магистраль компрессора показана условно, т.к. для моделирования достаточно такого представления. Нижний патрубок магистраль находится на высоте 1,05 м, а верхний 4,15 м.

В испытаниях использовался ПКРВ производства компании РЭТ, модель РВК-500 габаритные размеры которой составляют 950×335×225 мм. Общий вид РВК-500 показан на рис. 2.



Рис. 2. ПКРВ производства компании РЭТ, модель РВК-500

В нижней части PBK-500 друг над другом установлены две кассеты с каталитическими элементами в виде стержней. Поверхность стержней покрыта составом, который содержит платину. Высота каждой кассеты составляет 100 мм. Смесь водорода, воздуха и водяного пара, которая образуется при авариях с потерей теплоносителя на ВВЭР, не является горючей вследствие флегматизирующих свойств водяного пара. Однако при конденсации пара смесь может стать не только горючей, но детонационно опасной. Благодаря катализатору водород во влажной смеси окисляется, что обеспечивает удаление водорода из контеймента.

#### Цели претестового моделирования

Основной задачей являлось обоснование возможности проведения экспериментов и получения необходимых данных, в основном это параметры формирования смеси.

В данной работе для определения характеристик ПКРВ важно обеспечить высокую степень гомогенности смеси, так как в противном случае сложно будет установить зависимости производительности от параметров смеси. Основной проблемой при обеспечении гомогенности является стратификация водорода, и чем стенд выше, тем сложнее обеспечить гомогенность смеси. Неравномерность параметров смеси в горизонтальной плоскости возможна только при больших потоках компонентов, в данном эксперименте может наблюдаться только в области струи при подаче водорода или водяного пара. После окончания подачи из-за относительно небольшой площади стенда градиент в горизонтальной плоскости должен быстро выравниваться.

С другой стороны, необходимо обеспечить штатную работу устройства ПКРВ, при которой прокачка смеси через него осуществляется за счет естественной конвекции обусловленной выделением тепла при химической реакции кислорода и водорода. Следовательно, сверху и снизу от ПКРВ должно быть достаточно пространства для обеспечения естественной конвекции.

Для определения производительности ПКРВ можно воспользоваться двумя способами.

Первый вариант – это непрерывная подача водорода и уравнивание расхода водорода и производительности рекомбинатора. Этот способ может показаться очень подходящим, однако

в процессе необходимо поддерживать все параметры смеси, а именно: температуру, давление, концентрации водорода, кислорода и водяного пара постоянными, что сделать крайне сложно. Кроме того, будет присутствовать струя водорода, т. е. высокая неравномерность концентрации водорода. Поэтому такой способ практически не реализуем для стенда с замкнутым объемом.

Второй вариант – это подготовка смеси с заданными параметрами в замкнутом объеме стенда. В этом случае ПКРВ будет удалять водород непрерывно, что в свою очередь будет приводить к снижению концентрации водорода. Интересующую нас производительность ПКРВ в зависимости от концентрации можно определить по производной функции зависимости концентрации от времени. При этом нужно будет учитывать изменение других параметров смеси, а точность определения производительности будет ухудшаться при высокой скорости убыли концентрации водорода. При формировании смеси необходимо учитывать, что ПКРВ уже находится в объеме стенда. Это значит, что формирование смеси должно быть достаточно быстрым и не превышать времени выхода рекомбинатора на квазистационарный режим естественной циркуляции, которое составляет около 5 минут. Отметим, что увеличение объема стенда вряд ли поможет улучшить получаемые данные. С одной стороны, изменение концентрации будет происходить более плавно, но изменения параметров смеси при рекомбинации будет аналогичным. Кроме того, обеспечить гомогенность смеси будет сложнее, особенно при увеличении высоты стенда. В данной работе был использован этот способ.

В соответствии с принятым методом проведения эксперимента задачей в ходе претестового моделирования было определить оптимальный вариант заполнения объема стенда смесью требуемого состава с использованием имеющегося оборудования.

### Технические положения моделирования

Для моделирования использовался CFD-код ANSYSCFX [2]. Формирование смеси является результатом суперпозиции протекающих в объеме стенда процессов диффузии, конвекции и стратификации, также определяющими будут процессы истечения затопленных струй при подаче водорода, пара или работе компрессора.

Наилучшим образом для данной задачи подходит LES модель турбулентности при использовании довольно мелкой сетки. Однако такой подход требует больших вычислительных ресурсов и времени, и поэтому не подходит для поставленной задачи. Использование сеток с более низким разрешением и соответствующими RANS моделями турбулентности позволит получить приемлемое время моделирования, однако при этом ухудшится точность получаемых распределений.

Проанализируем приемлемость использования сеток низкого разрешения. На грубой и, скорее всего, не изотропной сетке увеличится эффект численной диффузии, концентрации будут усредняться по более крупным объемам элементов, что усилит гомогенизацию смеси. Стратификационная картина слабо искажается укрупнением элементов в разумных пределах, хотя эффект сглаживания также будет проявляться. Однако сильнее всего на распределение концентрации и температуры смеси будет влиять конвективный перенос. При использовании грубых сеток и RANS моделей образование мелких турбулентных вихрей будет заменено осредненными градиентами, что приведет к ухудшению перемешивания. Поскольку целевым желаемым состоянием смеси является ее максимальная гомогенность по объему, можно сказать, что использование грубых сеток приемлемо.

В принципе, можно использовать и LESна таких же сетках, получая примерно такой же выигрыш по времени, однако при этом по большей части будет работать подсеточная RANS модель, поэтому эффекты останутся теми же.

На рис. 3 показана использованная для претестового моделирования сеточная модель. Сетка содержит в себе 2,6 млн. элементов с максимальным размером не более 50 мм. В основном это тетраэдрические элементы с коэффициентом роста 1,1. У всех поверхностей построено по три призматических слоя. Полученная сетка изотропна и равномерна практически по всему объему, что хорошо подходит для поставленной задачи. Сгущение объемной стеки происходит лишь в области патрубков подачи водорода и, в несколько меньшей степени, пара. Однако разрешение сетки позволит разрешить вихри с характерным размером порядка 1,5 м, т. е. диаметра стенда. Увеличение разрешение крайне проблематично, например, при максимальном размере в 10 мм количество элементов составит 80,4 млн.



Рис. З. Сеточная модель для базового претестового расчета

Следует упомянуть, что крайне важна сетка в патрубках компрессорной магистрали, подачи пара и, особенно, водорода. Грубая сетка приведет к искажению профиля скорости, что приведет к искажению траектории струи тем более заметной, чем выше скорость истечения. Кроме того, низкое качество элементов может привести к критическим ошибкам при расчете температуры истекающего газа и аварийному завершению счета.

Среда моделировалась смесью идеальных газов. Первоначально для упрощения расчетов воздух был представлен как один газ, но затем в расчетах с моделированием работы ПКРВ заменялся на смесь 20 об.% кислорода и 80 об.% азота. Расчет теплофизических свойств смеси производился осреднением свойств компонентов с учетом их долей. Конденсация пара в такой постановке не учитывается.

Для определения оптимального способа формирования смеси были проведены расчеты с различными вариантами расхода водорода в диапазоне от 0,1 до 1 г/с с разным количеством используемых патрубков подачи. Граничные условия подачи задавались с помощью таблиц, при этом время открытия/закрытия клапана составляло от 1 до 5 секунд в зависимости от величины расхода и определялось желаемым шагом по времени. В отличие от использования серии расчетов, где последовательно меняются граничные условия, такой способ требует больше вычислительных мощностей, однако более физичен и предотвращает появление сильных возмущений и соответствующих численных невязок, которые могут привести к невозможности продолжения расчета.

Также варьировался режим работы компрессора стенда, который может обеспечить принудительную прокачку газовой среды из нижней части стенда в верхнюю. Для моделирования компрессора в условной магистрали был выделен вертикальный участок длинной 1 м, на котором задавался источник импульса, соответствующий требуемому перепаду давлению и расходу.

Шаг по времени при решении задачи подбирался так, чтобы среднеквадратичные невязки численного решения (RMS) при вычислении компонент скорости не превышали значений  $10^{-3}$  для отладочных расчетов, что обычно достигалось при шаге в 0,1–0,05 с. Для окончательных расчетов целевым значением невязок являлось  $10^{-4}$ , шаг по времени при этом мог составлять от 0,1 до  $10^{-4}$  с. Однако, в моменты резких изменений граничных условий целевое значение RMSмогло быть не достигнуто вследствие недостаточного разрешения сетки.

Для контроля параметров в модели было выделено 23 точки, расположенных на оси стенда на высоте от 50 мм от днища до 4450 мм с шагом 200 мм. В этих точках в процессе счета выводились значения температур и концентраций.

Поскольку моделирование простого течения потока через ПКРВ с учетом его полной внутренней геометрии уже является ресурсов практически невозможно. Кроме того, вызывает сомнение возможность получения хороших и точных результатов по производительности ПКРВ только лишь расчетным способом в данный момент развития технологии моделирования в силу сложности и взаимосвязанности физико-химических процессов. По этой причине в претестовом моделировании кассеты со стержнями ПКРВ заменялись на пористое тело с соответствующими параметрами для моделирования режима течения. Наличие химической реакции имитировалось с помощью заданных зависимостей производительности ПКРВ от средней концентрации и температуры на его входе, по которым рассчитывались стоки (исчезновение) водорода и кислорода в объеме кассеты со стержнями и соответствующие источники тепла и водяного пара. Отметим, что это позволяет произвести отладку расчетной схемы и сделать только оценку влияния функциональной зависимости производительности ПКРВ на другие параметры, такие как течение среды и температура в стенде. Предполагается, что нужная зависимость будет определена в результате экспериментов.

#### Основные результаты претестового моделирования

В результате предварительных расчетов было показано, что температура по объему стенда выравнивается быстро, однако в реальности нужно учитывать утечку тепла через поверхности стен и особенно участков без теплоизоляции, что необходимо учитывать с точки зрения конденсации пара и образования контуров естественной конвекции.

Тестовый расчет однородной среды (только воздух) с впрыском холодной струи температурой 25 °C в предварительно разогретый объем стенда до 200 °C показал незначительную температурную стратификацию, однако при подаче наоборот горячей струи в холодный объем неравномерность температур сохранялась значительно дольше. Это говорит о том, что при работе рекомбинатора и соответствующем нагреве среды концентрационная стратификация может усиливаться температурной.

Численные эксперименты с впрыском водорода показали, что текущая конфигурация стенда может быть использована, но не является оптимальной для формирования гомогенной смеси. При горизонтальной подаче водорода ниже уровня подачи формируется слой с довольно низкой, практически нулевой, концентрацией водорода. В свою очередь из-за этого концентрация в верхней части превышает целевое значение. Пример такого распределения показан на рис. 4.

Использование большего числа точек (трубок) подачи при имеющейся конфигурации стенда, к сожалению, не дает улучшения картины, а напротив, увеличивает градиент концентрации по высоте, поскольку скорости истечения снижаются.



Рис. 4. Вариант заполнения в базовой конфигурации стенда при расходе водорода 0,5 г/с до средней концентрации 4,5 об.%

Включение компрессора для перекачки среды из нижней части стенда в верхнюю улучшает равномерность распределения водорода по объему, но сильный градиент концентрации в нижней части быстро разрушается только при относительно больших расходах, поскольку патрубки магистрали компрессора также направлены горизонтально. Например, при расходе через компрессор равным 50 л/мин (примерно 10 % от мощности) в аналогичной конфигурации, представленной на рисунке 4, повышение концентрации до значений 3 об.% в нижней части занимает не менее 15 минут.

На рис. 5 показан пример распределения концентрации водорода при заполнении стенда до значения средней концентрации водорода 4,5 об.% и половинной производительности компрессор. На моментах времени 20 и 30 секунд видно, как струя водорода прогибается вниз, сталкиваясь со струей воздуха. Также важно обратить внимание, что градиент не только стал более плавным, но разница между максимальным и минимальным значением в объеме стенда заметно сократилась.



Рис. 5. Вариант заполнения в базовой конфигурации стенда при расходе водорода 0,5 г/с и 50% производительности компрессора до средней концентрации 4,5 об.%

Также было показано, что перекачивание смеси компрессором из верхней в нижнюю часть, оказывает более заметное влияние на гомогенизацию смеси и не менее эффективно предотвращает появление застойной зоны в верхней части, которая может появиться при слабой конвекции.

Следует отметить, что в ходе расчетов с имитацией работы компрессора были получены очень большие значения скоростей при номинальном расходе. Более детальный анализ существующей магистрали показал, что гидравлическое сопротивление будет очень велико, что приведет к снижению расхода и увеличению нагрузки на компрессор. В итоге магистраль была полностью переделана с увеличением проходного сечения. К сожалению, больший диаметр труб потребовал кардинального изменения точек входа труб в объем стенда и их направления, что полностью обесценило дальнейшее использование полученных расчетных результатов с имитацией работы компрессора.

В качестве одного из вариантов было предложено производить подачу водорода через один патрубок с большим расходом (около 0,5 г/с), а сам патрубок наклонить вниз на угол примерно 45°. Это обеспечит перенос водорода в нижнюю часть стенда струей во время подачи. Пример расчетного распределения концентраций в предлагаемом варианте заполнения показан на рис. 6. Видно, что выравнивание градиента происходит примерно с той же скоростью, что и на рис. 4, однако распределение намного равномернее, чем при горизонтальной подаче, из-за значительно боле высокой концентрации в нижней части. Также в предлагаемом варианте длительность формирования смеси не превысит приемлемое время, которое составит длительность впрыска водорода плюс 60–90 секунд. При этом неравномерность концентрации, обусловленной стратификацией, без применения компрессора будет приемлемой.

Представленные результаты позволяют сказать, что неравномерность концентрации водорода в горизонтальных сечениях велико только в области струи водорода, но по окончании подачи выравнивание занимает около 30 с. Скорость выравнивания горизонтальных градиентов практически не зависит от способа подачи водорода.



Рис. 6. Предлагаемый вариант заполнения при расходе водорода 0,5 г/с до средней концентрации 4,5 об.%

Расчеты показали, что закрытие входного окна в ПКРВ значительно уменьшит концентрацию водорода в нем в процессе подачи и увеличивает допустимое время создания гомогенной смеси, однако избежать попадания смеси с высокой концентрацией водорода в рекомбинатор можно за счет его расположения. Кроме того, расчетное время формирования смеси довольно мало, следовательно, уменьшение концентрации водорода за время перемешивания не повлияет на результаты, поэтому в экспериментах было приято решение не усложнять конструкцию и не закрывать входное окно ПКРВ на время формирования смеси.

В результате комплексного анализа проведенных претестовых расчетов мы пришли к выводу, что использование стенда с замкнутым объемом наиболее хорошо подходит для измерения производительности ПКРВ. Альтернативой для более точного измерения мог бы являться проточный стенд, в котором на вход кассеты ПКРВ подавалась бы подготовленная смесь с заданными концентрациями и температурой. Соответственно, для определения производительности нужно было бы только измерять параметры смеси на выходе. Однако в этом случае необходимо было бы задавать расход смеси, который также сильно влияет на производительность. Это приводит к появлению еще одной функциональной зависимости, в реальности определяемой параметрами смеси и геометрией ПКРВ, т. к. расход определяется естественной конвекцией. Как было указано выше, стенд с замкнутым объемом имеет свои сложности, однако обеспечение работы в естественных условиях очень важно.

Также расчеты помогли определить необходимые для полноты анализа величины и оптимальные варианты размещения измерительной аппаратуры, ПКРВ и других элементов и продемонстрировать эффективность предлагаемых решений. Используя расчеты, проще было разработать программу экспериментов и удалось избежать чрезмерной и, соответственно, длительной и дорогой модернизации стенда, а также значительно снизить вероятность возникновения проблем из-за каких-либо неучтенных моментов, что является самым важным и ценным результатом проведенных расчетов.

К сожалению, на момент сдачи доклада экспериментальные данные для сопоставления еще отсутствовали, поэтому результаты сравнения будут представлены на конференции.

## Список литературы

- 1. Основные технические характеристики ПКРВ: [электронный pecypc] // «Русские Энергетические Технологии». Url: http://retech.ru/sistemyi-udaleniya-vodoroda/pkrv (дата обращения: 18.08.2016).
- ANSYS CFX Software Technical Specifications: [электронный pecypc] // «ANSYS». Url: http://www.ansys.com/Products/Fluids/ANSYS-CFX (дата обращения: 18.08.2016).

## Авторский указатель

Авдеенков А.В. 588 Алексеев В.В. 7, 24, 142, 147 Алексеев П.Н. 303 Амелюшина А.Г. 445 Арнольдов М.Н. 318 Асхадуллин Р.Ш. 151, 491, 496, 499 Аулова О.В. 371 Афанасьев А.В. 191, 424 Ашурко Ю.М. 293, 506 Безлепкин В.В. 435 Безносов А.В. 124, 133 Белозеров В.И. 94, 107 Беляев И.А. 282 Бережной С.Н. 451 Блохин В.А. 90 Богданов С.В. 451 Богословская Г.П. 7 Боков П.А. 124 Бокова Т.А. 124 Борисов В.В. 90, 330 Бородин С.С. 350 Бочкарев А.С. 303 Букин Н.В. 371, 380 Бускет Д. 570 Бутов А.А. 522 Быков М.А. 371, 380 **В**альес Н.Г. 239 Варсеев Е.В. 142, 147, 482 Вашляев Ю.Н. 451 Велков К. 570 Верещагина Т.Н. 55, 174 Волков А.В. 506 Воробьёва Т.А. 337 Гаврилов М.В. 445 Ганичев Н.С. 337 Гаспаров Д.Л. 371, 380 Генин Л.Г. 20, 203 Герасимов Д.Н. 79 Голуб Е.В. 312, 318 Голубев А.А. 482 Гордеев С.С. 261 Грабежная В.А. 24, 211 Гулевский В.А. 151, 491, 494, 496 Даничева И.А. 570 Дельнов В.Н. 223 Денисова Н.А. 282 Дмитриев С.М. 350 Доронков Д.В. 350 Егоров Ю.В. 424 Емельянов Д.А. 417 Ермишкин В.А. 70, 76

Жданов В.С. 522 Жмурин В.Г. 337 Загорулько Ю.И. 24, 337 Загребаев С.А. 107 Засорин И.И. 101, 107 Захаров А.Г. 203 Зверев И.Д. 185 Зудин А.Д. 124 Иванов А.П. 7 Иванов В.С. 570 Иванов К.Д. 83, 154 Иванов М.А. 41 Иванова Е.А. 252 Иванова С.В. 94 Ильичева Н.С. 337 Исхаков А.Ш. 112, 575 Кавун О.Ю. 561 Калашникова А.А. 522 Калякин Д.С. 456 Камаев А.А. 24, 90 Капица Д.В. 435 Каплунов С.М. 239 Кащеев М.В. 293, 337 Керекеша А.В. 185 Климов П.С. 417 Клиншпонт Э.Р. 94 Козлов Ф.А. 7, 24, 482 Коновалов М.А. 7, 482 Корсун А.С. 303 Котов В.В. 435 Котоврасов М.Ю. 133 Кошелев М.М. 491, 494 Красикова Е.А. 337 Красин В.П. 59 Кругликов Ю.С. 247, 588 Крылов С.Г. 203 Кузина Ю.А. 24, 232 Кулагин С.П. 76 Кулаков И.Н. 543 Курбатов И.М. 318 Лаврова О.В. 83, 154, 162 Ланкин М.Ю. 561 Левин О.Э. 90 Левченко Ю.Д. 24, 223 Легких А.Ю. 154, 162 Лепехин А.Н. 543 Лисенков Е.А. 424 Листратов Я.И. 203 Литвиненко Л.Д. 445 Литышев А.В. 371, 380 Логинов Н.И. 55, 97

Лощинин В.М. 24, 357 Лунина С.В. 247 Люблинский И.Е. 59 Макаров В.В. 191, 424 Малинин А.А. 424 Матвиенко И.В. 424 Матяш П.Б. 551 Мелихов В.И. 112, 575 Мелихов О.И. 112, 575 Мельников В.П. 496 Метринский Р.А. 133 Милинчук В.К. 94 Минина Н.А. 70, 76 Михайлова Т.А. 247 Михеев А.С. 211 Морозов А.В. 7, 24, 409, 456, 465, 472 Морозов В.А. 97 Мосунова Н.А. 535 Мяздрикова О.И. 330 Неровнов А.А. 417 Николаев А.Н. 499 Николаева А.В. 380 Никулина А.Н. 252 Ниязов С.-А.С. 83, 154 Носенко А.П. 191 Носков А.С. 551 Образцов Е.П. 445 Опанасенко А.Н. 24, 282 Орлов А.В. 101, 107 Орлов А.И. 247 Орлов Ю.И. 24 Орлова Е.А. 7, 101, 107 Пантюшин С.И. 371, 380 Пасечник И. 570 Пахомов И.А. 330 Перевезенцев В.В. 400 Перевозников С.В. 330 Пипченко Г.Р. 561 Питык А.В. 465 Поварова Л.П. 191 Поликарпова А.М. 561 Привезенцев В.В. 232 Приказчиков Г.С. 124 Рагулин С.В. 456, 465 Разуванов Н.Г. 282 Ртищев Н.А. 112, 575 Рымкевич К.С. 232 Савиновский А.С. 551 Садиков Э.И. 94 Самолысов А.В. 239

Самохин А.Г. 570 Санникова З.О. 337 Сахипгареев А.Р. 409, 456, 465 Свиридов В.Г. 20 Свиридов Е.В. 282 Селезнев А.В. 424 Селиванов Ю.Ф. 357 Ситников И.В. 499 Скобеев Д.А. 494 Скоморохова С.Н. 499 Соломатин А.Е. 101, 107 Соломонова Н.В. 506 Сорокин А.А. 535 Сорокин А.П. 7, 24, 107, 232, 261, 282, 312, 465, 482 Сорокин В.Д. 350 Сошкина А.С. 465 Союстова С.И. 59 Стогов В.Ю. 7 Стороженко А.Н. 496 Стрижов В.Ф. 522 Строев А.А. 90 Тарасов А.Е. 575 Толмачев Д.В. 337 Томенко К.А. 70 Третьяков Е.А. 445 Трифанова Е.М. 499 Труфанов А.А. 7, 24, 90, 282, 482 Тюриков О.В. 543 Ульянов В.В. 151, 491, 494, 496 Усов Э.В. 522, 535 Федотовский В.С. 247, 252 Фомин А.С. 491 Хаврошина И.С. 94 Харитонов В.С. 303 Харчук С.Е. 151, 491 Хизбуллин А.М. 543 Хренников Н.Н. 570 Хробостов А.Е. 350 Черноног В.Л. 24 Черныш А.С. 133 Чесноков Б.В. 424 Чухно В.И. 535 Шайдук А.О. 506 Шлёпкин А.С. 456, 465, 472 Шмаль И.И. 41 Шурыгина Н.Ю. 435 Щербаков С.И. 531 Юрин Е.И. 79