Предприятие госкорпорации «РОСАТОМ»
АО «Государственный научный центр Российской Федерации –
Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского»

Научно-техническая конференция

ТЕПЛОФИЗИКА РЕАКТОРОВ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ

ТЕПЛОФИЗИКА – 2018

16 – 18 мая 2018 года

СБОРНИК ДОКЛАДОВ

Обнинск
2018

УДК 536.24:621.039.524.4:621.039.58

Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика – 2018) : Сборник докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения» (Теплофизика – 2018), 16–18 мая 2018 г., г. Обнинск / Обнинск, ГНЦ РФ – ФЭИ, 2018. – 424 с.

Сборник докладов включает материалы, представленные на конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика – 2018)», отражающие состояние и задачи НИОКР по теплофизическому обоснованию легководных и быстрых реакторов с охлаждением натрием и свинцом.

В пленарных докладах рассмотрены проблемные вопросы развития реакторных технологий 4-го поколения и их решение в рамках Международного Форума «Поколение IV», концептуальные предложения по водоохлаждаемому реактору со сверхкритическими параметрами (ВВЭР-СКД), теплофизические аспекты проекта РИФМА, тепловые трубы в атомной энергетике.

На секционных заседаниях рассмотрен широкий круг задач в области физической химии и массопереноса в системах с жидкометаллическими теплоносителями, включая смачиваемость реакторных сталей жидким свинцом, висмутом и эвтектикой Pb-Bi с добавлекнием лития и т.д.; исследования в обоснование технологии жидкометаллических теплоносителей быстрых реакторов, в том числе моделирование физико-химических процессов в контурах РУ с тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями, возможности исследований отработавших кассет реакторов с тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями для обоснования технологий перспективных ЯЭУ; исследования теплогидравлики РУ в обоснование повышения эффективности и безопасности легководных реакторов и реакторов с жидкометаллическими теплоносителями ЖМТ: теплофизических процессов при работе пассивных систем безопасности ВВЭР, влияния концентрации борной кислоты на процессы массопереноса в РУ при развитии аварии, теплогидравлики при подъемном течении жидкого металла в компланарном магнитном поле, влияния направления течения ТЖМТ на теплогидравлические характеристики в витом парогенерирующем канале.

На специальных секциях рассмотрены результаты разработки и испытаний датчиков, систем контроля и оборудования для РУ, разработки и верификации теплофизических кодов СОКРАТ/В1, КУПОЛ-М, КОРСАР/ГП, COREMELT3D и др., использование технологий ядерной энергетики в других отраслях.

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

Под общей редакцией
докт. техн. наук А.П. Сорокина, канд. техн. наук Ю.А. Кузиной,
докт. техн. наук Т.Н. Верещагиной

Технический редактор Н.А. Денисова

Издание осуществлено при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (Проект № 18-08-20028)

ISBN 978-5-907108-09-7
© АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», 2018

СОДЕРЖАНИЕ

Пленарные доклады

Махин В.М., Чуркин А.Н. Концептуальные предложения по водоохлаждаемому реактору со сверхкритическими параметрами (обзор зарубежных и российских разработок SCWR) 6

Ашурко Ю. М. Перспективные реакторные технологии 4-го поколения и их развитие в рамках Международного Форума «Поколение IV» 22

Логинов Н.И., Верещагина Т.Н. Тепловые трубы в атомной энергетике 31

Логинов Н.И., Верещагина Т.Н. Теплофизические аспекты проекта РИФМА 51

Верещагина Т.Н. Конференции как инструмент сохранения знаний научной школы теплофизики ФЭИ 58

Сергеев В.В. О некоторых проблемах описания и обобщения экспериментальных данных о критических тепловых потоках при кипении в каналах 74

Секция 1. Физическая химия и массоперенос в системах с жидкометаллическими теплоносителями

Алчагиров Б.Б., Таова Т.М., Хоконов Х.Б. Температурная зависимость смачиваемости реакторных сталей жидким свинцом, висмутом и эвтектикой Pb-Bi с добавлением лития в интервале от 500 до 1800 К 79

Виноградов М.М., Рязанцев В.А., Канин П.К., Забиров А.Р., Ягов В.В. Влияние коррозии охлаждаемой поверхности на теплообмен при кипении недогретых жидкостей 88

Аксенов Ю.В., Логинов Н.И., Михеев А.С. О возможности применения тепловых труб в инновационных ядерных и неядерных технологиях 95

Секция 2. Исследования процессов гидродинамики и теплообмена в элементах оборудования реакторных установок с жидкометаллическими теплоносителями

Лубина А.С. Особенности гидродинамики и теплообмена в ТВС активной зоны в быстром реакторе с высоким темпом наработки вторичного топлива 104

Костычев П.В., Разуванов Н.Г., Свиридов В.Г. Исследование теплообмена при подъемном течении жидкого металла в компланарном магнитном поле 113

Грабежная В.А., Михеев А.С. О влиянии направления течения жидкометаллического теплоносителя на теплогидравлические характеристики в витом парогенерирующем канале 123

Мумренков Е.А., Фаракшин М.Р. Расчетный анализ азимутальной неравномерности температуры оболочки твэла реактора БН 133

Секция 3. Экспериментальные и расчетные исследования в обоснование технологии жидкометаллических теплоносителей быстрых реакторов

Забудько А.Н., Бугреев М.И., Иванов К.Д., Николаев С.А., Чернов В.А., Николаев А.Н., Мастеров А.В. О возможности исследований отработавших кассет и твэлов реакторов АПЛ с ТЖМТ проектов 705 и 705К для обоснования технологий перспективных ЯЭУ 138

Иванов К.Д., Ниязов С.-А.С., Чёпоров Р.Ю. Повышение информативности контроля термодинамической активности кислорода в расплавах тяжелых жидкометаллических теплоносителей 144

Секция 4. Исследования гидродинамики и теплообмена в обоснование повышения эффективности и безопасности водоохлаждаемых реакторов

Махин В.М., Махин И.В. Водоохлаждаемые реакторные установки со спектральным регулированием реактивности 150

Николаева А.В., Чуркин А.Н. Моделирование теплообменных процессов в вертикальных каналах, охлаждаемых водой СКД 160

Ягодкин И.В., Посаженников А.М. Измерение эффективности очистки воздуха систем вентиляции АЭС йодидными фильтрами с использованием фреона 174

Ягодкин И.В., Посаженников А.М., Саутин С.А., Исаев А.Ю. Сопоставление поглощающей способности йодидных фильтров-сорбентов по радиоактивному метилйодиду и фреону ...179

Макаров В.В., Селезнёв А.В., Афанасьев А.В., Матвиенко И.В. Экспериментальные исследования прочности тепловыделяющих сборок реакторов с водой под давлением 186
Перепелица Н.И. Результаты экспериментальных исследований смесительных свойств и гидравлических сопротивлений перемешивающих решёток на установке «ТРАССЕР» 201
Морозов А.В., Калякин Д.С. Экспериментальное исследование теплофизических процессов при работе пассивных систем безопасности ВВЭР 209
Леденева О.М. Особенности моделирования и расчета систем безопасности АЭС 219
Шлепкин А.С., Морозов А.В. Экспериментальное исследование влияния неконденсирующихся газов на процессы конденсации пара в трубчатке модели парогенератора ВВЭР 227
Шмаль И.И. Проблемы описания динамики концентрации раствора борной кислоты в аварийных режимах 235
Питык А.В., Морозов А.В., Рагулин С.В., Сахипгареев А.Р., Шлепкин А.С. Влияние концентрации раствора борной кислоты в дополнительной системе залива активной зоны на процессы массопереноса в РУ ВВЭР в случае аварии 244

Секция 5. Расчетные модели, коды и результаты численного моделирования

Волков А.В., Моряков А.В., Раскач К.Ф., Соломонова Н.В., Чернухина Ю.В. Расчетный код COREMELT3D для расчета аварийных и переходных процессов в быстрых реакторах с натриевым теплоносителем 249
Душенков С.Б., Прокопьев А.Ю. Моделирование теплообмена при продольном течении в пучках труб с искусственной шероховатостью 260
Макаров В.В., Носенко А.П., Афанасьев А.В., Егоров Ю.В., Матвиенко И.В., Пучков М.В. Исследование вибрации твэлов перспективных конструкций ТВС РУ ВВЭР 275
Астахов В.В., Гаспаров Д.Л., Николаева А.В., Пантюшин С.И., Литышев А.В., Букин Н. В., Быков М.А. Анализ чувствительности при моделировании ТА на РУ с ВВЭР-1000 с применением РК СОКРАТ/В1 284
Казанцев А.А., Сергеев Вл.В. Расчет гидродинамики струйно-вихревого конденсатора системы локализации аварии 299
Казанцев А.А., Попова Т.В., Супотницкая О.В., Сергеев Вл.В. Верификация модели струйно-вихревого конденсатора системы локализации аварии в коде КУПОЛ-М 304
Сергеев Вл.В., Дьяченко Я.В. Тестирование CFD-модели кипения на экспериментальной модели прямоточного ПГ с закруткой потока 313
Мищенко А.А., Баясхаланов М.В., Корсун А.С., Меринов И.Г., Филиппов М.Ф. Уточнение параметров интегральной модели турбулентности для случая углового обтекания регулярной стержневой структуры 326
Бугаева В.А., Олексюк Д.А., Киреева Д.Р. Моделирование с помощью CFD-кода поля температуры теплоносителя в головках ТВС АЭС-2006 и ВВЭР-1000 331
Поваренский Р.Б., Капица Д.В. Численное моделирование горения натрия при аварийных проливах в помещениях РУ БН-1200 342
Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Фурсов В.Ю., Самолысов А.В. Применение численного эксперимента для определения критической скорости обтекания из анализа условия устойчивости многокомпонентной системы труб 349
Баисов А.М., Посысаев Д.А. Расчетно-экспериментальное исследование конденсационных гидроударов в трубопроводах реакторных установок 355
Харламова А.А., Щеколдин В.В. Моделирование малой течи на стенде ПСБ ВВЭР с использованием РК КОРСАР/ГП 363

Секция 6. Датчики, системы контроля и оборудование для РУ

Богданов С.В., Бережной С.Н., Вашляев Ю.Н. Экспериментальные исследования эксплуатационного ресурса датчика газоанализатора водорода в режиме моделирования условий функционирования на АЭС 374
Генералов Е.В., Кебадзе Б.В., Лагутин А.А., Стефани А.Г. Испытания макета индукционного расходомера 378

Ковалев Д.М., Корнилов В.П. Влияние механических воздействий на термо-ЭДС термопар градуировки нихросил – нисил 382
Стефани А.Г., Ковалев Д.М., Корнилов В.П. Стабильность метрологических характеристик термопар градуировки нихросил – нисил (N-тип) и хромель – алюмель (K-тип) при температуре более 1000 °С 385
Шурупов В.А., Кебадзе Б.В., Лагутин А.А., Фомин А.Н. Применение вихревых магнитоиндукционных расходомеров с осесимметричным телом обтекания в контурах с жидкометаллическим теплоносителем 391
Ловчев Р.А., Корнилов В.П., Фомин А.Н. Инерционность термопар с изолированным и неизолированным рабочим спаем 396
Фомин А.Н., Генералов Е.В., Кебадзе Б.В., Шурупов В.А. Моделирование высокопредельных электромагнитных расходомеров для ЖМТ 399
Фомин А.Н., Кебадзе Б.В., Стефани А.Г., Шурупов В.А. Выбор параметров времяпролетного расходомера жидких металлов 406
Блохин В.А., Борисов В.В., Волов А.Н., Жмурин В.Г., Засорин И.И., Кулебякин А.В., Ломонова Е.Е., Орлов А.В., Орлова Е.А., Соломатин А.Е. Исследование коррозионной стойкости твердых оксидных электролитов в натрии, насыщенном кислородом 412

Секция 7. Использование технологий ядерной энергетики в других отраслях

Тревгода М.М., Косой А.С., Чомчоев А.И. Карнотизированные газотурбинные преобразователи перспективных атомных станций малой мощности, и задача их расчётно-конструкторской оптимизации и экспериментальной теплотехнической отработки 419

Концептуальные предложения по водоохлаждаемому реактору со сверхкритическими параметрами (обзор зарубежных и российских разработок SCWR)

Махин В. М., Чуркин А. Н.
ОКБ «ГИДРОПРЕСС», г. Подольск, makhin@grpress.podolsk.ru

Аннотация

В настоящее время в различных странах (Россия, США, Япония, Германия, Канада, Китай и др.) выполнены или выполняются концептуальные проекты водоохлаждаемого реактора со сверхкритическими параметрами (SCWR), которые рассматриваются в данной обзорной работе. Более детально рассмотрены концепции корпусного и канального реакторов HPLWR и Canadian SCWR, разработка которых завершена за последние пять лет. Предлагается упрощение схемы энергоблока и его оборудования путем перехода на одноконтурную схему циркуляции теплоносителя со снижением капитальных затрат и эксплуатационных расходов. При указанном подходе и температуре теплоносителя на выходе из реактора 500–625 °С снижение капитальных затрат на строительство энергоблоков с электрической мощностью 1000–1200 МВт оценивается 20–40 %. Рассматриваются реакторы с тепловым и быстрым, а также со смешанным спектром нейтронов в активной зоне с различными схемами циркуляции теплоносителя.

Ключевые слова: водоохлаждаемый реактор, сверхкритические параметры, корпус.

Введение

Создание водоохлаждаемых реакторов со сверхкритическими параметрами (SCWR) – одно из направлений разработки следующего поколения (Generation IV) энергетических реакторов. Данное направление формируется на основе опыта тепловой энергетики и создания реакторных установок с внутриреакторным («ядерным») перегревом пара. Эксплуатировались следующие реакторные установки с «ядерным» перегревом пара: BORAX–V, BONUS и Pathfinder в США; АМБ-100 и АМБ-200 Белоярской АЭС в России [1, 2]. Давление в этих реакторах было ниже критического ($P < P_{крит}$ = 22,1 МПа), а температура перегретого пара была выше критической температуры ($T > T_{крит}$ = 374 °С).

С кипением теплоносителя и с последующим перегревом пара проектировался действующий реактор ВК-50 (пуск в 1965 г., Димитровград, Россия) [3]. При эксплуатации этих установок с параметрами пара: $P < P_{крит}$ и $T > T_{крит}$ была сложна реализация технологического процесса с фазовым переходом и перегревом пара с достижением закритической температуры, что не позволило рекомендовать полученный опыт и установки для широкого практического внедрения [1–3]. Поэтому реактор ВК-50 эксплуатируется только как кипящий корпусной реактор, и планируемый при разработке проекта перегрев пара в активной зоне не был реализован [3]. Повышение давления с докритического до сверхкритического давления исключает фазовый переход. Как следствие, а также с учетом положительного опыта применения сверхкритических параметров в тепловой энергетике целесообразна переоценка перспективности данного направления в ядерной энергетике с новыми параметрами пара: $P > P_{крит}$ и $T > T_{крит}$.

В настоящее время, как в рамках национальных проектов, так и в рамках работ Международного Форума «Generation IV» определены как потенциальные преимущества направления SCWR, так и основные положения программы НИОКР, необходимой для создания SCWR (см., например, десять преимуществ концепции ВВЭР-СКД, а также программу НИОКР в [4, 5]). Декларируются следующие особенности SCWR, определяющие их технико-экономическую привлекательность [6]:

– высокая тепловая экономичность и эффективность (коэффициент полезного действия (КПД) до 50 %; снижение электрической мощности, затрачиваемой на собственные нужды; эффективное использование ядерного топлива и др.);

– возможность упрощения схемы энергоблока и его оборудования, то есть снижение капитальных затрат и эксплуатационных расходов;

– проектная «гибкость» (flexibility), под которой понимается применение в проектах SCWR как теплового, так и быстрого спектров нейтронов; а также возможность применения

когенерационных технологий (производство электроэнергии и тепла). Первостепенное значение при этом имеет обеспечение безопасности атомных электростанций.

В тепловой энергетике во второй половине XX века освоен переход на сверхкритические параметры пара (СКП) [7]. Установлена существенная экономия топлива на энергоблоках СКП, которая определяется следующими факторами: начальной температурой и давлением пара, подаваемого в турбину, температурой промежуточного перегрева пара и числом этих перегревов. Кроме экономии топлива снижены тепловые выбросы, что в совокупности и определило целесообразность освоения СКП в тепловой энергетике. В настоящее время в промышленном масштабе достигнуты следующие параметры пара: 25 МПа и 540 °С с промежуточным перегревом пара в турбине. Обоснован переход к энергоблокам с суперсверхкритическими параметрами (ССКП): 30 МПа и 600–650 °С с промежуточным перегревом пара в турбине до 565–593 °С. Проводятся исследования для обоснования перехода на температуру пара, равную 720 °С [7].

На данном этапе развития ядерной энергетики топливная составляющая имеет меньшее влияние на себестоимость электроэнергии, чем в тепловой энергетике. При переходе на новые экономические условия доля топливной составляющей возросла и можно прогнозировать дальнейший ее рост при переходе к замкнутому ядерному топливному циклу. Вместе с тем, на настоящий момент более значителен вклад капитальных затрат на стадии сооружения атомных станций, а также существенно влияние длительности строительства на экономическую эффективность [7–9]. Поэтому снижение капитальных затрат и уменьшение времени строительства – основные актуальные задачи при создании следующего поколения реакторов, в том числе SCWR. При этом должен сохраняться приоритет выполнения нормативных требований по безопасности.

Для устойчивого развития ядерной энергетики необходимо не только создание конкурентоспособной системы с энергоблоками на основе реакторов поколения 3+ и 4, но и надежная и длительная обеспеченность этой системы топливом, что может быть достигнуто внедрением замкнутого ядерного топливного цикла [5]. Разрабатываемые реакторы со сверхкритическими параметрами должны «найти» свое место в этой создаваемой системе.

В данной обзорной работе представлены отечественные и зарубежные концепции разрабатываемых в XXI веке водоохлаждаемых реакторов со сверхкритическими параметрами, их основные технические характеристики и конструктивные особенности. Более детально рассмотрены концепции корпусного и канального реакторов HPLWR и Canadian SCWR, разработка которых завершена в последние пять лет [10, 11] и поэтому конструкция не отражена в обзорных публикациях, например, в [12].

1. Технико-экономическая целесообразность создания энергетических реакторов со сверхкритическими параметрами и основные характеристики зарубежных проектов

1.1. Основные целевые показатели и направления разработки зарубежных реакторных установок

Направление SCWR в рамках Международного Форума «Generation IV» рассматривается со следующими целевыми показателями или ориентирами [8]:

- спектр нейтронов в активной зоне тепловой или быстрый;
- температура теплоносителя (пара) на выходе – 510–625 °С;
- топливный цикл как открытый, так и замкнутый;
- диапазон мощности энергоблоков: 300–700 и 1000–1500 МВт электрических.

За рубежом разрабатываются реакторы корпусного (например, HPLWR, Германия) и канального типов (например, Canadian SCWR, Канада). Высокие параметры теплоносителя в Канадском проекте (до 625 °С) позволяют получить КПД до 50 % и снижение удельных капитальных затрат на создание энергоблока до 40 % [8]. Данная оценка КПД является оценкой «сверху», так как использованы завышенные параметры теплоносителя ($T_{\text{пара}}$ = 625 °С), которые в настоящее время только планируют осваивать в тепловой энергетике. После выполнения концептуальных проектов SCWR (Япония, Германия) с температурой пара ~500 °С, то есть на 125 °С меньше максимального значения 625 °С, уточнены технико-экономические показатели [6]. Стоимость капитальных затрат проектов одноконтурных установок SCWR, создаваемых в Евросоюзе (HPLWR) и Японии, на 20 % меньше современных PWR [6]. Стоимость снятия с эксплуатации оценивается как одинаковая для современных PWR и проектируемых SCWR. При этом очевидны значительные затраты на НИОКР в начальный период освоения более вы-

соких температур. Положительный экономический эффект обусловлен в основном применением одноконтурных установок с повышенным КПД. Корректность данной оценки основывается на реальных экономических показателях двухконтурных PWR и одноконтурных BWR близкой электрической мощности и их сравнении, а также на прогнозах изменения показателей при переходе на СКП. При этом учитывается и опыт освоения перехода на сверхкритические параметры в тепловой энергетике и достижимая при этом экономическая целесообразность [7].

1.2. Некоторые сравнительные оценки экономичности SCWR в сравнении с PWR и BWR

Рассмотрим технико-экономические оценки энергоблока с HPLWR в сравнении с действующими легководными реакторами (LWR). Использованы данные для энергоблоков с PWR и BWR мощностью 1400 и 1344 МВт эл., имеющих КПД ~34 %, а также данные о современном проекте AP 1000 [10]. Удельный объем контейнментов, отнесенный к единице мощности, составляет 46,75 м^3/МВт эл. – PWR; 17,06 м^3/МВт эл. – BWR и 9,05 м^3/МВт эл. – HPLWR. Высота контейнмента HPLWR – 25 м, BWR (АЭС Gundremmingen) – 49 м и AP 1000 – 83 м (рис. 1) [10]. Приведенные данные качественно характеризуют существенное снижение капитальных затрат при использовании одноконтурных SCWR, так как существенно меняются объемы энергоблоков.

За счет исключения парогенераторов в SCWR и применения одного контура, вместо двух контуров в PWR, меньше в 2,6 раза удельная металлоемкость оборудования HPLWR. Вместе с тем, несмотря на исключение сепараторов и осушителей пара, имеющихся в атомной станции (АС) с BWR, удельная доля металла в HPLWR больше, чем в BWR на 23 % [10].

Сравнительно высокие параметры пара в реакторной установке HPLWR позволяют использовать в АС турбогенераторы с меньшей массой – 1430 т, чем в АС с PWR и BWR (2860 т), что также важно для экономической эффективности энергоблока [10].

В целом эффект снижения капитальных затрат при сооружении HPLWR оценен в 20 % [6]. Температура пара в HPLWR – 500 °С, и поэтому КПД HPLWR равен 43,5 % и менее ожидаемого в [8] КПД для SCWR ~50 %. Таким образом, в сравнении с водоохлаждаемыми энергоблоками (LWR), применение *одноконтурной* установки SCWR (КПД $\geq$ 43,5 %) со сверхкритическими освоенными в тепловой энергетике параметрами пара по давлению и температуре приводит к снижению капитальных затрат более чем на 20 %. Это менее декларируемого значения 40 %, которое показывает перспективу развития при переходе на новые материалы и более высокую температуру пара 625 °С [8].

Время сооружения одноконтурных установок ABWR примерно в 1,4 раза меньше, чем двухконтурных PWR (5 и 7 лет соответственно). Следовательно, за счет дисконтирования возможно получение дополнительной выгоды при использовании одноконтурных SCWR, если они будут по длительности сооружаться как ABWR. Рассмотренные особенности HPLWR обусловливают экономическую привлекательность HPLWR по сравнению с действующими PWR и BWR и должны определять основное направление программы расчетно-экспериментального обоснования проектов новых SCWR.

Канадские разработчики провели сравнение стоимости проектируемого одноконтурного энергоблока Canadian SCWR (канальный реактор, *W*эл. = 1200 МВт) со стоимостью ABWR (*W*эл. = 1356 МВт), корпус которого по наружному диаметру близок к проектируемому реактору, а высота из-за наличия тягового участка, сепаратора и осушителя пара существенно больше (параметры корпуса ABWR: ∅7,1 м, *H* = 21 м). Одноконтурная реакторная установка ABWR выгодно отличается как по стоимости от PWR аналогичной мощности, так и по меньшей длительности изготовления и строительства [6]. Утверждается, что в связи с совершенствованием систем безопасности ABWR после аварии на АЭС Фукусима стоимость ABWR будет увеличена, что и определяет в первом приближении эффект от внедрения Canadian SCWR (оценка по капитальным затратам на сооружение).

Реактор корпусного типа HPLWR, как и другие корпусные реакторы (см. раздел 2), существенно компактнее Canadian SCWR, что отражается в размерах контейнментов этих реакторов [10, 11]. Объем активной зоны Canadian SCWR существенно больше, чем HPLWR (даже с учетом превышения мощности на 20%). Размеры активной зоны HPLWR: диаметр – ~3,5 м, высота –4,2 м, объем – 40 м^3; канального реактора Canadian SCWR: 7,1 м и 6,5 м (с учетом отражателя), соответственно и объем – 260 м^3. Концептуальные разработки двух отечественных канальных реакторов с тепловым спектром нейтронов и с быстрым спектром характеризуются также зна-

чительными размерами: диаметр – 11,8 и 11,4 м, высота – 6 и 3,5 м при тепловой (электрической) мощности – 2730 (1200) и 2800 (1200) МВт, соответственно [12].

Таким образом, в основном экономический эффект от внедрения SCWR определяется применением одноконтурных установок, компактностью собственно реакторов, что характерно для корпусных реакторов в сравнении с канальными реакторными установками, а также исключением крупногабаритных элементов как парогенераторы и сепараторы. Это приводит к существенному уменьшению размеров контейнмента (см. рис. 1). Кроме того, в энергоблоках с SCWR могут применяться менее материалоемкие турбогенераторы (например, как в энергоблоке с HPLWR) [10]. Экономический эффект оценивается в снижении удельных капитальных затрат (УКЗ) на 20–40 % при достижении КПД, равного 43–50 %. Верхние оценки КПД и снижения УКЗ характеризуют перспективу развития SCWR, так как температура пара, равная 625 °С, только осваивается в тепловой энергетике [7]. При одинаковой мощности корпусные SCWR компактнее (см. разделы 2 и 3), чем канальные SCWR, что создает возможность более значительного снижения капитальных затрат (в частности, за счет меньших размеров контейнмента).

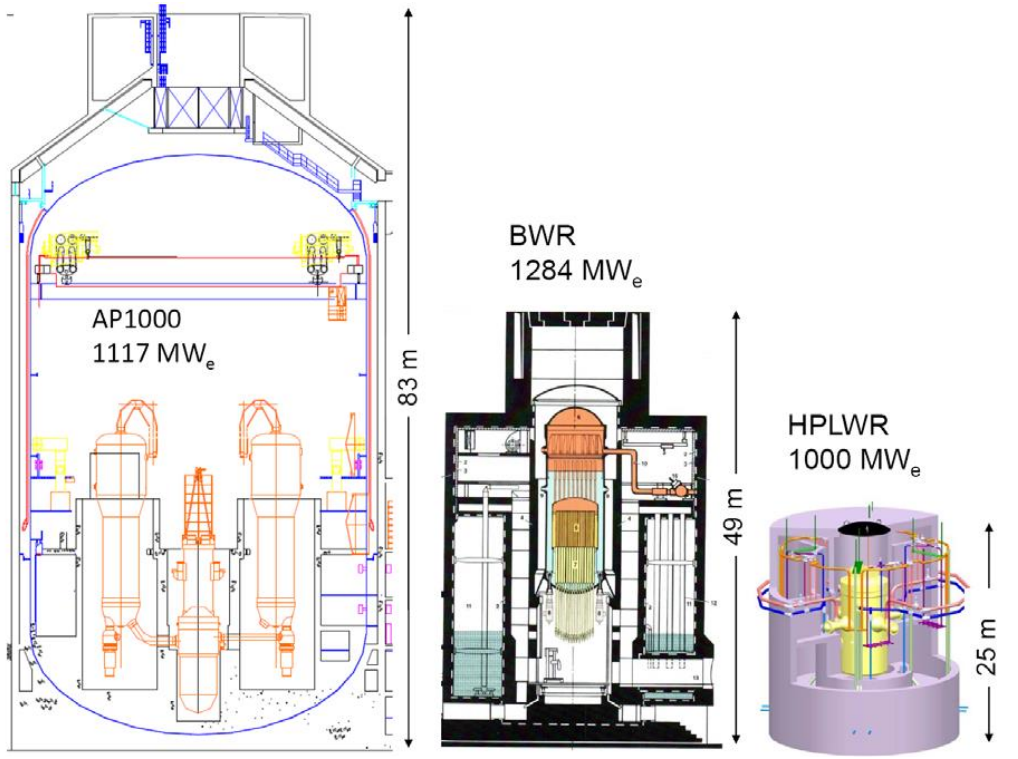


Рис. 1. Размеры защитных оболочек (контейнментов) установок AP1000, BWR и HPLWR [10]

2. Зарубежные разработки SCWR

2.1. Основные характеристики зарубежных проектов

Разработки SCWR начаты с 50-х годов прошлого века. Период до 2005 г. рассмотрен в ряде работ, например, в [12]. В таблице 1 приведены основные характеристики зарубежных установок. Использованы данные публикаций в XXI веке [12–16]. Некоторый разброс данных отражает уточнение параметров в процессе разработки.

Согласно данным таблицы 1, за рубежом в основном разрабатываются одноконтурные реакторные установки корпусного типа преимущественно с тепловым спектром нейтронов и с параметрами теплоносителя на выходе из реактора: P = 25 МПа, T = 500–530 °С, температура на входе в реактор – 280–350 °С. Разработки характеризовались КПД, равным 42– 5 %.

Изменение энтальпии теплоносителя в реакторе современного PWR и проектируемого SCWR CANDU отличается в 9,7 раза [12]. Соответственно, в SCWR существенно меньше расход теплоносителя и меньше потребление энергии на собственные нужды (экономия электроэнергии до 5 %), что является дополнительным экономическим фактором привлекательности SCWR.

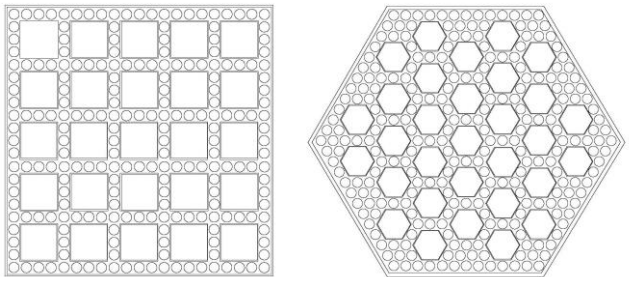
Концептуальные проекты разрабатываются как с тепловым, так и с быстрым спектром нейтронов (проектная «гибкость», flexibility) [16]. Применяется как квадратная, так и гексаго-

нальная топливная решетка. Для формирования теплового спектра нейтронов в решетке размещены полости с замедлителем (рис. 1). Быстрый спектр нейтронов обеспечивается исключением водяных полостей в решетке и снижением плотности теплоносителя путем увеличения его температуры.

Таблица 1

Характеристики зарубежных проектов водоохлаждаемых реакторов с СКП [10–16]

Характеристика	SCWR-R, Корея	SCLWR, Япония	SCWR INEEL, США	Ultra-CANDU +, Canadian SCWR, Канада	HPLWR, Европа	China CSR-1000, Китай	SCFR, Япония
Тепловая мощность, МВт	3989 (3846)	2273 (2740)	3570 (3575)	2540	2188 2300*	2284	3832 (3893)
Электрическая мощность, МВт	1739 (1700)	950 (1217)	1600	1220 (1140)	1000	1000	1698 (1728)
КПД, %	43,7 (44)	42 (44,4)	44,8	48 (45)	44 43,5*	43	44,3 (44,4)
Температура питательной воды, °С	350 (280)	280	280	350	280	280	280
Температура острого пара, °С	510 (508)	508	500	625	508 (500)*	500	523 (526)
Давление острого пара, МПа	25	25	25	25	25	25	25
Спектр нейтронов	Т	Т	Т	Т	Т	Т	Б
Расход питательной воды, кг/с	2518 (1862)	1816 (1342)	1843	1312 (1320)	1113 (1160)	1177	1897 (1694)
Примечание: Т – тепловой спектр нейтронов; Б – быстрый спектр нейтронов; в скобках данные [12]; срок эксплуатации предусматривается от 60 до 75 лет (Canadian SCWR)							



а) *б*)

Рис. 2. Квадратная (а) и гексагональная (б) решетки твэлов с полостями, заполненными замедлителем, например, водой или твердым замедлителем

Кроме указанных подходов в формировании спектра нейтронов применяется так называемый в зарубежной литературе смешанный спектр или в отечественной литературе быстрорезонансный спектр [17, 5, 14].

2.2. Конструкция SCWR INEEL (SCWR-US)

В США работы по SCWR в рамках «Generation IV» проводились под научным руководством INEEL с определенной целью — снижение капитальных и эксплуатационных затрат будущих энергоблоков [15, 16]. В разработке концепции участвовали специалисты INEEL, ANL (обоснование стабильности режимов эксплуатации), ORNL (выбор материалов), Westinghouse (проекты котайнмента и систем безопасности), BREI (режимы эксплуатации) и MIT (коррозионные испытания). Концептуальный проект завершен в 2003 г. [15, 16].

Приняты следующие технические решения:

– реализуется прямой цикл с подачей пара из реактора в турбину, что позволяет снизить капитальные затраты при сооружении энергоблока;

– в активной зоне реактора создается тепловой спектр нейтронов, вода является теплоносителем и замедлителем;

– применяется в качестве топлива низкообогащенный диоксид урана (x = 5%) с освоенной технологией изготовления таблеток диоксида урана;

– планируется использование атомной станции в базовом режиме нагрузки [15].

Основные характеристики реактора приведены в таблице 1. В работе [15] представлены результаты выполненных работ. В работе [16] более детально рассматриваются: топливный цикл, нейтронно-физические расчеты, проект активной зоны с двумя вариантами ее исполнения; материалы для оболочек твэлов и реактора в целом, вопросы коррозии и растрескивания оболочек в процессе коррозии под напряжением; а также анализы по безопасности реактора.

Конструкция реактора подобна конструкции PWR с однозаходной схемой циркуляции теплоносителя в активной зоне (рис. 3 *а*), а также проработан и вариант, подобный BWR (рис. 3 *б*). Корпус реактора имеет следующие размеры: высота – 12,4 м, внутренний диаметр – 5,35 м, толщина корпуса – 0,46 м, масса – 780 т. Материал корпуса – сталь SA-533 или SA-508 Grade 3, Class 1SA-508 [16]. Два патрубка на корпусе (см. рис. 3 *а*) используются для подвода теплоносителя, два – для отвода пара на турбину. Предельно допустимый флюенс нейтронов на корпусе равен $5 \cdot 10^{19}$ нейтр/см^2 (энергия нейтронов $E > 1$ МэВ).

Размеры активной зоны (первый вариант, рис. 3 *а*): высота – 4,3 м; диаметр – 3,93 м. В активной зоне расположены 145 ТВС, в каждой из которых размещены 300 твэлов с шагом 11,2 мм (см. рис. 2, квадратная решетка). Диаметр твэла – 10,2 мм. Оболочка твэлов предусматривается из никелевого сплава толщиной 0,63 мм. Выгорание топлива при начальном обогащении 5% ограничивается 45 МВт сут/кг UO_2.

Предлагаемые варианты активной зоны различаются размещением водяных полостей в пределах ТВС, т.е. в топливной решетке (первый вариант) или между ТВС (второй вариант, см. рис. 3 *б*).

В *первом варианте* активной зоны в ТВС размещены 36 «водяных элементов» – водяных полостей квадратного сечения, в которых могут размещаться 16 пэлов системы управления и защиты (в 16 центральных «водяных элементах», топливная решетка, подобная представленной на рис. 2 *а*). Поглощающий материал в пэле – B_4C (пэлы аварийной защиты) и Ag-In-Cd (пэлы для регулирования мощностью).

Перепад давления теплоносителя на активной зоне равен 0,15 МПа при расходе 1660 кг/с (90% от номинального расхода, см. таблицу 1).

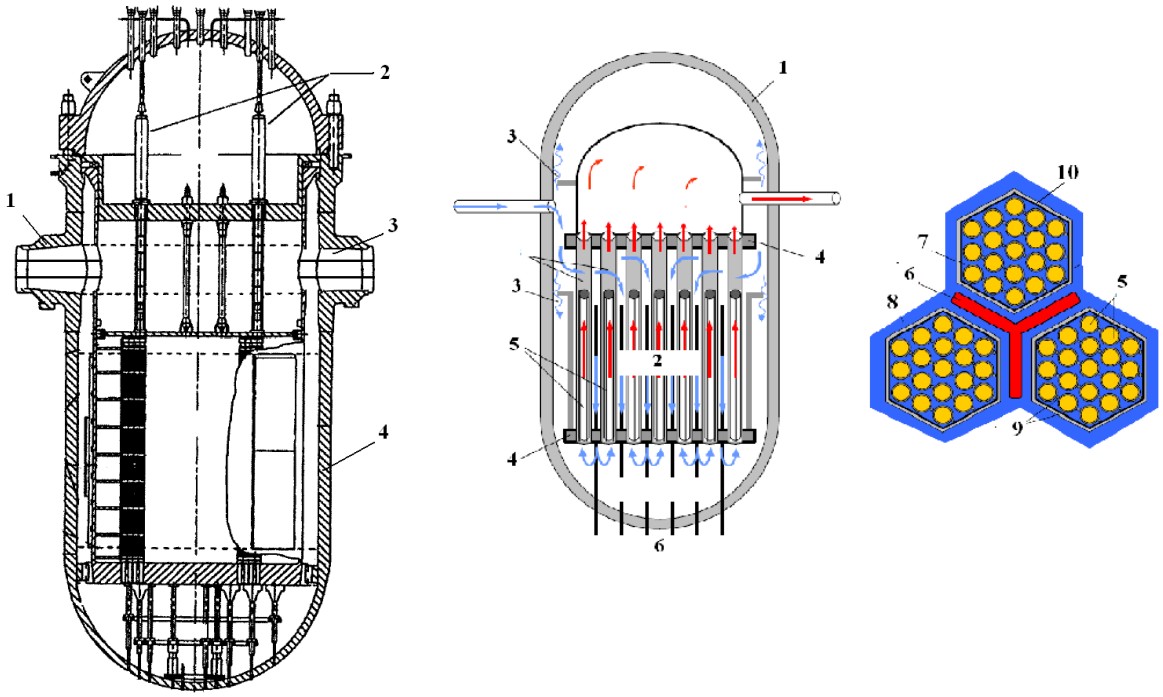
Средняя удельная энергонапряженность активной зоны равняется 69,4 кВт/л, то есть менее в 1,5 раза, чем в современных ВВЭР и PWR. Средняя линейная нагрузка равна 192 Вт/см (максимальная – 390 Вт/см, что меньше, чем в ВВЭР и PWR). Неравномерность распределения энерговыделения в активной зоне характеризуется коэффициентами: $K_z = 1{,}4$, $K_r = 1{,}3$, $K_{local} = 1{,}1$ и $K_v = 2{,}0$ (best estimate). Для расчетов по безопасности приняты: 1,4; 1,4; 1,2 и 2,35 соответственно.

Наряду с первым вариантом- с размещением полостей с водяным замедлителем или твердым замедлителем ZrH_x в ТВС рассмотрен и *второй вариант* с использованием условно «канального» варианта (рис. 3 *б*). Между чехловыми ТВС (в виде каналов с теплоизолирующими чехлами) циркулирует сверху вниз «холодный» теплоноситель с практически неизменной плотностью, основная задача которого на этапе движения в зазоре между ТВС – замедление нейтронов. В нижней части, под активной зоной теплоноситель перемешивается и поступает в ТВС (каналы) для отвода тепла от твэлов, а также частично замедления нейтронов в ТВС. Для снижения неравномерности энерговыделения в ТВС число твэлов сокращено до 19 твэлов (см. рис. 3 *б*).

Рабочие органы СУЗ расположены в нижней части корпуса аналогично, как в BWR. Расположение СУЗ сверху, по-видимому, не было принято из-за возможных протечек и перемешивания «холодного» и «горячего» потоков теплоносителя с флуктуациями давления. В этом варианте (с органами СУЗ снизу как в BWR) упрощается конструкция внутрикорпусных устройств, исключаются, или снижаются протечки теплоносителя с разной температурой. Возможные протечки указаны на рис. 3 *б*.

В работе [15] представлены результаты расчетной оценки возможной радиоактивности пара, поступающего в турбину, которая на 12% выше, чем радиоактивность пара BWR. Увеличение обусловлено прямоточным режимом циркуляции в SCWR INEEL. За счет рециркуляции теплоносителя в BWR меньше выход радионуклидов, чем в SCWR с прямоточной системой циркуляции.

Таким образом, имеются варианты различного исполнения активной зоны SCWR INEEL.



а)
Общий вид [15]:
1 – патрубок (вход теплоносителя);
2 – привод системы управления
и защиты; 3 – патрубок (выход пара);
4 – корпус

б)
Схема SCWR INEEL [16]:
1 – корпус; 2 – активная зона; 3 – байпасные протечки;
4 – основание; 5 – каналы с ТВС; 6 – органы СУЗ;
7 – теплоноситель – вода; 8 - замедлитель – вода;
9 – дистанционирующий элемент;
10 – канал (ТВС с теплоизоляцией чехла)

Рис. 3. Реактор SCWR INEEL:
а – первый вариант реактора; *б* – второй вариант реактора

Следует отметить методическую базу для обоснования применяемых решений, состоящую из стендовых и реакторных установок, в том числе со сверхкритическим теплоносителем [15]. В 2003 г. завершен концептуальный проект и в дальнейшем реализуются проекты с исследованиями и выбором конструкционных материалов.

2.3. Конструкция HPLWR

Концептуальный проект HPLWR [10] завершен в 2010 г. Основные параметры и характеристики HPLWR приведены в таблице 1. Габаритные размеры корпуса реактора: высота – 14,29 м; диаметр (внутренний) – 4,46 м; толщина корпуса – 0,45 м. Материал корпуса – 20 MnMoNi 5 5. Размеры контайнмента: высота (внутренний) – 23,7 м и диаметр (внутренний) – 20 м (см. также рис. 1, на котором указан габаритный размер – 25 м).

Из трех вариантов: однозаходная, двухзаходная и трехзаходная схемы циркуляции в активной зоне HPLWR обоснован выбор трехзаходной схемы циркуляции [10]. Двух- и трехзаходные схемы позволяют организовать в концевых частях ТВС (верхней или нижней активной зоны) область, в которой будет достигаться псевдокритическая температура и поэтому именно в этой области можно ожидать выпадение примесей в осадок. В этих же местах будут и области возможного «ухудшения» или «улучшения» теплообмена [18]. Поскольку в концевых частях активной зоны удельная плотность теплового потока с поверхности твэла меньше, то перегрев оболочек с превышением предельной температуры маловероятен [18]. Кроме того, в данной схеме выше средняя массовая скорость теплоносителя в активной зоне – 1600 кг/м^2 с, чем в одно- и в двухзаходной схемах циркуляции, что также интенсифицирует теплообмен твэлов с теплоносителем.

Следует также отметить снижение градиента температуры и улучшение условий охлаждения при организации двух- и трехзаходных схем циркуляции теплоносителя в сравнении с однозаходной схемой [10, 18]. К особенностям данной конструкции относится сложность организации теплообмена в режимах проектных аварий с потерей теплоносителя (например, разрыв входного трубопровода), а также необходимость учета влияния протечек теплоносителя как в

посадочных местах установки кластеров с ТВС, так и органов регулирования системы управления и защиты (рис. 4 и 5). Целесообразно проведение расчетно-экспериментального исследования протечек теплоносителя между различными зонами в реакторе, отличающимися температурой (энтальпией) теплоносителя, и их влияния на стабильность режимов эксплуатации. Перемешивание потоков теплоносителя с различной энтальпией может быть причиной нестабильности режимов эксплуатации различных узлов и систем и сокращения времени их работоспособного состояния.

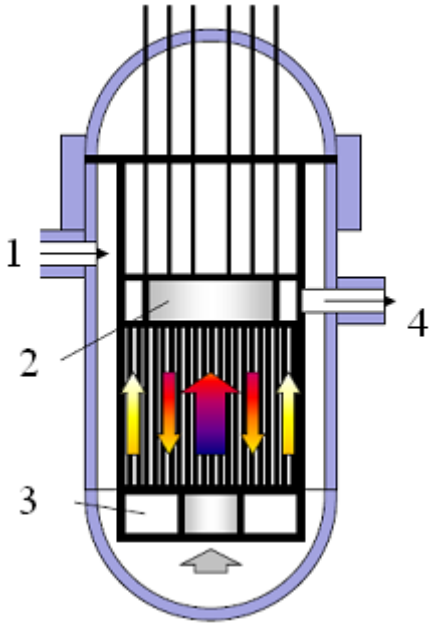


Рис. 4. Трехзаходная схема циркуляции теплоносителя в HPLWR:
1 – входной трубопровод; 2 – паровой объем-камера смешения; 3 – нижняя камера смешения;
4 – выходной трубопровод

«Трехзаходность» теплоносителя делит активную зону на три части: зона парообразования с подъемным движением теплоносителя (центральная часть на рис. 4); зона перегрева 1 с опускным движением теплоносителя и зона перегрева 2 с подъемным движением теплоносителя (периферийная часть на рис. 4).

Активная зона состоит из 1404 ТВС, которые объединены по 9 ТВС в 156 кластеров (рис. 3, см. также сведения о размерах в разделе 1.2). В ТВС размещены 40 твэлов. Диаметр оболочки твэла равен 8 мм, толщина – 0,5 мм. Шаг решетки твэлов – 9,44 мм. На поверхности оболочки твэлов имеется проволочная навивка (∅1,34 мм) с шагом 200 мм.

Средняя удельная энергонапряженность активной зоны – 57,3 кВт/л, т.е. менее на 21%, чем в SCWR INEEL, и в ~2 раза меньше, чем в современных ВВЭР и PWR. Максимальная линейная нагрузка твэлов – 390 Вт/см (аналогично, как в SCWR INEEL, но из-за меньшего диаметра твэлов HPLWR плотность теплового потока выше примерно в 1,3 раза).

Тепловой спектр нейтронов организуется водяной полостью в центре ТВС, которая имеет квадратное сечение (moderator box, 26,9×26,9 мм, вместо 9 твэлов в ТВС, рис. 5), прослойкой воды между ТВС шириной 9 мм и водой в межтвэльном пространстве. Направление движения воды в водяной полости – опускное, между ТВС – подъемное. Направление движения воды в ТВС зависит от места ее установки и показано на рис. 4.

Органы регулирования, как крестообразной формы, так и в виде труб квадратного сечения расположены в зонах парообразования и перегрева 1 и вводятся в водяную полость ТВС [10]. В качестве поглощающего материала в концепции, как и в SCWR INEEL, рассматриваются AgInCd в органах регулирования и B_4C в органах аварийной защиты [10]. Вместе с тем, применение AgInCd со сравнительно низкой температурой плавления ~800 °C особенно в зоне перегрева 1 HPLWR должно быть обосновано. В режимах с нарушением нормальных условий эксплуатации и в авариях возможен перегрев пэлов и расплавление AgInCd. В качестве варианта целесообразно применить другой (n, γ) поглотитель, с более высокой температурой плавления, например, титанат диспрозия или гафнат [19].

В топливной композиции планируется применение Gd_2O_3 в качестве выгорающего поглотителя (до 3 % в UO_2).

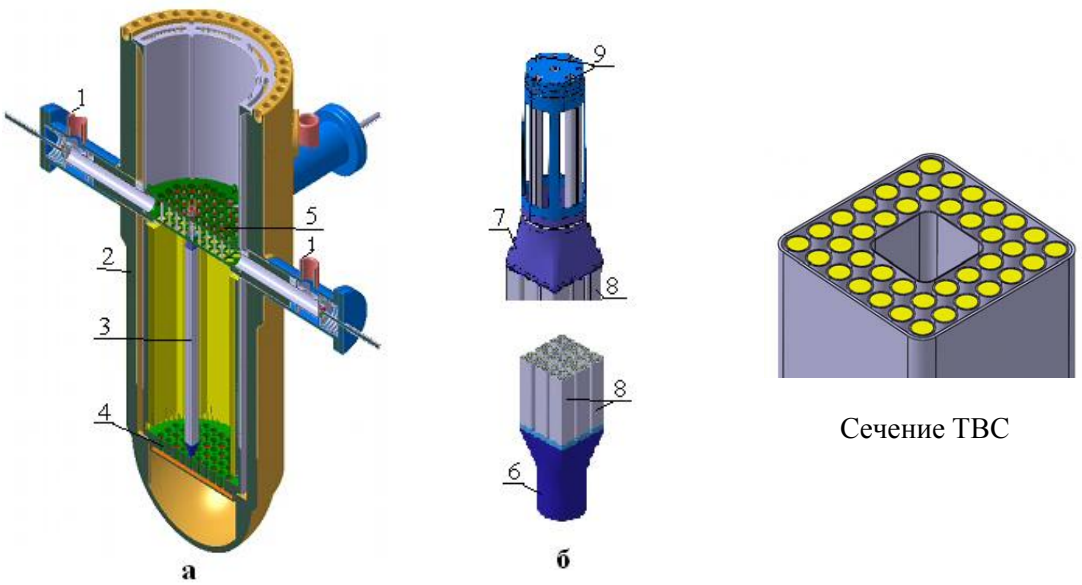


Рис. 5. Общий вид реактора (а) и кластера с ТВС (б):
1 – горячий трубопровод; 2 – корпус; 3 – кластер с ТВС; 4 – опорная плита;
5 – паровой объем; 6 – хвостовик кластера; 7 – верхняя часть кластера; 8 – ТВС; 9 – отверстия под пэлы системы управления и защиты

На рис. 6 приведена тепловая схема энергоблока с указанием основных параметров в характерных точках [10].

Для повышения КПД и обеспечения малой влажности пара в турбине применяется промежуточный перегрев пара с 260 °С до 441 °С.

Для экспериментального обоснования твэлов и ТВС проведены стендовые испытания в Китае и планируются испытания на реакторе LVR-15 на создаваемой петлевой установке (Ржеж, Чехия) [20, 21].

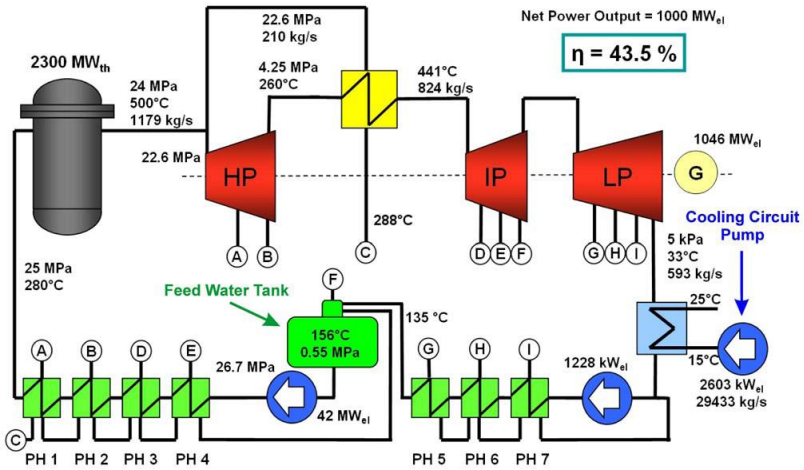


Рис. 6. Тепловая схема энергоблока с HPLWR [10]

2.4. О китайском проекте China CSR-1000

В Китае исследования и разработки SCWR активно выполняются в последние 5–10 лет. Китайский проект SCWR (корпусная реакторная установка China CSR-1000) планируется на основе анализа ранее выполненных работ в других странах [23]. Конструктивные отличия от других корпусных реакторов, например, от SCWR INEEL и HPLWR заключаются в изменении схемы циркуляции – вместо трехзаходной схемы в HPLWR и однозаходной схемы в SCWR INEEL, применяется двухзаходная схема. Активная зона формируется из 177 ТВС, из которых 57 ТВС в центральной части, а 120 ТВС на периферии. В ТВС размещены 224 твэла [6, 23]. Наружный диаметр твэла равен 9,5–10 мм, то есть менее диаметра твэла SCWR INEEL (∅10,2 мм) и более диаметра твэла HPLWR (∅8 мм). Завершение концептуального проекта – в 2017 г.

Двухзаходная схема циркуляции рассматривается наряду с однозаходной схемой и в российском концептуальном проекте [22, 5]. Кроме рассмотренных особенностей применения подобных схем в HPLWR и China CSR-1000, отмечается положительное качество данной схемы для SCWR с быстро-резонансным спектром нейтронов – отрицательность пустотного эффекта реактивности, что существенно для обоснования безопасности в запроектных авариях с потерей теплоносителя [22].

В марте 2017 г. в Китае проведен 8-й симпозиум ISSCWR, анализ результатов которого показывает развитие работ в Китае по направлению SCWR: проработка реактора, создание стендов и проведение теплогидравлических испытаний, материаловедческие исследования.

2.5. Конструкция Canadian SCWR

В 2015 г. завершен концептуальный проект канального реактора Canadian SCWR [11, 12, 24–31]. В таблице 1 приведены основные характеристики проекта. Вследствие уточнения теплового цикла и расхода электроэнергии на собственные нужды в разных источниках указаны различные значения электрической мощности блока в пределах 1140–1255 МВт (при постоянной тепловой мощности 2540 МВт), также несколько менялся расход теплоносителя в пределах 1254–1320 кг/с. Соответственно изменяется и КПД от 45 до 49,4 %. Как отмечается в разделе 1, температура пара принята равной 625 °С, то есть равна максимальному значению в работе [8]. Поэтому более детально рассмотрены перспективные материалы для активной зоны, и выбран никелевый сплав в качестве материала для оболочек твэлов.

Температура теплоносителя на входе в каналы принята 350 °С, то есть на 60–70°С выше, чем в корпусных реакторах SCWR (см. таблицу 1). Указанное повышение температуры на входе кроме снижения плотности теплоносителя на 24 % и повышения его энтальпии на 32 % «сдвигает» потенциально опасную область вблизи псевдокритической температуры (377–384°С), в которой возможны отложения на оболочках твэлов и режимы ухудшенного теплообмена, в нижнюю часть ТВС с меньшим энерговыделением [18].

В реакторе 336 топливных каналов (рис. 7 и 8). Активная зона имеет размеры: диаметр 5,5 м, высота – 5 м (указаны размеры без отражателя, размеры с отражателем приведены в разделе 1). Число твэлов в топливном канале, а также конструкция канала изменялись в процессе разработки концепции. Рассмотрены варианты с 43, 54, 78 и 64 твэлами в канале. Окончательный вариант на момент завершения концептуального проекта следующий: 64 твэла размещены в двух рядах по 32 твэла в каждом на периферии; в центральной части топливного канала расположен опускной участок (см. рис. 7 и 8). Диаметр оболочки твэлов равен 10 мм – наружный ряд и 9,5 мм – внутренний ряд и толщина оболочки – 0,6 мм. Размеры канала: наружный диаметр – 181,4 мм, внутренний – 136 мм.

Канал состоит из наружной трубы (сплав циркония), рассчитанной на давление теплоносителя в канале (P = 25 МПа), и толщиной 12 мм, керамического покрытия из ZrO_2, стабилизированной оксидом иттрия, и внутренней трубы толщиной 0,7 мм. Шаг размещения каналов в реакторе – 250 мм. Вода в центральной полости канала наряду с D_2O (расположена между каналами) участвует в формировании спектра нейтронов.

Система с замедлителем D_2O (P = 0,3 МПа) является также пассивной системой охлаждения, которая имеет вынесенный теплообменник, размещенный в резервуаре с водой выше реактора.

Система управления и защиты (СУЗ) имеет рабочие органы, которые расположены в замедлителе D_2O перпендикулярно топливным каналам. Таким образом, в воде сверхкритических параметров находятся твэлы и внутренняя труба топливных каналов, а также трубопроводы, насос, подогреватели и турбина (ступень высокого давления, пар).

В качестве материала оболочек твэлов предлагается сплавы никеля 625, 800Н, а также 718. Максимальная температура оболочек твэлов в начале и в конце кампании равна 750 и 808 °С (x = 5 м). В качестве предельной температуры оболочек принята температура 850 °С. Вследствие применения высокотемпературных материалов на основе сплавов никеля принято обогащение топлива на 2 % выше, чем в современных реакторах.

На рис. 9 и 10 приведена конструкция реактора и контайнмента. Контаймент состоит из внутреннего и наружного слоев.

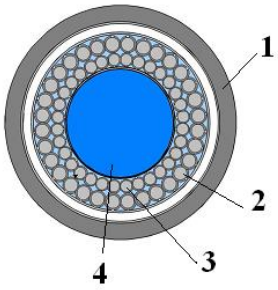


Рис. 7. Сечение канала:
1 – труба (силовой корпус) из циркониевого сплава:
Zr – 3,5 %, Sn – 0,8 %, Nb – 0,8 %, Mo
с теплоизоляцией внутренней поверхности (слой ZrO_2);
3 – твэлы наружного и внутреннего рядов

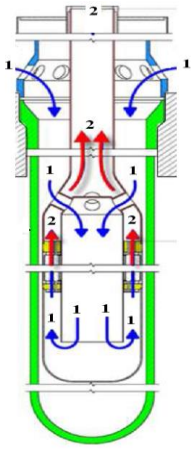
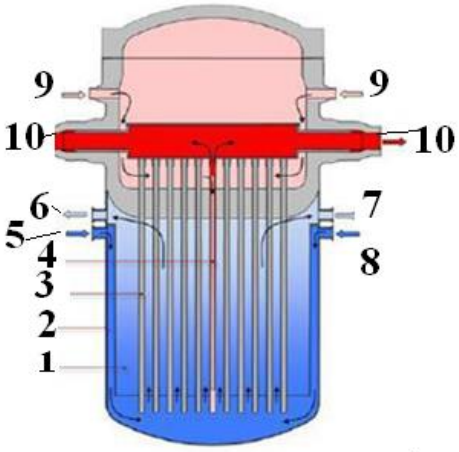
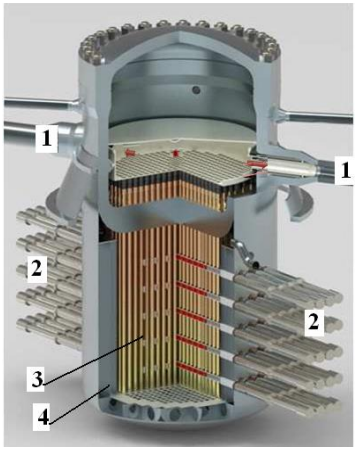


Рис. 8. Схема топливного канала:
1 – подвод теплоносителя H_2O;
2 – отвод теплоносителя (пар) H_2O



а) схема циркуляции D_2O и H_2O:
1 – замедлитель D_2O, P = 0,3 МПа; 2 – корпус (calandria vessel); 3, 4 – топливные каналы (в канале 4 показано направление движения теплоносителя); 5, 8 – патрубки для подвода D_2O; 6, 7 – патрубки для отвода D_2O;
9, 10 – патрубки для подвода и отвода H_2O;



б) общий вид
1 – патрубок подвода/отвода H_2O;
2 – рабочие органы СУЗ; 3 – топливные каналы в D_2O; 4 – замедлитель D_2O

Рис. 9. Схема циркуляции (а) и общий вид (б) реактора Canadian SCWR

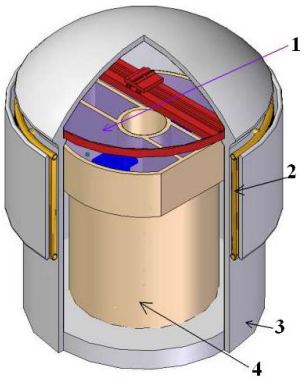


Рис. 10. Общий вид контайнмента Canadian SCWR:
1 – емкость с водой; 2 – система для отвода тепла в запроектных авариях;
3 – внешний слой контайнмента; 4 – внутренний слой контайнмента

3. Отечественные разработки энергетических водоохлаждаемых реакторов со сверхкритическими параметрами

Как установлено в разделе 1, при одинаковой мощности зарубежные корпусные реакторы SCWR компактнее канальных реакторов SCWR, что подтверждается и сравнением с российскими разработками канальных реакторов. В частности, активная зона российских реакторов АМБ-100 и АМБ-200 (в эксплуатации с 1964 г. и 1968 г. до 1981 г. и 1989 г. соответственно) имела практически одинаковые размеры: диаметр – 7,2 м и высота – 6 м, окружена графитовым отражателем толщиной 0,8 м. Число испарительных каналов равно 730 (АМБ-100) и 732 (АМБ-200), соответственно; число пароперегревательных каналов – одинаковое и равно 268 [32]. Электрическая мощность АМБ равна 100 и 200 МВт. Таким образом, размеры АМБ существенно больше размеров реакторов и активных зон корпусных реакторов ВВЭР, что подтверждает выводы в разделе 1 о компактности корпусных реакторов в сравнении с канальными реакторами.

Кроме реакторов АМБ, которые введены в эксплуатацию в 60-х годах, в 70-е годы проектировались канальные реакторы на следующие параметры пара на выходе из реакторной установки [3, 32]:

– 24 МПа и 540 °С (электрической мощностью 800 и 1200 МВт);

– 13 МПа и 510 °С (электрической мощностью 500 МВт);

– 6,5 МПа и 450 °С (электрической мощностью 2400 МВт).

Выполнены технико-экономические расчеты и оптимизация разработок [33]. В 21 веке выполнены проекты канальных реакторов, как с тепловым спектром нейтронов, так и с быстрым спектром нейтронов [12, 34, 35]. В обзорной работе [12] проведено сравнение характеристик различных канальных реакторов, разработанных в России и Канаде.

Компактность корпусных реакторов является одной из основных характеристик, которая позволяет получить меньшие размеры контайнмента, а следовательно, и снижение ожидаемых капитальных затрат, что и реализовано, например, в HPLWR (см. рис. 1) [8, 10].

В таблице 2 приведены основные характеристики отечественных разработок корпусных водоохлаждаемых реакторов со сверхкритическими параметрами [5, 6, 8, 12–14, 22, 36–42].

Следует отметить незавершенность этих разработок. В частности, не оформлены концептуальные проекты, как это сделано, например, по разработкам HPLWR [10]. Поэтому затруднительно сделать оценки экономической эффективности предложенных проектов.

В российских разработках SCWR, за исключением проекта В-670 СКДИ, высока средняя удельная энергонапряженность активных зон: 105 и 115 кВт/л в ВВЭР-СКД-1700 (однозаходная и двухзаходная схемы циркуляции теплоносителя, соответственно); 160 кВт/л в ПСКД-600; 72 кВт/л в В-670 СКДИ. В SCWR INEEL этот параметр равен 69,4 кВт/л для первого варианта активной зоны (с полостями в ТВС) и 90,5 кВт/л для второго варианта (см. рис. 3 *б*). В HPLWR – 57,3 кВт/л. Указанное различие в удельной энергонапряженности связано с формированием теплового спектра нейтронов (наличием полостей с замедлителем) в HPLWR и SCWR INEEL. При этом, максимальный и средний линейные тепловые потоки на поверхности твэлов SCWR INEEL равны 390 Вт/см и 193 Вт/см (181 Вт/см для ТВС с твердыми замедлителями нейтронов в ТВС – ZrH_x), а в ВВЭР-СКД-1700: 350 Вт/см – максимальный тепловой поток; 155 и 170 Вт/см – средний тепловой поток для однозаходной и двухзаходной схем циркуляции. С учетом большего размера твэла ВВЭР-СКД-1700 (диаметр – 10,7 мм), чем твэла SCWR INEEL (диаметр – 10,2 мм) можно констатировать меньшее значение плотности теплового потока с поверхности твэла ВВЭР-СКД-1700.

По основным характеристикам ВВЭР-СКД-1700 наиболее близок к европейскому и американскому проектам. Параметры теплоносителя на входе и выходе соответствуют параметрам, освоенным в тепловой энергетике.

В реакторной установке ПСКД-600 принята температура теплоносителя на входе в реактор 388°С (см. таблицу 2), то есть превышающая критическую температуру (374 °С, $P_{крит}$ = 22,1 МПа) и псевдокритическую температуру при 25 МПа (385°С) [12]. Таким образом, теплоноситель в реакторе находится в псевдопаровом состоянии. Возможно, что правильнее относить данную установку к газоохлаждаемым установкам.

В реакторной установке В-670 СКДИ температура теплоносителя на выходе из активной зоны лишь немного превышает псевдокртитическую температуру, поэтому он наиболее близок по характеристикам к реакторам с водой под давлением. Основным преимуществом данного реактора является высокие показатели по безопасности за счет интегральной компоновки.

Таблица 2

Характеристики отечественных проектов корпусных водоохлаждаемых реакторов с СКП

Характеристика	ВВЭР-СКД-1700 (одноконтурная)	В-670 СКДИ (двухконтурная, интегральная, естественная циркуляция в первом контуре)	ПСКД-600 (двухконтурная)
Тепловая мощность, МВт	3830	1635	1430
Электрическая мощность, МВт	1700	670	600
КПД, %	42 – 44	41	42
Температура теплоносителя на входе в активную зону, °С	290	375 – 365***	388
Температура на выходе из активной зоны, °С	540	395 – 382***	500
Давление, МПа	24,5	23,6 – 1 контур 14,7 – 2 контур	24,8
Спектр нейтронов	Быстро-резонансный (смешанный)	Используется спектральное регулирование	Быстрый
Расход теплоносителя через реактор, кг/с	1890	2252 – 2720***	1880
Высота корпуса реактора без крышки, м	12,2	23,5	7,5
Диаметр цилиндрической части корпуса реактора, м	4,96	4,96	4,53
Размеры активной зоны, м – высота – наибольший диаметр	 4,05*; 3,76**; 3,38	 4,2 2,61	 1,7 3,0; 3,2****
Количество ТВС / число твэлов в ТВС	241/252	163/252	349/199 (72/169****)
Средняя удельная энергонапряженность активной зоны, кВт/л	107*/115**	72	160
Примечания: * – однозаходная схема циркуляции; ** – двухзаходная схема циркуляции; *** – указан диапазон изменения параметра в течение кампании (начало-конец); **** – указаны кассеты экрана или размеры с бланкетом (экраном); реактор В-670-СКДИ со спектральным регулированием запаса реактивности			

Заключение

Вода как теплоноситель нашла широкое применение, как в тепловой, так и в атомной энергетике.

Начиная с 50-х годов прошлого столетия, в тепловой энергетике осваивается водяной теплоноситель при сверхкритических параметрах ($P > P_{крит}$ и $T > T_{крит}$). Основная цель повышения параметров – экономия топлива и снижение тепловых выбросов (потерь) в окружающую среду. В настоящее время освоены параметры P = 25 МПа, T = 540 °С; осваиваются параметры 30 МПа и 600–650 °С и планируется в дальнейшем переход на 720 °С.

В ядерной энергетике меньше вклад топливной составляющей в себестоимости электроэнергии. Поэтому в зарубежных исследованиях поставлена другая основная задача: снижения капитальных затрат при сооружении атомных станций и сокращение длительности их строительства. При этом также уделяется внимание воспроизводству ядерного топлива. С этой целью в активной зоне реализуется быстрый или смешанный спектр нейтронов. Разработан ряд концептуальных проектов различной степени готовности (см. таблицу 1). В XXI веке эти исследования активизировались в рамках программы «Generation IV», одним из направлений которой является создание энергоблоков с водоохлаждаемыми реакторами со сверхкритическими параметрами теплоносителя (SCWR) с целью снижения капитальных затрат при сооружении атомных станций.

На основе обзора зарубежных разработок: SCWR INEEL или SCWR-US, HPLWR, SCLWR, China CSR-1000, Ultra-CANDU +, Canadian SCWR, а также отечественных разработок можно сформулировать следующие выводы:

– корпусные реакторы SCWR компактнее канальных реакторов, что существенно для уменьшения размеров контейнмента;

– компактность и применение одноконтурных установок SCWR обеспечивают возможность существенного сокращения капитальных затрат на сооружение энергоблоков, а также сокращение длительности строительства (в сравнении с PWR). Зарубежные оценки подтверждают, что при переходе на сверхкритические параметры возможно снижение удельных капитальных затрат для одноконтурных установок. При переходе на энергоблоки (электрическая мощность 1000 МВт) с одноконтурными корпусными установками SCWR и температурой пара 500 °С при давлении 25 МПа ожидается снижение капитальных затрат в сравнении с PWR и BWR на 20 %. При дальнейшем повышении температуры пара до 625 °С снижение капитальных затрат составит ~40 %. При этом снижается воздействие на окружающую среду в виде «тепловых сбросов». Также снижается удельное потребление электроэнергии на собственные нужды;

– проработаны конструкции с однозаходной, двух- и трехзаходной циркуляцией теплоносителя в активной зоне, а также с тепловым и быстрым спектром нейтронов.

Поскольку ожидаемый экономический эффект от внедрения SCWR связан в основном с переходом на одноконтурные установки, программа НИОКР и реакторная установка-прототип должны быть ориентированы на первоочередное экспериментальное обоснование данного технического решения (обоснованность применения одноконтурных установок SCWR) [13, 14].

Сравнительный анализ зарубежных и отечественных разработок показывает незавершенность этапа российских концептуальных проектов в сравнении с аналогичными разработками за рубежом, а также отсутствие решения по приоритетному варианту, принятому для дальнейших разработок.

Список литературы

1. Кочетков Л.А. К истории первой очереди Белоярской АЭС // История атомной энергетики. – М.: ИздАТ, 2001. – Вып. 1. – С. 117–133.
2. Saltanov E. Steam-Reheat Option for Supercritical-Water-Cooled Reactors / A Thesis Submitted in Partial Fulfillment of the Requirements for the Degree of Master of Applied Science in The Faculty of Energy Systems and Nuclear Science / Nuclear Engineering / University of Ontario Institute of Technology, December 2010. – P. 196.
3. Махин В.М. О применении исследований на реакторе ВК-50 для проектирования ВВЭР СКД // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Обеспечение безопасности АЭС. – Выпуск 35 «Реакторные установки». – Подольск, 2015. – С. 72–83.
4. Калякин С.Г., Кириллов П.Л., Баранаев Ю.Д. и др. Перспективы разработки инновационного водоохлаждаемого ядерного реактора со сверхкритическими параметрами теплоносителя // Теплоэнергетика. – 2014. – № 8. – С. 13–19.
5. Alekseev P. et al Conceptual Proposals on Reactor VVER-SCW Developed on the Basis of Technologies of VVER and Steam-Turbine Installations at Supercritical Parameters / The 7th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors ISSCWR-7, March 15–18, 2015, Helsinki, Finland. – Report ISSCWR7 № 2055.
6. Supercritical Water-cooled Reactor, report of SCWR System Steering Committee, 12th INPRO Dialogue Forum, Vienna, 2016 April 13–15. – P. 66.
7. Основы современной энергетики / Под общей редакцией чл.-корр. РАН Е.В. Аметистова. — Часть 1. Современная теплоэнергетика / Трухний А.Д., Макаров А.А., Клименко В.В. — М.: Издательство МЭИ, 2002. — 368 с. — ISBN 5-7046-0890-6.
8. GIF R&D Outlook for Generation IV Nuclear Energy Systems, 21 August 2009. – P. 32.
9. Синев Н.М. Экономика ядерной энергетики: Основы технологии и экономики производства ядерного топлива. Экономика АЭС: Учеб. пособие для вузов.— 3-е изд., перераб. и доп. — М.: Энергоатомиздат, 1987. —480 с.
10. Schulenberg T., Starflinger J. High Performance Light Water Reactor // Design and Analyses. KIT, Scientific Publishing, 2012. – P. 242.

11. Yetisir M., Diamond W., Leung L.K.H., Martin D., Duffey R., Conceptual Mechanical Design for A Pressure-Tube Type Supercritical Water-Cooled Reactor // Proc. 5th International Symposium on Supercritical Water-cooled Reactors, Vancouver, Canada, March 13–17, 2011.
12. Pioro I.L., Duffey R.B. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. – ASME PRESS, New York, 2007. – P. 334.
13. Махин В.М., Мохов В.А., Беркович В.Я. и др. Концептуальные предложения по стенду – прототипу реактора ВВЭР-СКД // Тяжелое машиностроение. – 2015. – № 7–8. – С. 45–51. а также // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Обеспечение безопасности АЭС. Выпуск 35. – Реакторные установки. – Подольск, 2015. – С. 54–63.
14. Baranaev Y.D., Glebov A.P., Kirillov P.L. Neutronic Charakteristics of 30 MWt SCW Experimental Reactor // Report ISSCWR-6, China, Shenzhen, March, 2013. Paper 13108.
15. Buongiorno J., MacDonald P.E. Supercritical Water Reactor (SCWR). Progress Report for the FY-03 Generation IV R&D Activities for the Development of the SCWR in the U.S., INEEL/EXT-03-01210, September 30, 2003. – P. 38.
16. MacDonald P.E., Buongiorno J., Davis C., Witt R. Feasibility Study of Supercritical Light Water Cooled Reactors for Electric Power Production / Progress Report for Work Through September 2003 2nd Annual Report and 8th Quarterly ReportINEEL/EXT-03-01277. – P. 138.
17. Cheng Xu et al A mixed core for supercritical water-cooled reactors // Nuclear engineering and technology. – 2007. – V. 40. – N 2. Special issue on the 3rd international symposium on SCWR. – P. 117–126.
18. Махин В.М., Беркович В.Я., Никитенко М.П. и др. Интенсификация теплообмена в тепловыделяющих сборках ВВЭР-СКД // Тяжелое машиностроение. – 2014. – № 11–12. – С. 2–7.
19. Рисованный В.Д., Захаров А.В., Пономаренко В.Б. и др. Диспрозий в ядерной технике. – Димитровград, 2011. – 224 с.
20. Zhao H., Li M., Lu H., Gu D., Wang F., Zhang J., Zhang Y., Yang J. Heat Transfer Research on Supercritical Water Flow in 2×2 Rod bundles // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6), Shenzhen, China, March 3–7, 2013. – Report 13107.
21. Růžičková M., Hájek P., Šmida S., Všolák R., Petr J., Kysela J. Supercritical water loop design forcorrosion and water chemistry tests under irradiation // Nuclear Engineering and Technology, 2007. – V. 40. – N 2. Special issue on the 3rd International Symposium on SCWR.
22. Ryzhov S.B., Kirillov P.L., Mohov V.A., Nikitenko M.P., Chetvекikov A.E., Makhin V.M., Glebov A.P., Churkin A.N. Concept of a Single circuit RP with Vessel Type SCWR / Report on 8th Intern. Symp. (ISSCWR-5) / Canada, Vancouver, March 13–16, 2011. – Paper P076.
23. Zhang W. Preliminary Core Conceptual Design of 1000 MWe SCWR / The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6), Shenzhen, China, March 3–7, 2013. – Report 13066.
24. Duffey R.B., Pioro I. Supercritical water-cooled nuclear reactors: review and status // Nuclear Energy Materials and Reactors / Encyclopedia of Life Support Systems (UNESCO-EOLSS). – Vol. II.
25. Ojefua Osazuwa Gabriel, Amidu Muritala Alade, Yehwudah E. Chad Umoren Science and Technology of Supercritical Water Cooled Reactors: Review and Status // Journal of Energy Technologies and Policy. – 2013. – V. 3. – N 7. – www.iiste.org.
26. Yetisir M. Generation IV Super Critical Water-cooled Reactor // Deep River Science Academy Summer Lecture AECL EACL, 2012.
27. Peiman W., Saltanov Eu., Pioro I., Gabriel K. Pressure drop analysis in Pressure-Tube Supe Critical Water-cooled Reactor // Transactions Advanced Reactors, ENC2012-A0258 (European Nuclear Conference of European Nuclear Society). – 2012. – P. 39–46 (материалы конференции в Манчестере, 9–2 декабря 2012).
28. Duffey R.B., Pioro I.L. Advanced High Temperature Concepts for Pressure-Tube Reactors, Including Co-Generation and Sustainability // Proc. 3rd International Topical Meeting on High Temperature Reactor Technology, Johannesburg, South Africa, 2006 October 1–4. – Paper № F00000167. http://htr2006.co.za/downloads/final_download_papers/D00000167.pdf.
29. Chow C.K., Khartabil H.F. Conceptual fuel channel designs for CANDU-SCWR // Nuclear Engenneering and technology. – 2007. – V 40. – N 2. – P. 139.

30. Khartabil H.F., Duffey R.B., Spinks N., Diamond W. The Pressure-Tube Concept of Generation IV Supercritical Water-Cooled Reactor (SCWR): Overview and Status / International Congress on Advances in Nuclear Power Plants 2005 (ICAPP05) Seoul, Korea, 2005.
31. Leung L. Overview of SCWR Concepts / In IAEA-SJTU Course on Science and Technology of SCWRs , Shanghai, China, 2013.
32. Михан В.И., Митяев Ю.И., Зверева Г.А. Канальные водографитовые реакторы с перегревом пара // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика и техника ядерных реакторов. – 1978. – Вып. 1. – № 21. – С. 68–73.
33. Батуров Б.Б., Корякин Ю.И., Смирнов В.Г. Оптимизационные технико-модели реакторных установок типа РБМ-К и РБМ-КП // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика и техника ядерных реакторов. – 1978. – Вып. 1. – № 21. – С. 79–91.
34. Vikulov V.k., Gmyrko V.Ye., Grozdov I.I. et al VGERS – Supercritical Water-Cooled Grapfite-Moderated Power Reactor // Advanced Nuclear fuel cycle for the 21st century, Nizhny Novgorod, Russia, September 24–27, 2007. – P. 104.
35. Kuznetsov Yu. Pressure Tubes Supercritical Water eactors: Some Advantages and Problems // Advanced Nuclear fuel cycle for the 21st century, Nizhny Novgorod, Russia, September 24–27, 2007. – P. 71.
36. Dragunov Yu. Water-Cooled Reactors with Supercritical Parameters (SC WWER). Prospective Reactors of the 4-th Generation // Advanced Nuclear fuel cycle for the 21st century, Nizhny Novgorod, Russia, September 24–27, 2007. – P. 69–70.
37. Глебов А.П., Клушин А.В. Реактор с быстро-резонансным спектром нейтронов, охлаждаемый водой сверхкритического давления при двухходовой схеме движения теплоносителя. // Атомная энергия. – 2006. – Т. 100. – Вып. 5. – С. 349–355.
38. Баранаев Ю.Д., Глебов А.П., Долгов Е.В. и др. Сравнительный анализ физических характеристик реактора ВВЭР-СКД при одно- и двухходовой схемах движения теплоносителя: Препринт ФЭИ-3110. – Обнинск, 2007.
39. Баранаев Ю.Д., Глебов А.П., Кириллов П.Л., Клушин А.В. Реактор, охлаждаемый водой сверхкритического давления, ВВЭР-СКД – основной претендент в «Супер-ВВЭР»: Препринт ФЭИ-3188. – Обнинск, 2010.
40. Семченков Ю.М., Сидоренко В.А., Алексеев П.Н. и др. Концептуальные предложения по реактору ВВЭР-СКД, создаваемому на основе технологий ВВЭР и паротурбинных установок на СКД параметрах / Сборник тезисов докладов 9-й международной научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 19–22 мая 2015, Россия, Подольск. – С. 60.
41. Седов А.А. Перспективы СКД-реакторов: результаты и планы работ по направлению. SCWR в рамках международного форума ПОКОЛЕНИЕ-4 / Сборник тезисов докладов 9-й международной научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 19–22 мая 2015, Россия, Подольск. – С. 59.
42. Семченков Ю.М., Силин В.А., Алексеев П.Н. и др. Интегральные реакторные установки с естественной циркуляцией воды при сверхкритическом давлении – РУ СКДИ / Сборник тезисов докладов 9-й международной научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 19–22 мая 2015, Россия, Подольск. – С. 62.

Перспективные реакторные технологии 4-го поколения и их развитие в рамках Международного Форума «Поколение IV»

Ашурко Ю. М.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, ashurko@ippe.ru

Аннотация

В докладе представлен обзор перспективных реакторных технологий, которые рассматриваются в качестве реакторных технологий 4-го поколения.

Дана информация по работам, проводимым по этим технологиям в рамках Международного форума «Поколение-IV» (МФП): представлены дорожные карты их реализации и текущее состояние работ. Дано описание структуры МФП, ее глобальных целей, подходов и направлений их реализации.

Освещена деятельность рабочей группы МФП по разработке проектных критериев безопасности для РБН 4-го поколения. В настоящее время проведена сравнительная оценка требований российских нормативных документов по безопасности, использованных при разработке проекта БН-1200, и проектных критериев безопасности для РБН 4-го поколения, разработанных данной рабочей группой МФП, которая выявила их соответствие друг другу.

Отмечается также деятельность МФП по анализу и сбору информации об имеющейся в странах-членах МФП экспериментальной базы для проведения НИОКР в обоснование перспективных реакторных технологий 4-го поколения.

Ключевые слова: перспективные реакторные технологии, быстрый натриевый реактор, быстрый свинцовый реактор, быстрый газовый реактор, сверхкритический водяной реактор, жидкосолевой реактор, сверхвысокотемпературный газовый реактор, проектные критерии безопасности.

Введение

Международный форум «Поколение-IV» (МФП) был создан в начале века с целью организации и координации международного сотрудничества по НИОКР, проводимым в обоснование ядерных энергетических систем (ЯЭС) 4-го поколения, и обмена полученными результатами.

Шесть реакторных технологий были выбраны в качестве перспективных для разработки в рамках МФП:

– быстрый натриевый реактор (РБН);
– быстрый свинцовый реактор (БСР);
– быстрый газовый реактор (БГР);
– сверхкритический водяной реактор (СКВР);
– жидкосолевой реактор (ЖСР);
– сверхвысокотемпературный газовый реактор (СВТГР).

Основной документ – Хартия МФП – был подписан в июле 2001 года 9 странами (Аргентина, Бразилия, Великобритания, Канада, США, Франция, ЮАР, Ю. Корея, Япония). Впоследствии к ним присоединились Швейцария в 2002 году, Евратом в 2003 году, Российская Федерация и КНР в 2006 году и Австралия в 2016 году.

Рамочное соглашение МФП, которое регламентирует его деятельность, было подписано 25 февраля 2005 года сроком на 10 лет. В феврале 2015 года в связи с истечением срока действия Рамочного соглашения МФП оно было продлено до февраля 2025 года. Австралия подписала Рамочное соглашение МФП в сентябре 2017 года. Из 14 стран-членов МФП только 3 страны не подписали Рамочное соглашение МФП, оставаясь лишь формальными членами этой организации: Аргентина, Бразилия и Великобритания.

Госкорпорация по атомной энергии «Росатом» назначена Правительством РФ Полномочным представителем Российской Федерации в МФП. В настоящее время Госкорпорация «Росатом» участвует в работах по четырем реакторным технологиям из шести разрабатываемых в рамках МФП:

– в 2010 году подписано и затем в 2016 году продлено участие в Системной договоренности МФП по РБН;

– в 2011 году подписано и затем в 2016 году продлено участие в Системной договоренности МФП по СКВР;

– в 2011 году подписан Меморандум о взаимопонимании МФП по СБР;

– в 2013 году подписан Меморандум о взаимопонимании МФП по ЖСР.

1 Цели и задачи МФП

Основополагающие цели МФП разбиты на 4 категории:

– устойчивость развития;

– безопасность и надежность;

– нераспространение и физическая защита;

– экономика.

В категории «устойчивость развития» сформулированы две основных цели:

– обеспечивать устойчивую выработку электроэнергии, отвечающую экологическим требованиям по чистоте воздуха и способствующую долгосрочной работоспособности систем и эффективному использованию топлива для производства электроэнергии на мировом уровне;

– минимизировать свои радиоактивные отходы и заметно уменьшить объем работ, связанных с долгосрочным обращением с отходами, тем самым, улучшая защиту здоровья населения и окружающей среды.

В категории «безопасность и надежность» определены три глобальных цели:

– превосходить существующие ЯЭС по безопасности и надежности;

– иметь очень малую вероятность и степень повреждения активной зоны реактора;

– исключать необходимость реализации каких-либо аварийных мероприятий за пределами площадки.

К категории «нераспространение и физическая защита» относится одна цель:

– повысить гарантию их крайней непривлекательности и наименьшей предпочтительности с точки зрения диверсий или хищения материалов, которые могут быть использованы для производства ядерного оружия, и обеспечивать более высокий уровень физической защиты против террористических актов.

В рамках категории «экономика» сформулированы две обобщенных цели:

– иметь очевидное преимущество перед другими энергетическими источниками по стоимости затрат на реализацию их полного цикла жизни.

– иметь уровень финансового риска, сравнимый с другими проектами в энергетике.

В качестве дополнительных экономических целей выделено снижение затрат на разработку проекта и на проведение НИОКР по его обоснованию.

2 Структура МФП

Действующая иерархическая структура МФП по состоянию на конец 2017 года представлена на рис. 1. В состав руководящих структур МФП входят:

– Политическая группа (ПГ), в состав которой входят по два представителя от каждой страны, подписавшей Рамочное соглашение МФП;

– Секретариат Политической группы, в состав которого входят Политический директор и Технический директор (по совместительству занимающий пост председателя Экспертной группы);

– Экспертная группа (ЭГ), оказывающая техническую поддержку Политической группе (в ее состав входят по два представителя от каждой страны, подписавшей Рамочное соглашение МФП);

– Группа старших советников от промышленности (ГССП), оказывающая консультационные услуги и вырабатывающая рекомендации по запросу ПГ и ЭГ (количество представителей в ней от каждой страны, подписавшей Рамочное соглашение МФП, может достигать трех человек);

– Системные руководящие комитеты (СРК), направляющие и координирующие деятельность в рамках организованных по каждому реакторному направлению Системных договоренностей (СД), либо временные СРК (ВСРК), координирующие и управляющие деятельностью в рамках Меморандумов о взаимопонимании (МОВ). В состав СРК (ВСРК) входят по два представителя от каждого члена МФП, подписавшего соответствующую Системную договоренность (Меморандум о взаимопонимании).

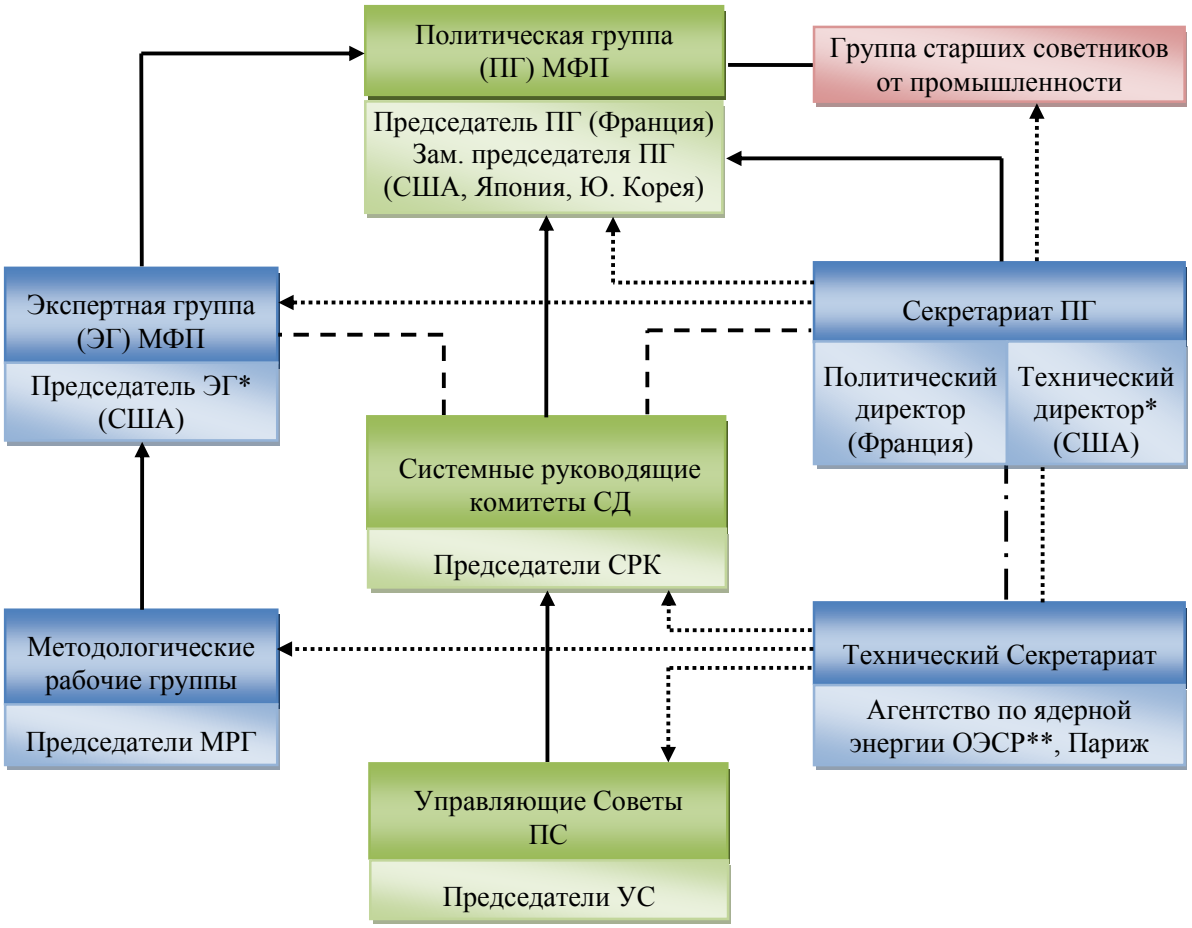


Рис. 1. Действующая структура МФП по состоянию на конец 2017 года

В рамках МФП действуют 3 Методологические рабочие группы (МРГ), которые оказывают научно-техническую и методическую поддержку деятельности МФП.

В настоящее время постоянно действуют три МРГ:

– МРГ по риску и безопасности;
– МРГ по нераспространению и физической защите;
– МРГ по экономическому моделированию.

Последние несколько лет обсуждался вопрос об организации четвертой постоянно действующей МРГ по устойчивости развития ядерной энергетики. Однако пока соответствующее решение не принято.

В рамках МФП действует несколько временных рабочих групп:

– Рабочая группа по разработке проектных критериев безопасности для РБН 4-го поколения;
– Рабочая группа по образованию и тренингу;
– Рабочая группа по анализу экспериментальной базы для проведения НИОКР.

В настоящее время ведется работа по созданию междисциплинарной Рабочей группы по разработке перспективных материалов.

Всю организационную работу, в том числе, учет и хранение документов, выпускаемых и подписываемых в рамках МФП, осуществляет Технический секретариат МФП, располагающийся в штаб-квартире Агентства по ядерной энергии ОЭСР в Париже.

В последние годы МФП уделяет большое внимание проблемам, связанным с развертыванием перспективных ЯЭС 4-го поколения. В этой связи выделены три ключевых направления деятельности, каждое из которых курируется одним из трех заместителей председателя ПГ:

– вопросы взаимодействия с рынком, в том числе учет требований со стороны промышленности;

– вопросы взаимодействия с надзорными органами по обоснованию безопасности перспективных ЯЭС;

– вопросы взаимодействия с другими международными организациями и координации усилий по продвижению перспективных ЯЭС.

НИОКР ведутся в рамках МФП на уровне Проектных соглашений (ПС), создаваемых в рамках Системных договоренностей, руководство которыми осуществляют соответствующие Управляющие советы (УС). В состав УС входят по два представителя от каждого члена МФП, подписавшего данное ПС. Для координации НИОКР разрабатываются соответствующие Системные планы исследований в рамках СД и ПС. При этом НИОКР выполняются странами-участницами за счет собственных средств.

По состоянию на 2017 год действуют четыре Системные договоренности, подписанные по направлениям РБН, СВТГР, БГР и СКВР, и два Меморандума о взаимопонимании по направлениям БСР и ЖСР. Совместное проведение НИОКР ведется только в рамках СД, а в рамках МОВ деятельность ограничивается обменом научно-технической информацией по НИОКР, выполняемым на национальном уровне.

В таблице 1 представлена информация об участии стран-членов МФП в СД и МОВ по состоянию на конец 2017 года.

Таблица 1. **Участники СД и МОВ по состоянию на конец 2017 года и даты подписания**

Член	Системные договоренности			Меморандумы о взаимопонимании		
	БГР	СКВР	РБН	СВТГР	БСР	ЖСР
Австралия	–	–	–	12.2017	–	12.2017
Аргентина	–	–	–	–	–	–
Бразилия	–	–	–	–	–	–
Великобритания	–	–	–	–	–	–
Евратом	30.11.2006 (15.03.2017)	30.11.2006 (15.03.2017)	29.11.2006 (15.03.2017)	30.11.2006 (15.03.2017)	22.11.2010	06.10.2010
Канада	–	30.11.2006 (12.2016)	–	–	–	–
КНР	–	20.05.2014 (12.2016)	02.03.2009 (08.2016)	23.10.2008 (12.2016)	Н	Н
Российская Федерация	–	18.07.2011 (11.2016)	06.07.2010 (02.2016)	–	18.07.2011	12.11.2013
США	–	–	15.02.2006 (02.2016)	30.11.2006 (11.2016)	02.2018	01.2017
Франция	30.11.2006 (11.2016)	–	15.02.2006 (02.2016)	30.11.2006 (12.2016)	–	06.10.2010
Швейцария	–	–	–	30.11.2006 (12.2016)	–	11.2015
ЮАР	–	–	–	–	–	–
Южная Корея	–	–	10.04.2006 (02.2016)	30.11.2006	11.2015	Н
Япония	30.11.2006 (10.2016)	05.02.2007 (11.2016)	15.02.2006 (02.2016)	30.11.2006 (11.2016)	22.11.2010	Н

Н – наблюдатель

3 Дорожная карта МФП

«Технологическая дорожная карта» проведения НИОКР в обоснование выбранных реакторных технологий 4-го поколения была разработана странами-членами МФП в 2002 году. Она предусматривает 3 этапа обоснования каждой из шести выбранных реакторных технологий:

– *Viability phase* (этап подтверждения реализуемости) – на этой стадии проводится проверка основных концептуальных решений при соответствующих условиях, в том числе выявление и разрешение всех потенциальных технических проблем для каждой из рассматриваемых реакторных технологий. По результатам выполненных исследований выбираются проверенные технические решения для каждой из исследуемых реакторных технологий;

– *Performance phase* (этап выбора характеристик) – на данном этапе решается задача подтверждения и обоснования характеристик выбранных проектных решений для тех или иных систем и оборудования, конструкционных материалов, явлений;

– *Demonstration phase* (демонстрационная фаза) – на этой стадии предполагается осуществить разработку рабочих проектов систем и оборудования, их лицензирование, сооружение и эксплуатацию с целью демонстрации работоспособности выбранных проектных решений и переходу к стадии их коммерческой реализации.

В 2013 году «Технологическая дорожная карта» МФП была откорректирована с учетом текущего состояния работ в рамках МФП.

На рис. 2 представлены первоначальный и откорректированный план-графики прохождения трех вышеупомянутых фаз.

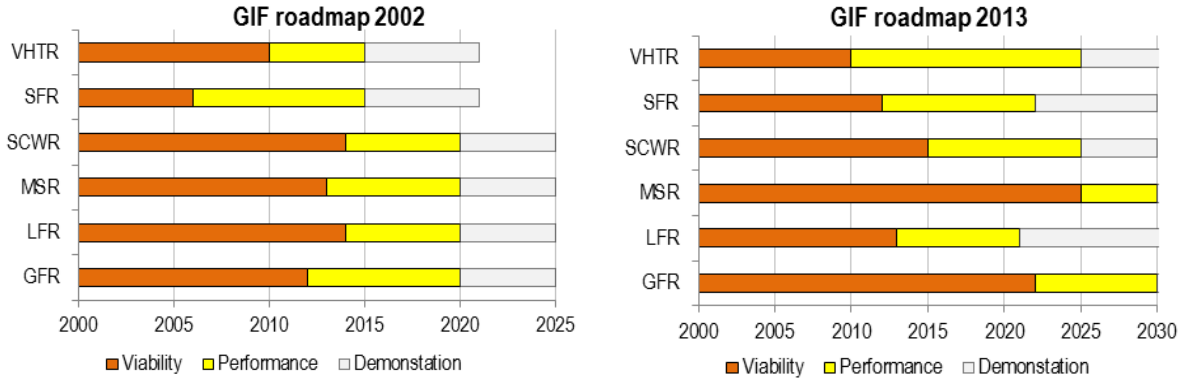


Рис. 2. Исходный (2002 год) и откорректированный (2013 год) план-графики развития перспективных реакторных технологий 4-го поколения

4 Текущее состояние работ по перспективным реакторным технологиям

Основные требования, предъявляемые к характеристикам реакторных систем 4-го поколения, которые сформулированы в рамках МФП, представлены в таблице 2.

Таблица 2. **Основные характеристики реакторных систем 4-го поколения**

Реакторная система	Спектр нейтронов	Теплоноситель	Температура на выходе из а.з., °С	Топливный цикл	Мощность, $МВт_{эл}$
Быстрый натриевый реактор	Быстрый	Натрий	500–550	Замкнутый	50–150 300–1500 600–1500
Быстрый свинцовый реактор	Быстрый	Свинец	480–570	Замкнутый	20–180 300–1200 600–1000
Быстрый газовый реактор	Быстрый	Гелий	850	Замкнутый	1200
Сверхкритический водяной реактор	Тепловой/ Быстрый	Вода	510–625	Открытый/ Замкнутый	300–700 1000–1500
Жидкосолевой реактор	Тепловой/ Быстрый	Соли фторидов	700–800	Замкнутый	1000

Реакторная система	Спектр нейтронов	Тепло-носитель	Температура на выходе из а.з., ºС	Топливный цикл	Мощность, $МВт_{эл}$
Сверхвысокотемпературный газовый реактор	Тепловой	Гелий	900–1000	Открытый	250–300

5 Быстрый натриевый реактор

Ведется разработка проектов РБН с трехконтурными схемами, как с традиционным пароводяным третьим контуром, так и с газовым брайтоновским циклом на базе уже освоенных параметров по температуре для натриевого теплоносителя. Большое внимание уделяется повышению безопасности за счет максимального применения пассивных систем безопасности и внутренне присущих свойств безопасности.

Принципиальная схема РБН и основные характеристики проектов, рассматриваемых в рамках МФП, даны на рис. 3 и в таблице 3 соответственно.

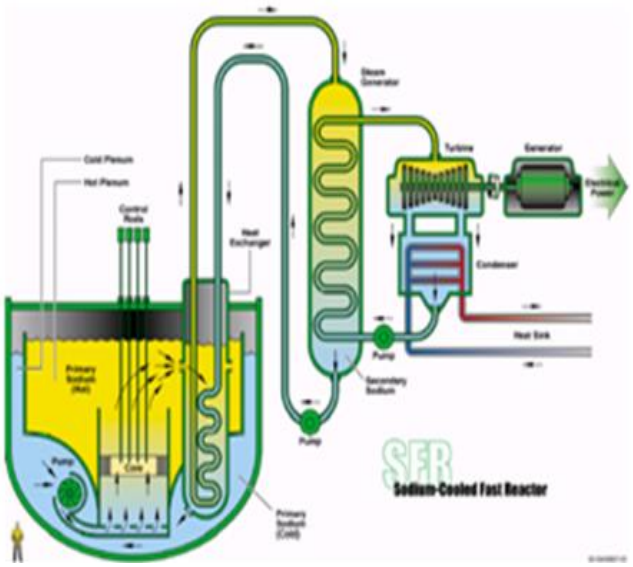


Рис. 3. Принципиальная схема РБН

НИОКР по РБН ведутся в рамках следующих Проектных соглашений МФП:

– по безопасности и эксплуатации;
– по усовершенствованному топливу;
– по проектам оборудования и блоку преобразования энергии.

Госкорпорация «Росатом» участвует в работе двух первых из перечисленных ПС и ведет переговоры по вступлению в третье ПС.

Проектное соглашение по международной демонстрации глобального цикла актинидов для РБН, в котором участвовали Франция, Япония и США, было досрочно завершено в связи с остановом реактора Monju.

Таблица 3. **Ключевые параметры концепций РБН 4-го поколения, заявленных в МФП**

Проектные параметры	JSFR	KALIMER	AFR	ESFR
Электрическая мощность, $МВт_{эл}$	1500	600	100	1512
Тепловая мощность, $МВт_{т}$	3570	1500	250	3600
Конфигурация 1 контура	Петлевая	Баковая	Баковая	Баковая
КПД энергоблока, %	42	40	41,9	42
Температура теплоносителя на выходе а.з., ºС	550	545	550	545
Температура теплоносителя на входе а.з., ºС	395	390	395	395
Температура острого пара, ºС	503	503	–	490
Давление острого пара, МПа	16,7	16,5	–	18,5
Продолжительность кампании, лет	1,5–2,2	1,1	30	1,35
Количество перегрузок топлива	4	5	1	5
Диаметр а.з., м	5,1	4,2	< 3,0	4,72
Высота а.з., м	1,0	0,89	1,1	1,0
Вид топлива	МОКС+МА	Металл (U-Pu-10%Zr)	Металл (U-Zr)	МОКС
Конструкционный материал	ДУО	HT9M	HT9	ДУО
Обогащение по Pu, %	13,8	25,2	–	15,7
Глубина выгорания, ГВт·сутки/т	150	139	101	150
Коэффициент воспроизводства	1,0–1,2	0,74	0,8	1,0–1,2

В рамках Проектного соглашения МФП по системной интеграции и оценке РБН проводится оценка концепций перспективных проектов РБН на предмет их соответствия требованиям, предъявляемым к установкам 4-го поколения. В настоящее время заявлены на рассмотрение концепции:

– японского JSFR;
– европейского ESFR;
– южнокорейского KALIMER;
– американского AFR-100;
– российского БН-1200.

Планируется представление на рассмотрение концепции китайского CFR1200.

Для каждой из перечисленных концепций РБН, включая БН-1200, странами-заявителями проведена их самооценка на предмет соответствия требованиям, предъявляемым к ядерным энергетическим системам 4-го поколения, которые сформулированы в виде 26 метрик.

В рамках специально созданной рабочей группы МФП ведется разработка проектных критериев безопасности для РБН 4-го поколения.

На первом этапе работы Группы (2011–2013) был выпущен отчет «Проектные критерии безопасности для РБН 4-го поколения». Главной задачей второго этапа деятельности Рабочей группы (2013–2018) является подготовка и выпуск двух Руководств по применению разработанных проектных критериев безопасности для РБН:

– «Руководство по безопасности. Принципы безопасности и проектные условия»;
– «Руководство по безопасности. Ключевые структуры, системы и компоненты».

Первое руководство было выпущено в 2015 году, в этом году завершена разработка второго Руководства.

В этом году был выполнен анализ соответствия требований по безопасности, используемых при обосновании проекта БН-1200, с проектными критериями безопасности для РБН 4-го поколения, разработанными в рамках МФП, который показал их согласие.

6 Быстрый свинцовый реактор

В рамках Меморандума о взаимопонимании МФП по БСР три проекта рассматриваются в качестве референтных:

– проект Европейского свинцового быстрого реактора ELFR;
– проект реактора БРЕСТ-ОД-300;
– проект модульного свинцового реактора SSTAR.

Корпорацией FALCON при поддержке Евратома ведется разработка экспериментального реактора ALFRED тепловой мощностью 300 МВт$_т$, который предполагается разместить в Румынии.

В Бельгии сооружается исследовательская установка MYRRHA со свинцово-висмутовым теплоносителем.

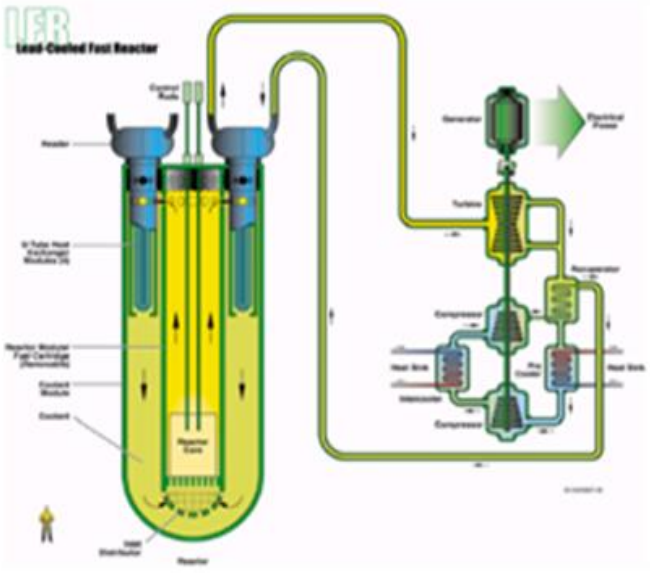


Рис. 4. Принципиальная схема БСР

Принципиальная двухконтурная схема БСР и основные характеристики референтных проектов БСР представлены на рис. 4 и в таблице 4 соответственно.

В рамках подготовки к подписанию Системной договоренности МФП по БСР ведется разработка Системного плана исследований.

Таблица 4. **Ключевые параметры концепций БСР 4-го поколения, заявленных в МФП**

Проектные параметры	ELFR	БРЕСТ-ОД-300	SSTAR
Электрическая мощность, МВт$_{эл}$	600	300	20
Тепловая мощность, МВт$_т$	1500	700	45

Проектные параметры	ELFR	БРЕСТ-ОД-300	SSTAR
Конфигурация 1 контура	Баковая	Баковая	Баковая
КПД энергоблока, %	42	42	44
Температура теплоносителя на выходе а.з., ºС	480	540	567
Температура теплоносителя на входе а.з., ºС	400	420	420
Рабочая среда 2 контура	Пар-вода	Пар-вода	CO_2
Температура на входе в турбину, ºС	450	505	553
Температура рабочей среды 2 контура на входе в ПГ/ТО, ºС	335	340	402
Давление на входе в турбину, МПа	18,0	18,0	2,0

7 Быстрый газовый реактор

Принципиальная схема БГР приведена на рис. 5.

В рамках Системной договоренности МФП по БГР действует одно Проектное соглашение по концептуальному проекту и безопасности. В качестве референтной рассматривается концепция БГР большой мощности (2400 $МВт_т$).

Работа по подготовке к подписанию Проектного соглашения по топливу, материалам активной зоны приостановлена.

В настоящее время основной акцент делается на разработку и реализацию проекта экспериментального реактора ALLEGRO.

8 Сверхкритеческий водяной реактор

Принципиальная схема СКВР приведена на рис. 6.

Рассматриваются три основных варианта концепций СКВР:

– концепция Европейского корпусного трехзаходного СКВР (HPLWR);
– канадская концепция СКВР с трубами под давлением;
– китайская концепция СКВР с корпусом под давлением CSR1000.

В рамках Системной договоренности МФП по СКВР действуют два Проектных соглашения:

– по теплогидравлике и безопасности;
– по материалам и химии.

Готовится к подписанию ПС по системной интеграции и оценке.

Госкорпорация «Росатом» не участвует в ПС, действующих в рамках Системной договоренности по СКВР.

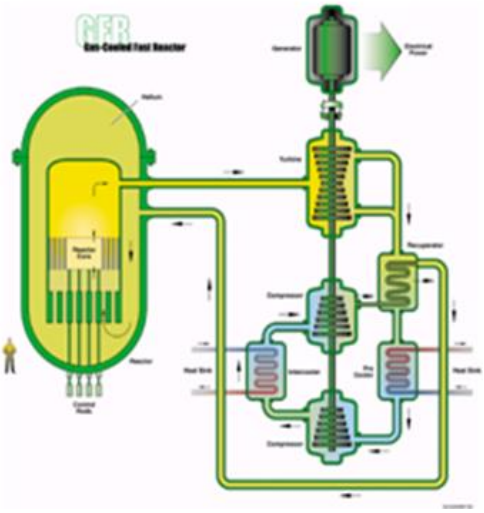


Рис. 5. Принципиальная схема БГР

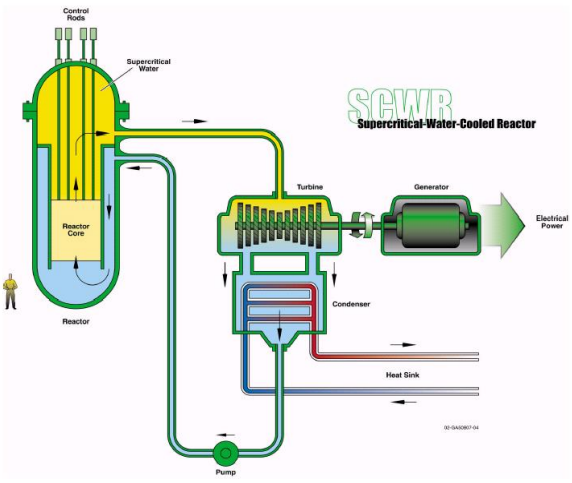


Рис. 6. Принципиальная схема СКВР

9 Жидкосолевой реактор

Принципиальная схема ЖСР приведена на рис. 7.

В рамках Меморандума о взаимопонимании МФП по ЖСР рассматриваются два основных направления разработок:

– с жидкосолевым топливом (топливо в качестве циркулирующего жидкого расплава);

– с твердым топливом и теплоносителем на основе расплавов солей.

В рамках этих двух направлений рассматриваются 4 концепции ЖСР:

– концепция ЖСР с быстрым спектром нейтронов (MSFR), разрабатываемая Францией и Евратомом;

– российская концепция жидкосолевого выжигателя МА (MOSART) с уран-ториевой подпиткой и без нее;

– США и Китай разрабатывают концепцию высокотемпературного реактора с твердым топливом, охлаждаемым расплавом солей фторидов (FHR);

– Китай, Япония и Ю. Корея развивают концепцию ториевого ЖСР (TMSR) с графитовым замедлителем.

10 Сверхвысокотемпературный газовый реактор

Принципиальная схема СВТГР представлена на рис. 8.

В рамках Системной договоренности МФП по СВТГР действуют три Проектных соглашения:

– по производству водорода;

– по топливу и топливному циклу;

– по материалам.

Готовится к подписанию ПС по валидации и бенчмаркам вычислительных методов.

Сейчас в мире имеются две действующие установки СВТГР: установка HTTR в исследовательском центре Оараи (Япония), которая в настоящее время не функционирует, так как ожидает получения лицензии на эксплуатацию, и экспериментальная установка HTR-10 в университете Циньхуа (Китай). В Китае завершается сооружение прототипной 2-блочной АЭС с установками HTR-PM, ввод в эксплуатацию планируется в этом году.

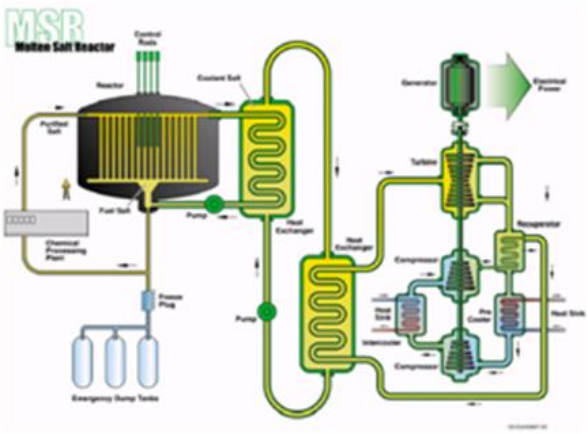


Рис. 7. Принципиальная схема ЖСР

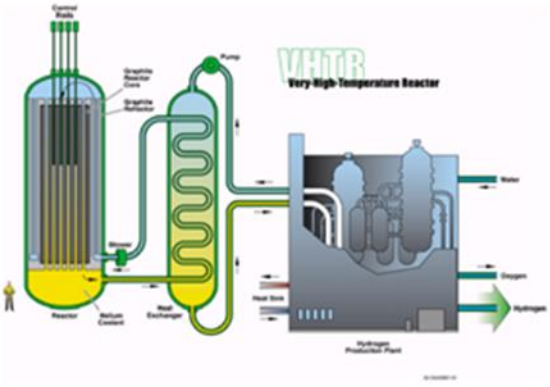


Рис. 8. Принципиальная схема СВТГР

11 Основные мероприятия МФП в 2018 году

Среди основных мероприятий, проведение которых планируется в 2018 году следует выделить следующие:

– проведение 4-го Симпозиума МФП в октябре 2018 года в Париже (Франция);

– проведение вебинаров по основным разработкам, ведущимся в рамках МФП;

– завершение разработки Руководств по применению проектных критериев безопасности для РБН 4-го поколения;

– проведение анализа имеющейся и необходимой экспериментальной базы в обоснование проектов ЯЭС 4-го поколения.

Тепловые трубы в атомной энергетике

Логинов Н. И., Верещагина Т. Н.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, vtn@ippe.ru

Аннотация

Тепловые трубы широко используются в различных отраслях промышленности, как в России, так и за рубежом. Практически сразу после возникновения атомной энергетики стали появляться предложения по использованию тепловых труб в ядерных энергетических установках. Все больше предложений появляется в период с последних лет прошлого века до настоящего времени. На начало 2018 года в международных патентных базах имеется более сотни патентов, в которых предлагаются различные технические решения по использованию тепловых труб в ядерной энергетике. В научно-технической литературе опубликовано несколько тысяч статей по разработкам ядерных реакторов с тепловыми трубами. Авторы провели патентный поиск по вопросу использования тепловых труб в ядерной энергетике. В настоящей работе приведены некоторые технические решения, демонстрирующие возможности применения тепловых труб в разрабатываемых и действующих ядерных энергоустановках. На основании обзора научно-технической и патентной литературы сделан вывод о том, что в ближайшем десятилетии следует ожидать появления ядерных реакторов пятого поколения, не требующих применения каких-либо механизмов и машин, а также затрат механической и электрической энергии на циркуляцию теплоносителя.

Ключевые слова: атомный реактор, тепловые трубы, технические решения, патенты, ядерный источник энергии.

Введение

Тепловая труба представляет собой замкнутое теплопередающее устройство с естественной циркуляцией теплоносителя. Перенос тепла в тепловой трубе осуществляется паром в виде скрытой теплоты парообразования в результате процессов испарения и конденсации рабочего вещества, а возврат конденсата производится под действием гравитационных или капиллярных сил.

Среди многих исключительных преимуществ использования тепловой трубы как теплопередающего устройства можно выделить простоту конструкции, возможность передачи высоких тепловых потоков на значительные расстояния при чрезвычайно малых температурных напорах, исключительную маневренность в работе, легкость регулирования. Так, например, в тепловых трубах с литием при температуре 1500 °С в осевом направлении может быть передан тепловой поток 10–20 кВт/см^2 [1]. Более того, тепловые трубы не требуют затрат энергии на прокачку теплоносителя.

Предшественником тепловой трубы был термосифон, изобретенный Перкинсом в 1897 г. [2], в котором перенос тепла также осуществлялся за счет скрытой теплоты парообразования, а циркуляция теплоносителя – только за счет сил гравитации[1].

Принципиальное отличие тепловой трубы, впервые предложенной Гоглером в 1942 году [5, 6] применительно к холодильной установке, от термосифона – это наличие капиллярной структуры, позволяющей осуществлять циркуляцию жидкой фазы теплоносителя за счет капиллярных сил. Это позволяет осуществлять возврат теплоносителя в зону испарения независимо от ее расположения в поле силы тяжести. Однако это изобретение не находило применения в технике более 20 лет.

Только в начале 60-х годов, после публикаций Гровера [7, 8], уникальные свойства тепловой трубы были по достоинству оценены, и появился термин «тепловая труба» или «тепловая трубка», ставший общепринятым. Первые же исследования, проведенные в США, подтвердили работоспособность и высокую эффективность тепловых труб.

[1] Есть сведения, что первым идею термосифона запатентовал Фаулер (Fowler) еще в 1828 году [3]. Система, основанная на его дизайне, получила признание в журнале Gardener's 1829 года [4]. Это была первая конвективная система отопления, широко использовавшаяся в системах угольного отопления зданий в Англии вплоть до перехода к газовым котлам в 1970-х годах.

Первое техническое решение по использованию испарительного охлаждения в ядерном реакторе было запатентовано в 1957 году [9]. В указанном патенте предлагалось передавать тепло от активной зоны ядерного реактора с помощью труб с испаряющейся жидкостью. Чуть позже в [10] предлагался ядерный реактор, использующий испаряющуюся воду в качестве теплоносителя и замедлителя в реакторе под давлением. И только в 1966 году термин «тепловая труба» впервые появился в патенте [11].

Тепловые трубы оказались востребованными в термоэмиссионных реакторах-преобразователях. Так, уже на первых международных конференциях по термоэмиссионному преобразованию (Лондон, 1965 г., Стреза, Италия, 1968 г.) широко обсуждались результаты исследований тепловых труб на жидких металлах для ядерных термоэмиссионных генераторов [12–15, 18].

В 1966 году были проведены ресурсные испытания тепловых труб при температурах 1000 и 1600 °С [15] (1000 часов при температуре 1600 °С и плотности теплового потока, $q > 10$ КВт/см^2). Идея передачи больших потоков тепла с использованием тепловых труб в ядерной энергетике оказалась плодотворной. Статьи [14, 15], опубликованные в сборнике [13], позволяют понять широкие возможности, которые открывают тепловые трубы при решении проблем создания термоэмиссионных энергоустановок для космоса. В 1967 г. опубликованы результаты орбитальных испытаний водяной тепловой трубы [16] в невесомости, которые практически не отличались от результатов испытаний в лабораторных условиях.

Не все ранние исследования были связаны с созданием высокотемпературных тепловых труб. Деверолл и Кемме [17] разработали тепловую трубу, в которой рабочей жидкостью служила вода, для применения на искусственном спутнике Земли. Первые проекты по тепловым трубам переменной проводимости были также сделаны для искусственного спутника [19].

При соответствующем выборе рабочей жидкости и материала корпуса, тепловые трубы могут быть созданы для работы в интервале температур от 4 до 2300 К. В течение 1967–1968 гг. появилось несколько статей, большей частью в США, свидетельствующих о расширении области применения тепловых труб: для охлаждения электронных устройств, для кондиционирования воздуха, для охлаждения двигателей и т.д. [20–22].

В это же время сформировалась теория тепловых труб. Наиболее важный вклад в разработку этой теории принадлежит Коттеру [23].

Интерес к работам по исследованию и применению тепловых труб постоянно возрастал, о чем свидетельствует рост количества публикаций, последовавших за первой работой Гровера. Так, в 1968 году, через 4 года после выхода статьи Гровера, Чун в своей монографии [24] приводит перечень уже из 80 работ, а Чизхолм в своей книге, вышедшей еще через 2 года [25], ссылается уже на 149 работ. Вышедшая в 1972 году библиография [26] по тепловым трубам включала уже 544 названия. На сегодняшний день только в Российской научной электронной библиотеке eLIBRARY.RU можно найти более 43000 публикаций, в том числе и патентов, в которых упоминаются тепловые трубы.

В международной патентной классификации (МПК) в классе G21C «Ядерные реакторы» подгруппа G21C15/257 «Способы и устройства, обеспечивающие движение теплоносителя с использованием тепловых труб» появилась только в 1990 году (в 5-й версии МПК). Поэтому в этой подгруппе относительно немного документов. Так в международной базе данных Worldwidepatent в этой подгруппе имеется около 120 документов, а в отечественной базе Федерального института промышленной собственности (ФИПС) – по состоянию на апрель 2018 года ни одного документа не классифицировано по этой подгруппе!

В классе МПК F28 – «Теплообмен вообще» подгруппа F28D15/02 «Теплообменные аппараты с использованием промежуточных теплоносителей в закрытых трубах, в которых теплоноситель конденсируется и испаряется, например тепловые трубы», появилась несколько раньше, в 1985 году. Поэтому в этой подгруппе можно найти больше документов, чем в упомянутой выше. Однако в этой подгруппе к ядерной энергетике имеет отношение лишь небольшая часть документов, поэтому патенты необходимо отбирать по ключевым словам. Всего в ФИПС подгруппе F28D15/02 имеется более 300 документов, что говорит о широких возможностях применения тепловых труб. Но с ключевым словом «ядерный» в этой подгруппе в ФИПС имеется всего 3 документа. Что касается международной базы данных Worldwide, то в этой подгруппе имеется более 10000 документов, из которых 58 имеют отношение к ядерной энергетике.

Поскольку тепловые трубы находят применение в космических ЯЭУ с машинным и прямым преобразованием энергии, то авторы также провели поиск по группам: G21D5/00 «Ядер-

ные силовые установки с реактором и двигателем, в котором тепло, выделяющееся в реакторе, преобразуется в механическую энергию» и G21D7/00 «Устройства для непосредственного получения электрической энергии из энергии, выделяющейся при реакциях синтеза или реакциях деления». По ключевым словам «heatpipe» в этих группах в базе данных Worldwide содержится, соответственно, 1 и 6 документов, а в российской базе ФИПС – 1 и 3 публикаций.

В Физико-энергетическом институте исследования тепловых труб начались в 1968 году. Первые результаты исследований тепломассопереноса в тепловой трубе с натриевым теплоносителем были опубликованы в 1970 году [27] и доложены на первой международной конференции по тепловым трубам в Штутгарте [28].

Начиная с 1973 года регулярно проводятся Международные конференции по тепловым трубам. В июне 2018 года состоится 18-я конференция (International Heat Pipe Conference) совместно с 13-м симпозиумом по тепловым трубам (The 13th International Heat Pipe Symposium, IHPS). Работы ФЭИ были представлены на 7 из этих конференций.

Судя по публикациям, в настоящее время США активно разрабатывают проекты ядерных реакторов с использованием тепловых труб. В научно-технической и патентной литературе обсуждаются самые различные концепции ядерных реакторов с тепловыми трубами [29–32].

В следующих разделах приведен обзор некоторых технических решений с использованием тепловых труб в ядерной энергетике.

Тепловые трубы для передачи тепла из активной зоны ЯЭУ

Самые первые и многочисленные предложения по использованию тепловых труб в ядерных реакторах касаются передачи тепла из активной зоны к теплоносителю второго контура. Главным преимуществом этого технического решения является отсутствие насосного оборудования, существенное уменьшение объёма теплоносителя и передача тепла практически без перепада температур.

Один из первых вариантов использования тепловых труб без капиллярной структуры (термосифонов) показан на рис. 1 [9]. Здесь каждый тепловыделяющий элемент в активной зоне реактора помещён в термосифон, передающий тепло второму контуру. Никаких технических характеристик реактора и тепловых труб в этом патенте не содержится, то есть патентуется просто идея.

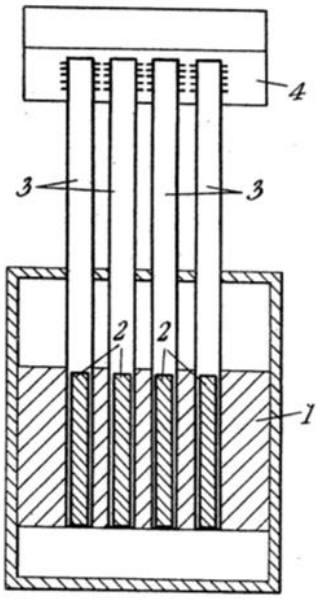


Рис. 1. Идея передачи тепла из активной зоны [9]:
1 – активная зона; 2 – твэлы; 3 – тепловые трубы; 4 – теплоноситель второго контура

В следующем варианте [10] (рис. 2), относящемся к водоохлаждаемым реакторам, в отличие от предыдущего, появляются разделение встречных потоков пара и воды и принудительная циркуляция конденсата. Это позволяет избавиться от отрицательного влияния силы тяжести и снять ограничения переносимой мощности. Однако это решение требует значительного большего объёма жидкого теплоносителя, так как камера 12 (см. рис. 2) должна быть заполнена

им. Верхняя перегородка 10 разделяет потоки пара и воды. Вынужденное течение воды дополнительно создается насосами возврата конденсата 3 и 9. Перегородка 14 перед входом в насос 9 отделяет воду от пара. Основным преимуществом по сравнению с кипящими реакторами в указанном патенте заявлено отсутствие возмущений нейтронного потока, связанных с кипением воды, и нестабильности, возникающей при перемешивании холодной и горячей воды.

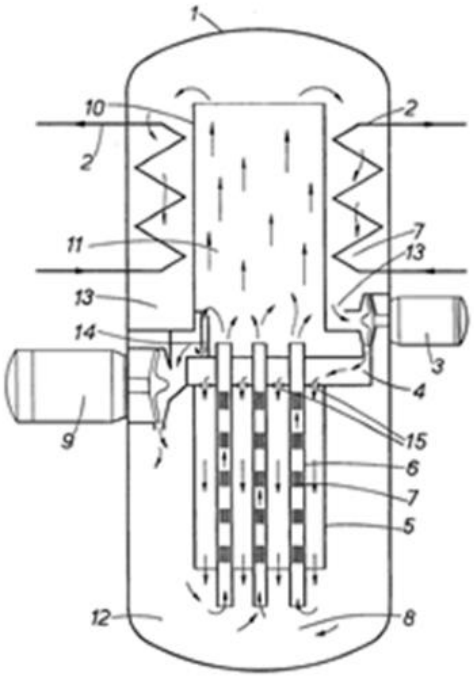


Рис. 2. Техническое решение с разделением потоков жидкости и пара
и принудительным движением жидкости [10]:
1 – прочный корпус реактора; 2 – теплообменник 2-го контура; 3 – насос возврата конденсата;
4 – первая верхняя камера; 5 – выгородка; 6 – топливные каналы; 7 – твэлы; 9 – рециркуляционный насос;
10 – верхняя перегородка; 11 – 2-я верхняя камера; 12 – нижняя камера; 13 – сборник конденсата;
15 – отверстия в верхней пластине камеры

В одном из самых проработанных ранних технических решений, [32, 33], представленном на рис. 3, сам корпус реактора является тепловой трубой, в которой зоной испарения является активная зона. Корпус реактора выполнен герметичным. Пар теплоносителя поднимается по всему объему корпуса реактора, конденсируется в его верхней части и стекает по капиллярной структуре (фитилю), расположенной на внутренней поверхности корпуса, в нижнюю часть активной зоны. Тепловая мощность описанного реактора 2 МВт. Активная зона содержит 318 твэлов с карбидом урана высокого обогащения и 204 твэла в зоне воспроизводства с низкообогащённым диоксидом урана. Твэлы загружаются в реактор через дно корпуса в герметичные гильзы, на внешней поверхности которых имеется канавочная капиллярная структура. Полость гильз и загрузочной камеры заполнена гелием. Высота герметичного корпуса 1300 мм, полная высота реактора 3000 мм, диаметр корпуса 640 мм. В качестве теплоносителя используется литий. Температура пара лития 1156°С, температура топлива 1300°С, тепловой поток с поверхности гильз составляет 46 Вт/см^2. Корпус и гильзы изготовлены из циркониевого сплава с ниобием. Верхняя часть корпуса – зона конденсации лития, снабжена герметичными паровыми камерами с литием, которые передают тепло газообразному теплоносителю, в частности азоту – рабочему телу газовой турбины. Все приведённые выше параметры – расчётные, сведения о реализации такого реактора не найдены.

В патенте [35] предлагается использовать тепловые трубы в проекте подземной атомной электростанции (рис. 4). В этом патенте тепло от активной зоны, расположенной на дне скважины, передаётся во второй контур, расположенный вблизи поверхности земли, с помощью тепловых труб. Рассматривается глубина скважины 1800 метров. Тепловые трубы выполнены составными. Тепловой контакт между секциями тепловых труб осуществляется с помощью конических вставок или с помощью промежуточных теплообменников с теплопроводной жидкостью.

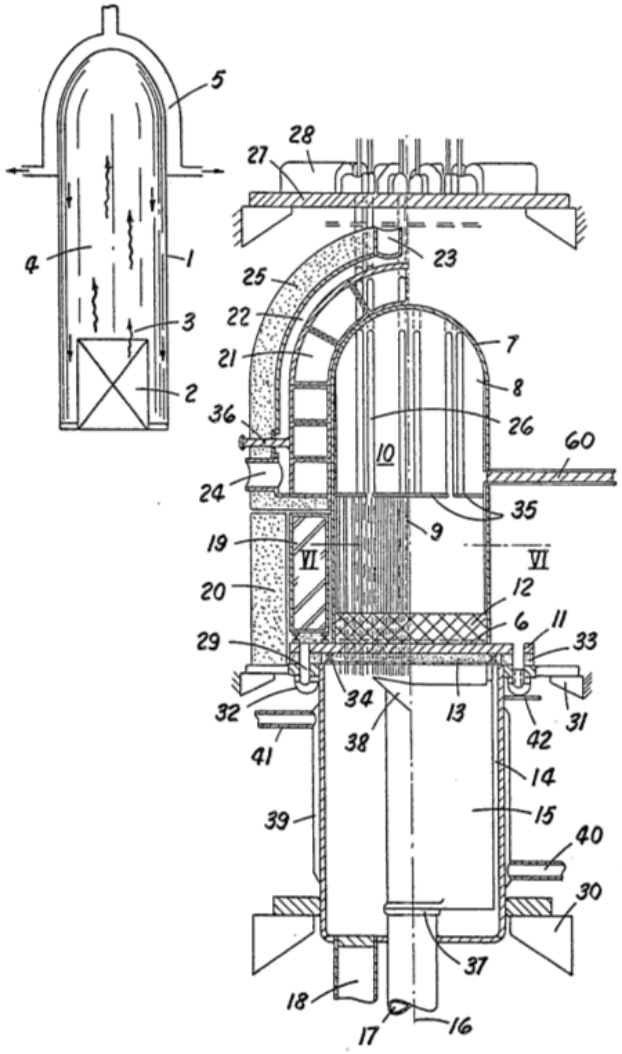


Рис. 3. Схема и устройство реактора [33].
1 – корпус; 2 – активная зона; 3 – пары теплоносителя; 4 – капилляры с жидким теплоносителем;
5 – второй контур

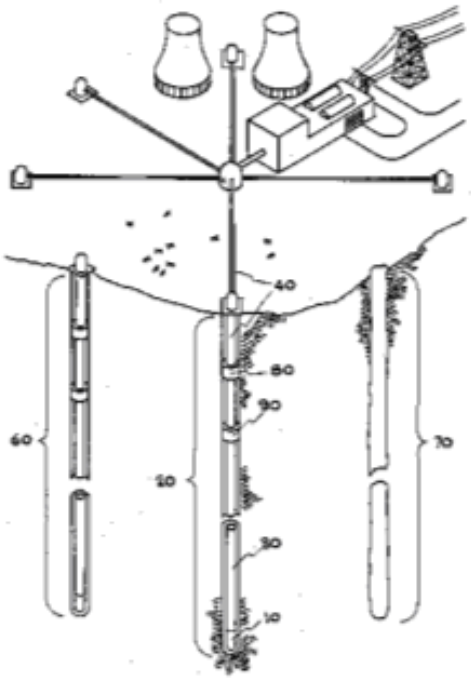
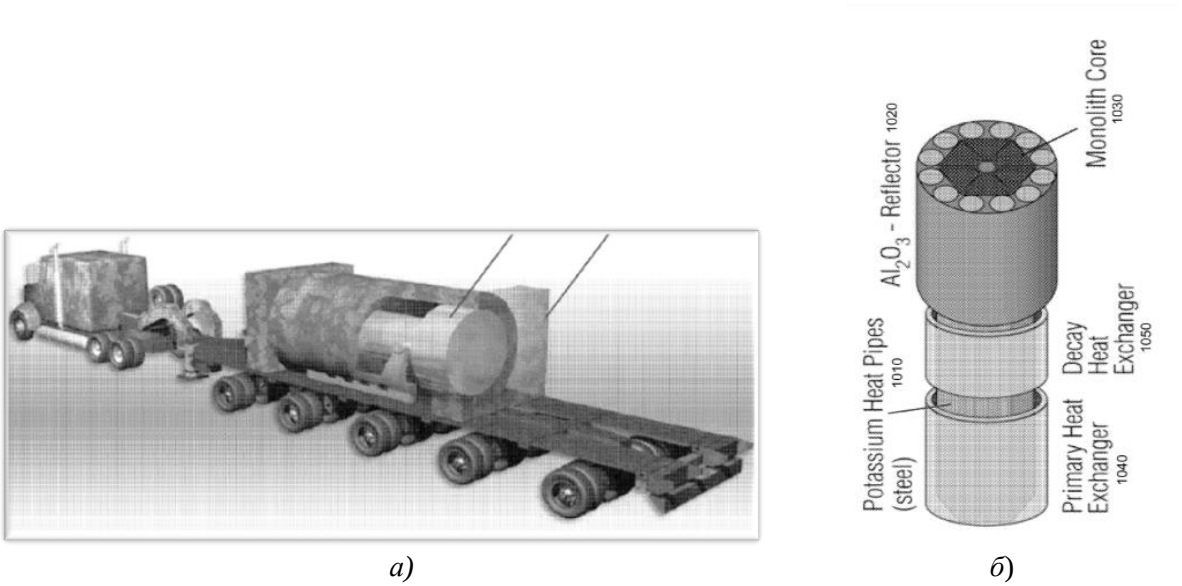


Рис. 4. Проект подземной АЭС с тепловыми трубами [35]

В одной из новейших патентных заявок [36] предлагается мобильный быстрый реактор, охлаждаемый системой тепловых труб, в котором тепловыделяющие элементы и тепловые трубы заключены в единый металлический блок. Реакторная установка предназначается для энергообеспечения арктических районов и удаленных военных баз. Тепловые трубы с калием в качестве теплоносителя выходят за пределы активной зоны и осуществляют отвод тепла. Система аварийного отвода тепла также работает на принципе тепловой трубы. Электроэнергия вырабатывается газовой турбиной с разомкнутым циклом на воздухе, или с замкнутым циклом на CO_2. Температура газа (воздух) на входе в турбину 1000 К, температура тепловых труб 1100 К. Рассматривается установки с электрической мощностью от 100 кВт до 2 МВт. Общий вид реакторной установки в транспортном положении и устройство её активной зоны показаны на рис. 5. На этом рисунке показан только реакторный блок с теплообменником и радиационной защитой. Свободное место на платформе предназначено для турбогенератора и блока управления.



а) *б)*

Рис. 5. Мобильная реакторная установка в транспортном положении (*а*) и реакторный блок (*б*) [36]

В работе [37] описан опыт разработки в ГНЦ РФ – ФЭИ экспериментальной трёхконтурной реакторной установки, охлаждаемой испаряющимися жидкими металлами. Устройство установки схематически показано на рис. 6. Первый и второй контуры, охлаждаемые испаряющимися натрием и сплавом натрий-калий, соответственно, заключены в моноблоке с двойным корпусом. Внутренний (горячий) корпус содержит активную зону, боковой отражатель и внутрикорпусную радиационную защиту. Внешний корпус обеспечивает механическую прочность. Активная зона содержит 360 тепловыделяющих элементов диаметром 14 мм с капиллярной структурой на внешней оболочке. Высота активной части твэл 350 мм. Первый контур заправлен натрием, находящимся в нижнем капиллярном коллекторе и в капиллярной структуре твэлов. В верхней части корпуса расположен межконтурный теплообменник, заполненный со стороны второго контура сплавом натрий-калий. Согласно проекту в третьем контуре должен циркулировать гелий – рабочее тело двигателя Стирлинга. Тепловая мощность установки 1,2 МВт. Рабочая температура в первом контуре 700 °С. Перепад температуры между первым и вторым контуром 20–25 °С. Выполнен большой объём экспериментальных исследований на теплофизических моделях, обогреваемых электричеством с одним, тремя, семью и 72 имитаторами твэл.

Среди технических решений имеются варианты, когда тепловые трубы играют роль промежуточного теплообменника (передают тепло от теплоносителя первого контура теплоносителю 3-го контура). Например, в [38] теплоноситель 3-го контура циркулирует по U-образной трубе, проходящей внутри тепловой трубы, размещенной в баке натриевого быстрого реактора (рис. 7). В тепловой трубе используется промежуточный теплоноситель, например, ртуть. Таким образом, парогенератор практически погружен в бак реактора. Перенос тепла в тепловой трубе проходит в радиальном направлении, на короткое расстояние и через большое поперечное сечение. Это обеспечивает более эффективную передачу тепла, чем вдоль тепловой трубы. Кроме того, длина тепловой трубы может быть увеличена или уменьшена по мере необходимо-

сти, в соответствии с заданной мощностью. Использование ртути в качестве теплоносителя объясняется тем, что она химически совместима как с натрием реактора, так и с водой и паром третьего контура.

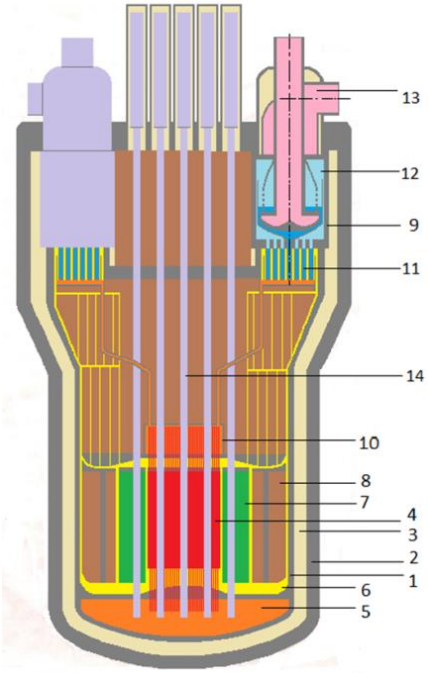


Рис. 6. Схематическое устройство РУ САУНА [37]

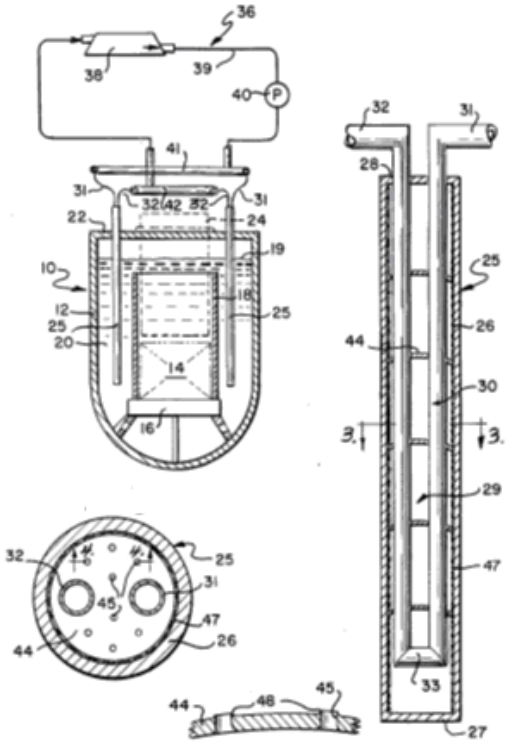


Рис. 7. Реакторная установка с внутрибаковым парогенератором [38]

В работе [39] рассматривается задача передачи высокопотенциального тепла от высокотемпературного ядерного реактора к установке для производства водорода, удалённой от реактора на значительное расстояние. Предлагается осуществить такую передачу с помощью наклонного термосифона. В качестве теплоносителей были рассмотрены цезий, калий, натрий, литий. Расчёты показали, что наиболее подходящим оказался натрий, который может передать 50 МВт при температуре 1223 К на расстояние 100 метров через теплоизолированный трубопровод диаметром около 300 мм (рис. 8).

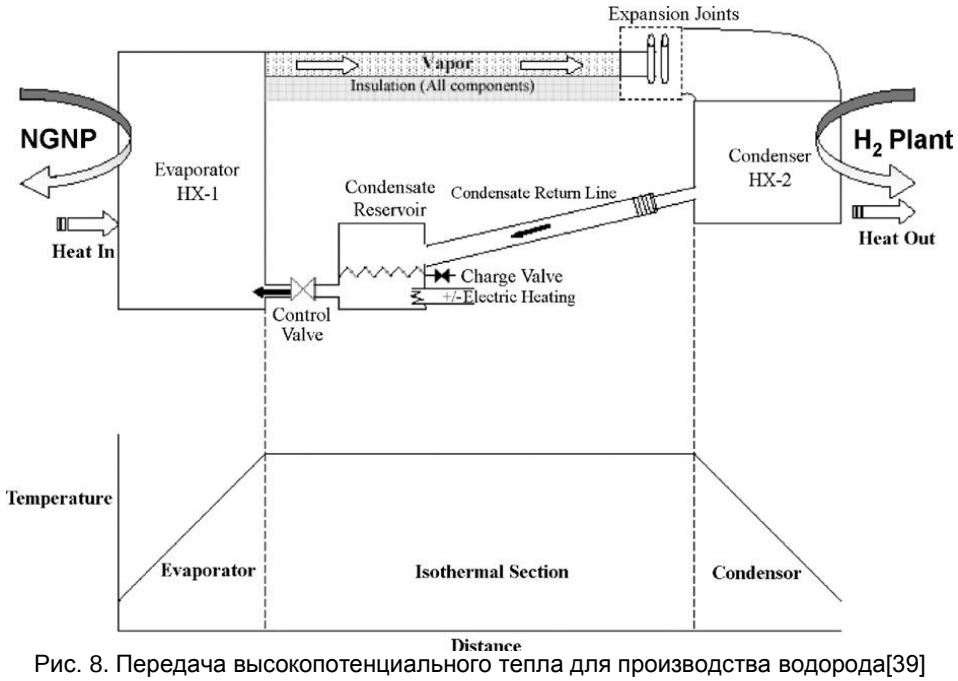


Рис. 8. Передача высокопотенциального тепла для производства водорода[39]

Имеется также ряд технических решений по применению тепловых труб в изотопных источниках тепла. Так, например, в [40] изотопный нагревательный блок состоит из слоев продуктов деления (3), прокаленных и остеклованных в пластинчатой форме, чередующихся с пластинчатыми тепловыми трубами (2), передающими тепло в традиционный испаритель или теплообменник, например, для нагрева (или опреснения) морской воды (рис. 9). Преимущества: отсутствие движущихся частей и низкий риск радиоактивного загрязнения дистиллята. Используемый источник тепла – это отработанное топливо.

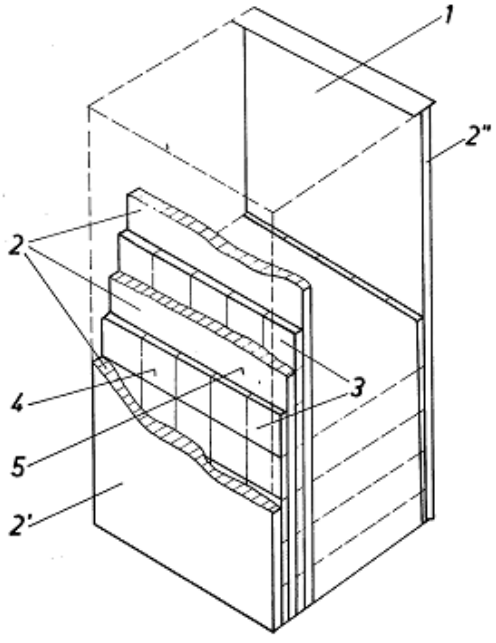
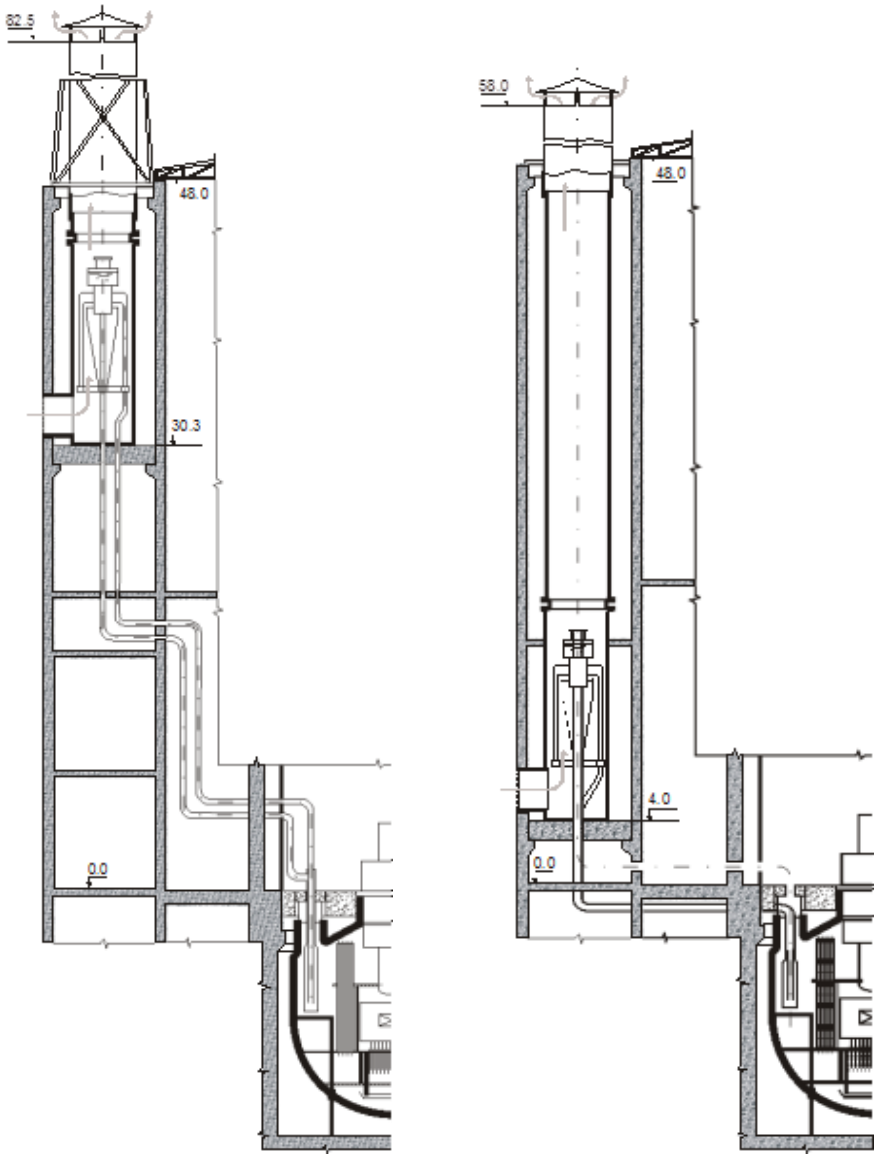


Рис. 9. Изотопный источник тепла с тепловыми трубами [40]:
1 – корпус; 2 – тепловые трубы; 3 – остеклованные продукты деления

Тепловые трубы для аварийного охлаждения

В работе [41] описана система аварийного охлаждения реактора типа БН-600 с использованием тепловых труб вместо контура естественной циркуляции. Система состоит из аварийного теплообменника, расположенного в корпусе реактора и воздушного теплообменника, расположенного в вытяжной трубе (рис. 10). Конечным поглотителем тепла является атмосферный

воздух. Эта система работает полностью на пассивных принципах, не потребляет электроэнергию, не требует исполнительных механизмов и обслуживающего персонала. Использование газорегулируемых тепловых труб позволяет настроить систему на заданную допустимую температуру натрия в первом контуре реактора и исключить сброс тепла при номинальной температуре, не прибегая к закрытию шибера в вытяжной трубе и без необходимости открывать его при аварийной ситуации. В отличие от системы с естественной циркуляцией жидкого натрия здесь не требуется размещать воздушный теплообменник на большой высоте. Это позволяет существенно уменьшить высоту вытяжной трубы.



а) *б*)

Рис. 10. Сравнение САРХ с естественной циркуляцией (*а*) и испарительно-конденсационной САРХ (*б*)

Имеется также ряд технических решений по пассивному охлаждению контейнмента реактора с помощью тепловых труб. Например, задача изобретения [42] состоит в том, чтобы обеспечить передачу тепла за пределы контейнмента без внешнего источника питания. Контурные тепловые трубы обеспечивают пассивное охлаждение помещений контейнмента реактора без применения насосного оборудования (рис. 11).

Удобны контурные тепловые трубы и для пассивного охлаждения бассейна с отработавшим ядерным топливом. Это может быть система, работающая самостоятельно, или запасная, которая позволяет обеспечить бесперебойную работу атомной электростанции в случае неисправности циркуляционной системы водоснабжения и предотвратить снижение уровня воды в бассейне выдержки.

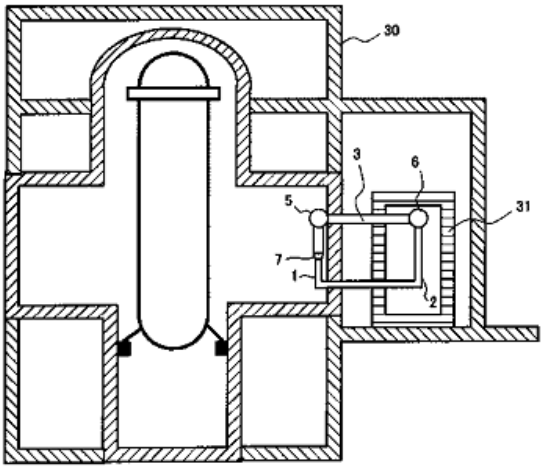


Рис. 11. Пассивная система охлаждения контейнмента АЭС [42]:
1 – восходящая труба; 2 – нисходящая труба; 3 – верхняя соединительная труба; 5 –пеногаситель;
6 – конденсатор; 7 – участок с расширенным диаметром; 31 –охлаждающая камера

Пример такой системы приведен на рис. 12. В бассейн погружена зона испарения тепловой трубы (11). Нагреваясь, теплоноситель испаряется и поднимается по трубопроводу 13, конденсируется в радиаторе 12 и стекает по трубопроводу 14. Для удаления неконденсирующихся газов, выделяющихся при эксплуатации, предусмотрена емкость 15, в которую газы поступают после участка конденсации. В результате система охлаждения может длительное время бесперебойно работать.

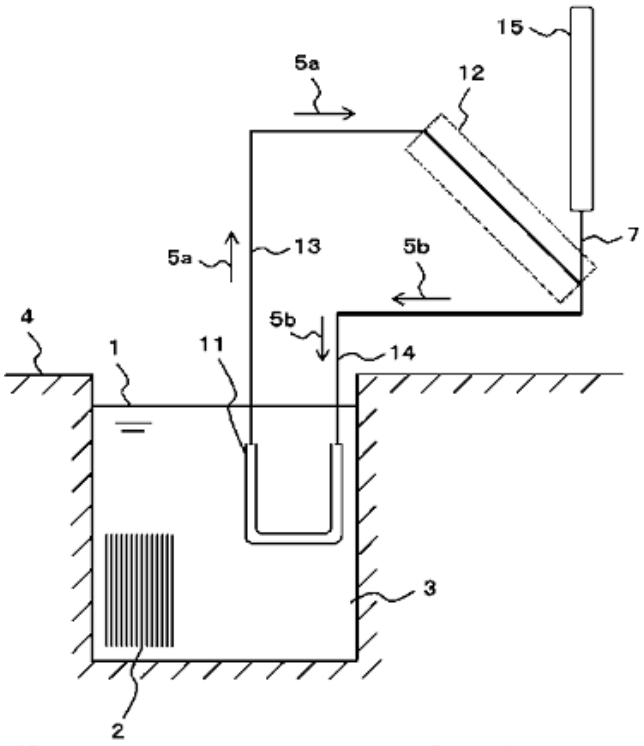


Рис. 12. Система пассивного охлаждения бассейна выдержки[43]:
1 – уровень воды; 2 – отработавшие сборки; 3 – бассейн; 11 – зона испарения тепловой трубы;
13 – трубопровод для пара; 14 – трубопровод для жидкости; 12 – радиатор; 15 – контейнер
для неконденсирующегося газа

Более простая схема охлаждения бассейна, описанная в патенте [44] показана на рис. 13. Тепловые трубы проходят через стену бассейна (резервуара). Испарительные участки (500) погружены в бассейн, а участки конденсации (600) – расположены снаружи резервуара, и охлаждаются внешним воздухом. Такая система предлагается в качестве резервной, используемой при отключении штатной системы охлаждения.

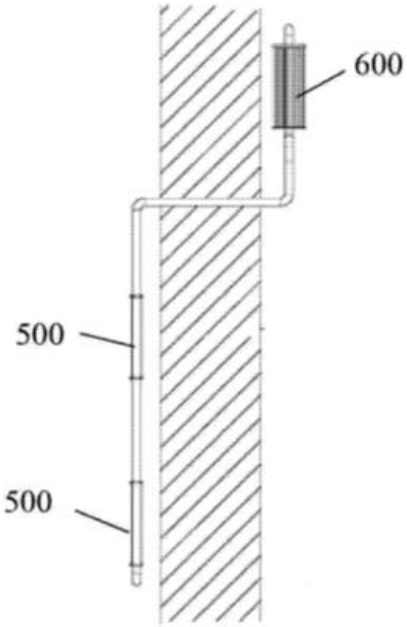


Рис. 13. Вариант системы пассивного охлаждения бассейна выдержки [44]

Тепловые трубы в космических ЯЭУ

Как отмечалось во введении, плодотворной оказалась идея использовать тепловые трубы в термоэмиссионных реакторах [11, 34]. Как правило, тепловые трубы отводят тепло от коллекторного электрода на холодильник-излучатель, или передают тепло от активной зоны на эмиттерный электрод, что позволяет вынести термоэмиссионные преобразователи (ТЭП) из активной зоны реактора.

В патентах [32–33], описан вариант исполнения реактора с термоэмиссионным преобразованием энергии для космического аппарата. Это исполнение представлено на рис. 14. Корпус реактора (71) представляет собой единую тепловую трубу, выполнен из сплава тантала и снабжен фитилем из того же сплава. Одно из конструктивных отличий состоит в том, что тепло отводится из активной зоны в две стороны. В качестве испаряющегося теплоносителя предлагается свинец. Температура в паровой полости 1400–1740 °С, что позволяет использовать термоэмиссионные преобразователи. Эмиттеры ТЭП (73) расположены на поверхностях зоны конденсации свинца, через электроизоляционное покрытие. Вокруг коллекторов ТЭП, также через изоляционное покрытие, расположены паровые камеры (82, 85) с литием, изготовленные из сплава ниобия с цирконием. Температура коллекторов ТЭП и лития 1000 °С. Паровые камеры снабжены рёбрами (83) и выполняют функцию холодильника-излучателя. Рассматривается реактор с тепловой мощностью 400 кВт и ожидается электрическая мощность 30–60 кВт. Плотность теплового потока через ТЭП ожидается 45–55 Вт/см^2.

В патенте [11] представлен ядерный реактор, аналогичный описанному выше, но имеющий несколько автономных тепловых труб, выходящих из активной зоны также в две стороны (рис. 15). Испарительные части тепловых труб термически соединены с топливными элементами. Внутренние стенки тепловых труб покрыты фитилями. Кольцевые топливные элементы могут быть отдельно установлены на тепловых трубах, или топливо может быть нанесено непосредственно на внешних поверхностях тепловых труб. Тепловые трубы активной зоны изготовлены из тантала и содержат серебро в качестве теплоносителя, работающего при температуре около 1800 °С. Зоны конденсации тепловых труб заканчиваются на эмиттерном электроде термоэмиссионного преобразователя. Каждый коллекторный электрод ТЭП сопряжён с тепловой трубой для передачи тепла на холодильник-излучатель. Коллекторные тепловые трубки предпочтительно выполнены из сплава ниобия с цирконием и содержат литий в качестве теплоносителя. Тепловые трубы для отвода тепла от замедлителя и отражателя изготовлены из ниобия и содержат цезий в качестве теплоносителя.

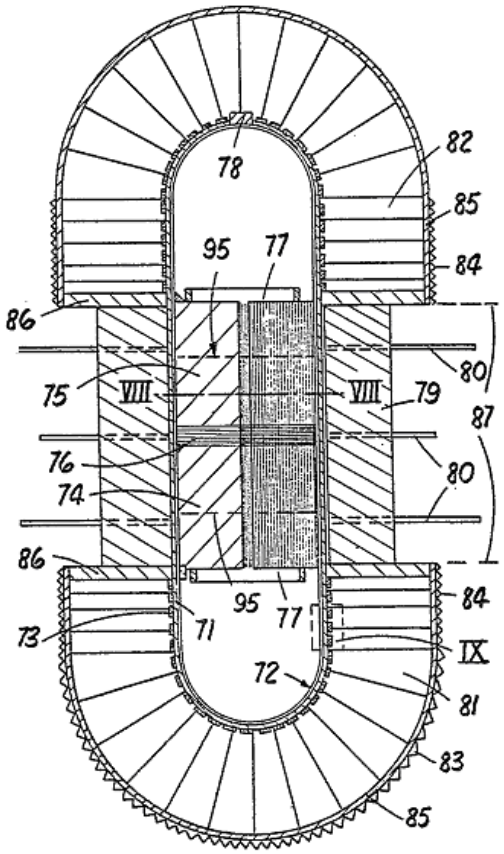


Рис. 14. Термоэмиссионный реактор-преобразователь с тепловыми трубами для космического аппарата [32]

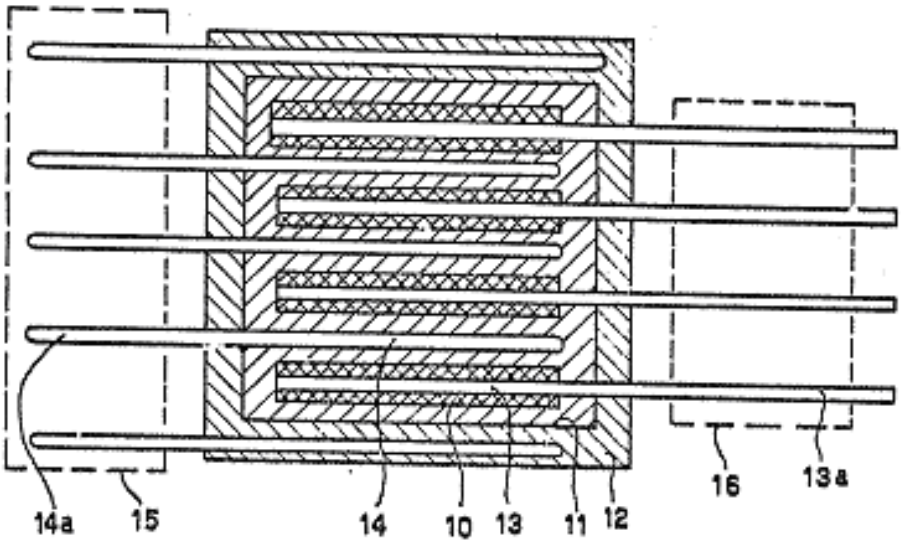


Рис. 15. Термоэмиссионный реактор-преобразователь с тепловыми трубами для космического аппарата [11]

В Российской Федерации также имеется ряд патентов, в которых предлагается использовать тепловые трубы для космических ЯЭУ. Например, в патенте [46] предлагается космическая ядерная установка, в которой используются трубчатые тепловыделяющие элементы, окружающие зону испарения высокотемпературных тепловых труб, передающих тепло эмиттерам ТЭП, и среднетемпературные тепловые трубы, отводящие тепло от коллекторов ТЭП к холодильнику излучателю, состоящему также из тепловых труб с оребрением. Проведены испытания в течение 4000 часов энергетического модуля, состоящего из высокотемпературной молибденовой тепловой трубы с литием и цилиндрического ТЭП, в котором тепло подводилось при температуре 1500 °С.

В патенте [47] предлагается обратная геометрия ТЭП: внутренняя тепловая труба совмещена с коллектором, а эмиттер твэл расположен снаружи.

В патенте [48] предлагается несколько вариантов исполнения термоэмиссионного электрогенерирующего модуля активной зоны ядерного реактора с вынесенной термоэмиссионной системой преобразования тепловой энергии в электрическую с использованием высокотемпературных тепловых труб с литием.

Очень много предложений по использованию тепловых труб в холодильниках-излучателях космических аппаратов, например, [46, 51–52]. Предлагаются либо плоские, либо оребрённые тепловые трубы. Главное преимущество теплотрубных холодильников-излучателей состоит в том, что при разгерметизации одной или нескольких труб не нарушается работоспособность холодильника в целом.

В ряде патентов, например [51], [52], для космической энергетической установки предлагается использовать пусковую тепловую трубу. В космических установках система охлаждения, содержащая замкнутый циркуляционный жидкометаллический контур, до пуска реактора на орбите находится в замороженном состоянии. Для расплавления теплоносителя собственным теплом реактора предлагаются пусковые газонаполненные тепловые трубы, зона испарения которых размещена в активной зоне реактора, а зона конденсации проложена вдоль магистральных трубопроводов, теплообменных устройств холодильника-излучателя, насоса и арматуры. В качестве теплоносителя пусковых тепловых труб может быть использован щелочной металл: натрий, калий, литий.

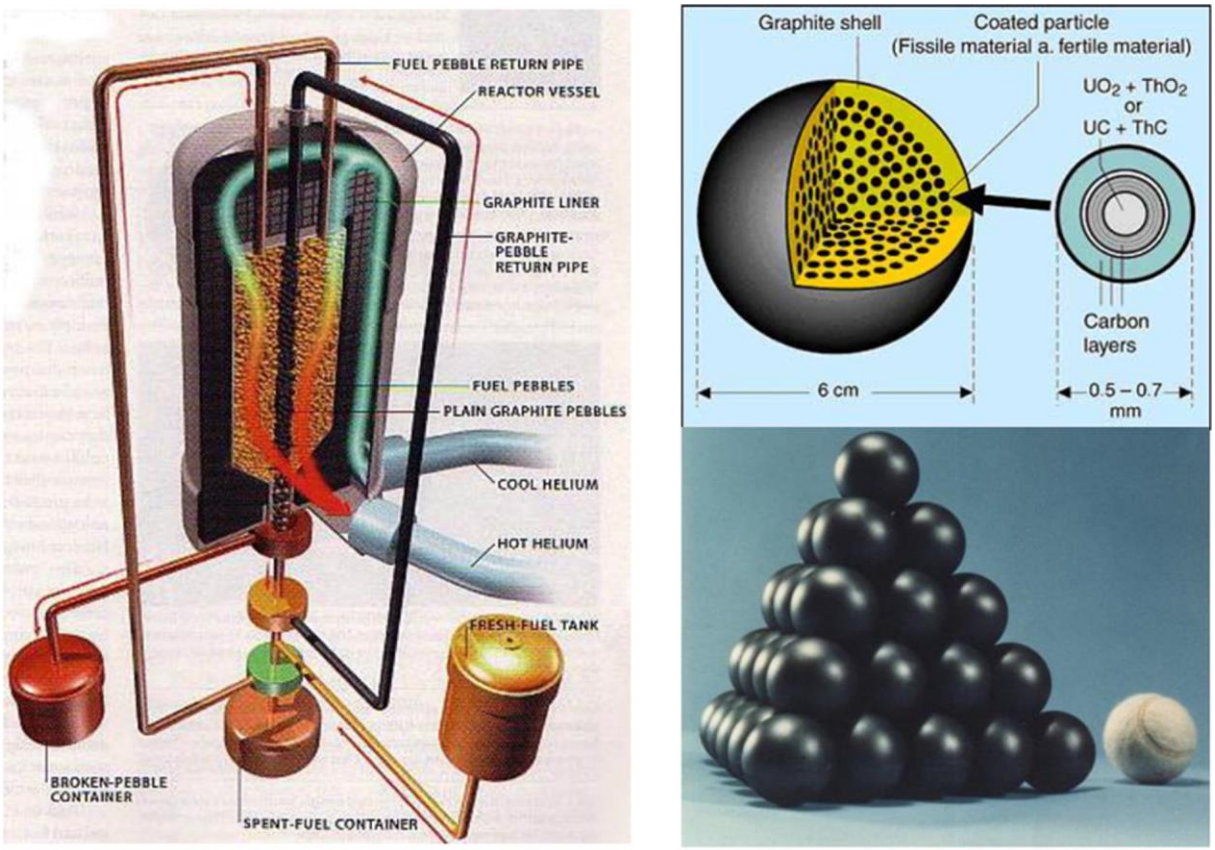
Тепловые трубы предлагаются также в реакторе с термоэлектрическим преобразованием энергии для подвода тепла к «горячим спаям» преобразователя и для отвода тепла от «холодных спаев» [53].

Современные предложения и разработки

Подавляющее большинство представленных выше, а также и не упомянутых, изобретений и других опубликованных технических предложений не реализовано, или нет сведений об их практической реализации. Однако в мире и в России ведутся разработки, которые могут быть реализованы в ближайшие, или не очень отдалённые, годы. Ниже приведены сведения о некоторых из них, как самых фантастических, так и вполне «приземлённых» проектов.

В одной из статей 2017 года [55] представлен более проработанный чем в [39] концептуальный проект гибридного теплообменника (Heat Pipes-Thermosyphon Intermediate Heat Exchanger, HPTIHEX) с тепловыми трубами для связи высокотемпературного реактора (Very High Temperature Reactor, VHTR) на 600 МВт теп с температурой на выходе 900–1300 К, с комплексом по производству водорода (рис. 16–18). В дополнение к электрогенерации с высокой эффективностью (48 %), эти модульные реакторы производят высокопотенциальное тепло для производства водородного топлива. Кроме того, реактор производит и электрическую энергию. Из соображений безопасности ядерный реактор должен располагаться на расстоянии 110–1400 м от комплекса по производству водорода. Использование тепловых труб позволяет существенно сократить потери тепла и теплового напора при передаче тепла на такое большое расстояние, а также подавить распространение гипотетического взрыва от водородного комплекса к ядерному реактору. Такой способ передачи тепла позволит реализовать безопасное производство электроэнергии высокотемпературным реактором и эффективно предотвратить последствия возможного самовоспламенения водородного комплекса.

В европейском патенте [50] предложена ядерная фотонная ракета, где теплообмен между активной зоной и внешним пространством осуществляется с помощью тепловых труб. Активная зона реактора образована надетыми на тепловые трубы трубчатыми тепловыделяющими элементами, ориентированными в радиальном направлении, и равномерно распределёнными по телесному углу 4π (рис. 19). Тепловой поток излучается более или менее равномерно по этому телесном углу. Активная зона размещена в фокусе параболического зеркала (паруса), создающего параллельный поток фотонов и реактивную движущую силу. (Существо патента ясно из рисунка, поэтому многочисленные цифровые обозначения не комментируются). На некоторых тепловых трубах размещены термоэлектрические преобразователи, производящие электроэнергию, необходимую для функционирования установки. Аналогичные проработки были выполнены в ФЭИ и опубликованы на 5 лет раньше [54].



(a) A Schematic of Pebble-Bed HTR Nuclear Reactor (b) Pebbles of Coated Fuel Particles

Рис. 16. Реактор с шаровыми твэлами [55]

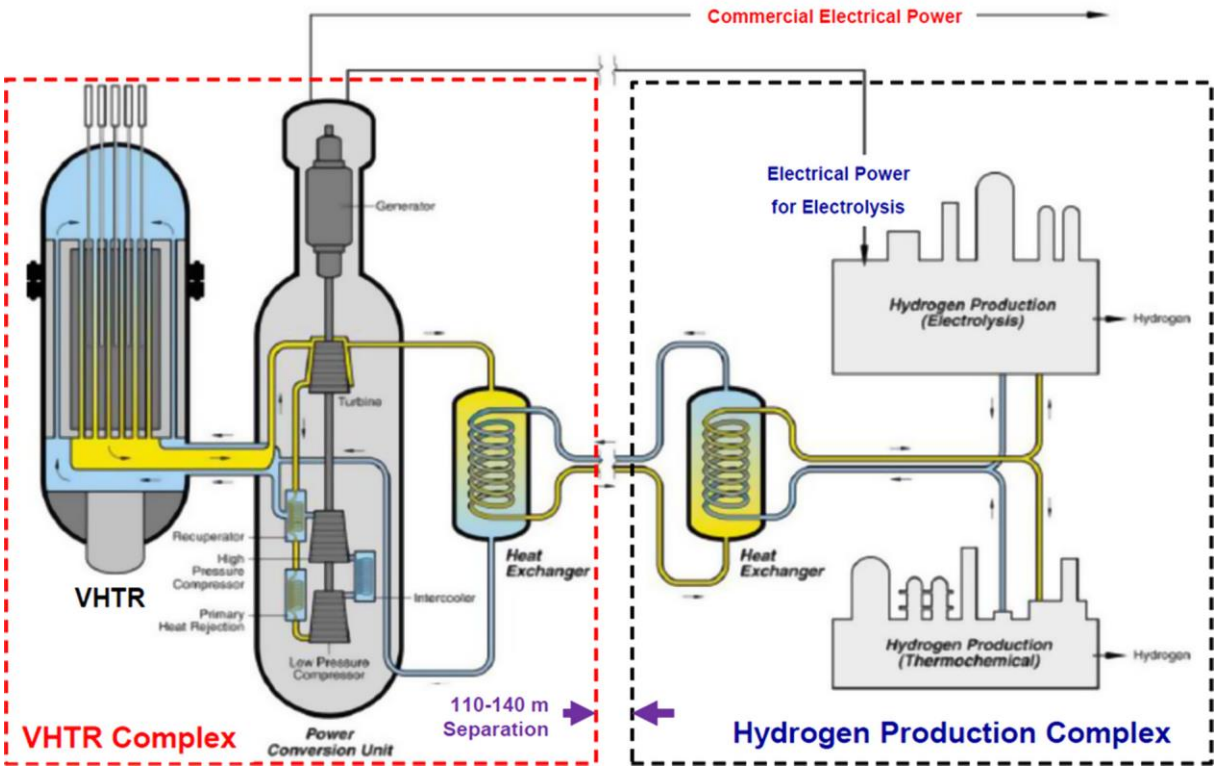


Рис. 17. Эскиз установки для выработки электроэнергии и передачи тепла для производства водорода [55]

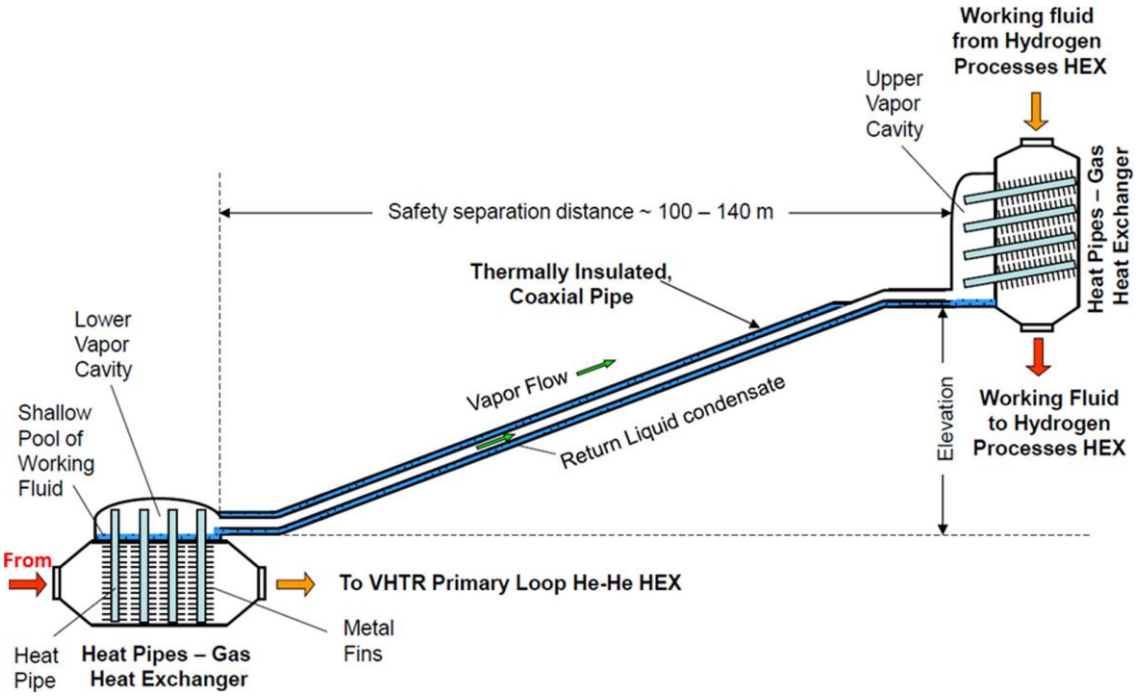


Рис. 18. Концептуальный дизайн тепловой связи ядерного реактора
и комплекса по производству водорода [55]

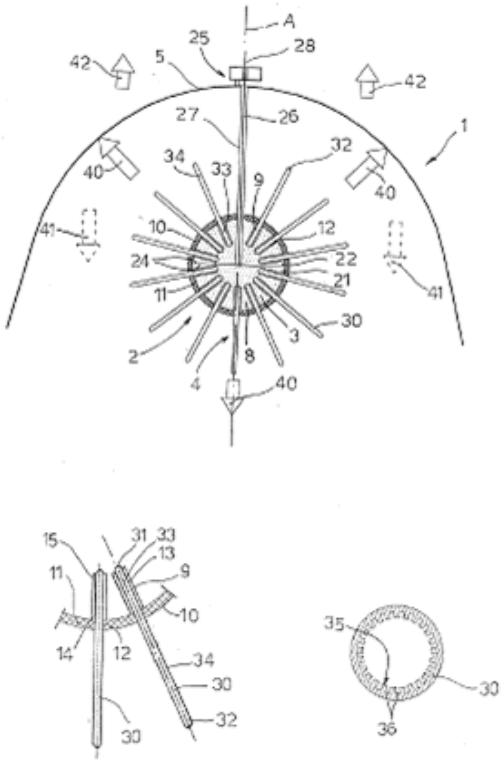


Рис. 19. Проект ядерной фотонной ракеты [50]

В США в настоящее время активно разрабатываются несколько проектов космических ЯЭУ для освоения Луны и Марса, а также для исследования дальнего космоса, вплоть до границы Солнечной Системы – пояса Купера. В частности, предполагается исследовать спутники Сатурна: Титан и Европу. Электрическая мощность этих установок от одного до ста киловатт.

В работе [31] описан ядерный реактор, (рис. 20) в котором натриевые тепловые трубы передают тепло от активной зоны реактора тепловой мощностью 400 кВт к термоэлектрохимическим преобразователям энергии (англоязычная аббревиатура – AMTEC – Alkali Metal Thermo-Electric Convertor). Это сравнительно новые энергопреобразователи, ещё не использовавшиеся

в космосе, способные обеспечить КПД 22–27 % при относительно низкой температуре 1000–1123 К, что позволяет использовать в качестве конструкционных материалов современные жаропрочные нержавеющие стали. Ожидается, что эта установка будет иметь электрическую мощность 100–110 кВт. Неиспользованное тепло отводится калиевыми тепловыми трубами на холодильник-излучатель, состоящий также из калиевых тепловых труб плоской геометрии. Температура холодильника-излучателя 776 К. Активная зона реактора включает 60 модулей, состоящих из тепловой трубы и 3-х твэлов в рениевой оболочке. Модули расположены вплотную друг к другу и образуют треугольную упаковку. Оболочки твэлов на длине их активной части припаяны к корпусу тепловой трубы с помощью рениевых трехгранных вкладышей, передающих тепло от твэла к тепловой трубе за счёт теплопроводности. Каждый твэл имеет газовую полость с одного конца. В качестве топлива используются таблетки UN с обогащением 83,7 %.

Ряд аналогичных проектов обсуждается в работе [56]. Основные параметры те же самые, но рассматривается различное число энергопреобразователей с различной мощностью с целью оптимизации удельных массогабаритных характеристик системы.

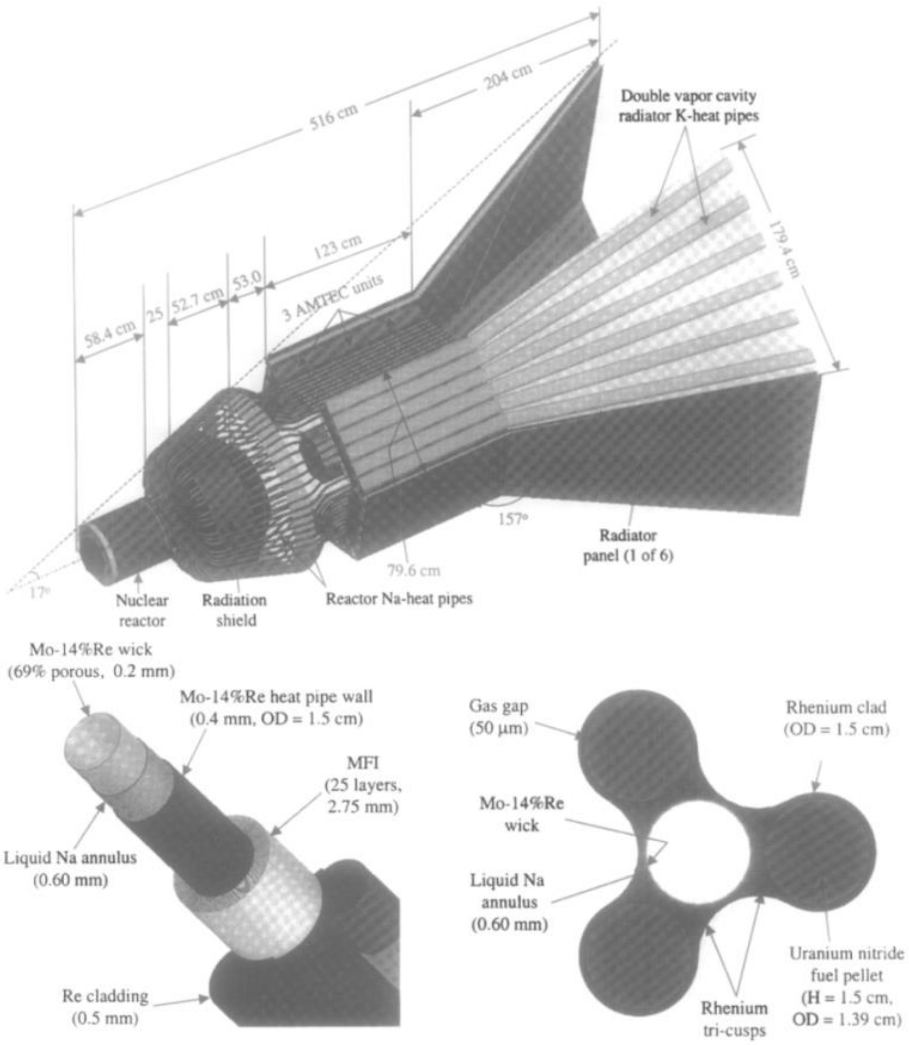


Рис. 20. Проект SAIRS [56]

В другом проекте, Kilopower [57–59], рассматривается ядерная энергоустановка с электрической мощностью 1 кВт, показанная на рис. 21. Компактный ядерный реактор Kilopower создаётся для обеспечения потребностей колонистов, которые будут работать на исследовательских базах Марса.

Реактор Kilopower с высокообогащённым уран-молибденовым топливом тепловой мощностью 13 кВт охлаждается 18 натриевыми тепловыми трубами, передающими тепло на термоэлектрические преобразователи. Температура топлива 1200 К, температура в зоне конденсации тепловых труб 1100 К. Системный КПД 8 % при температуре горячих спаев 1050 К, а холодных

спаев 525 К. Тот же реактор в комплекте с двигателями Стирлинга в качестве преобразователей произведёт 3 кВт электричества, используя 8 преобразователей мощностью 400 Вт каждый. Системный КПД составляет 23 % при температуре на горячем конце 950 К, а на холодном – 475 К. Тепло сбрасывается холодильником-излучателем с водяными тепловыми трубами, изготовленными из титана. В конце 2017 – начале 2018 проведены наземные испытания реактора с 8 преобразователями Стирлинга мощностью по 125 Вт. Рассматриваются варианты реактора с электрической мощностью до 10 кВт.

По расчетам NASA, первому поселению на Марсе достаточно всего пяти микрореакторов по 50 кВт, чтобы продержаться до прибытия следующего корабля с припасами.

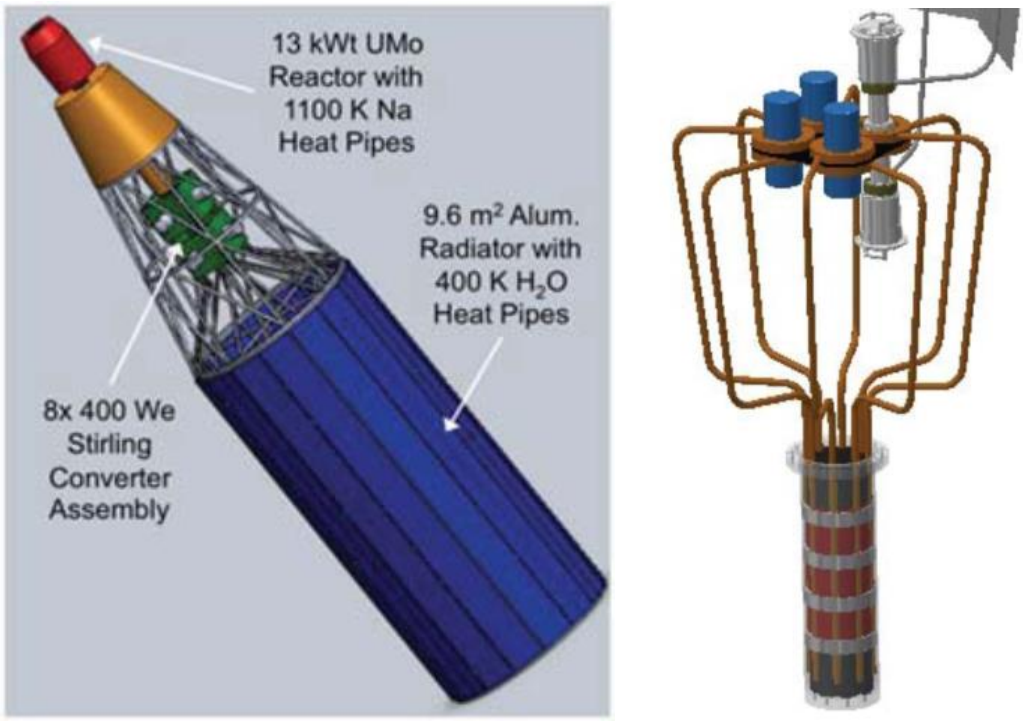


Рис. 21. Проект реактора Kilopower [57]

Проект Kilopower, начатый в 2015 году, стоимостью 15 млн. долларов, включал проектирование, создание и тестирование прототипа. К настоящему времени проведены наземные испытания установки с низкообогащенным топливом. Наземный прототип с высокообогащенным топливом отправлен на испытательный полигон в Неваде. В дальнейших планах США – не более чем за 10 лет провести испытания в условиях, моделирующих условия на Марсе, и летные испытания.

Ещё один амбициозный проект США, предназначенный для исследования дальнего космоса, предполагает доставку подводной лодки на спутник Сатурна – Титан для исследования гидрологического цикла Титана и исследования условий, возможно, пригодных для зарождения жизни [60, 61]. Обнаруженные 2006 году радарами зонда Кассини углеводородные моря в северной околополярной области Титана были нанесены на карту в 2013 г. Предполагаемая дата посадки приблизительно 2047 год (следующий летний период Титана).

В России, в ГНЦ РФ – ФЭИ, в 2017 году, разработан концептуальный проект автономной реакторной установки малой мощности с термофотоэлектрическим преобразованием энергии [63]. Тепловая мощность установки 100–120 кВ, электрическая – не менее 10–12 кВт. Передача тепла от активной зоны к преобразователям энергии осуществляется высокотемпературными литиевыми тепловыми трубами. Температура в зоне испарения тепловых труб 1500 К. Конструкционный материал тепловых труб и оболочек тепловыделяющих элементов – молибден. В зоне конденсации тепловых труб тепло излучается на термофотоэлементы, которые должны иметь температуру не более 50 °С. Они охлаждаются низкотемпературными тепловыми трубами с фреоном, отводящими тепло к воздушным теплообменникам с естественной циркуляцией атмосферного воздуха. Установка предназначается, преимущественно, для арктических регионов. Теплофизические аспекты этого проекта представлены в отдельном докладе.

Заключение

Приведённый в докладе, далеко не полный обзор возможных применений тепловых труб в атомной энергетике, показывает весьма широкие возможности использования этих теплопередающих устройств. Особенно эффективным представляется их применение в энергоустановках малой и сверхмалой мощности, поскольку удельные затраты обычных установок с циркулирующими теплоносителями здесь особенно велики.

Анализ патентных и научно-технических материалов, свидетельствует о том, что в мире ведутся активные исследования в области разработки реакторов, охлаждаемых тепловыми трубами.

В настоящее время в США уже создан и испытывается наземный прототип космического аппарата для полетов на Марс с реактором мощностью 10 КВт, охлаждаемым тепловыми трубами.

В ближайшем десятилетии следует ожидать появления ядерных реакторов пятого поколения, не требующих применения каких-либо механизмов и машин, а также затрат механической и электрической энергии на циркуляцию теплоносителя. Уже сейчас существуют разработки реакторов с тепловой мощностью в десятки мегаватт, охлаждаемых тепловыми трубами. Это достаточно широкая ниша в атомной энергетике. По мере накопления практического опыта эта ниша может расширяться в сторону более высоких мощностей.

Список литературы

1. Дан П.Д., Рей Д.А. Тепловые трубы. Пер. с англ.: – М.: Энергия, 1979. – 272 с.
2. Ивановский М.Н., Сорокин В.П., Ягодкин И.В. Физические основы тепловых труб. – М.: Атомиздат, 1978. – 256 с.
3. Fowler T. A Description of the Patent Thermosiphon with Some Modes of Applying it to Horticultural and Other Useful and Important Purposes. London: Longman, Orme, Brown, GreenandLongmans, 1829. 40 p. (цит. по Шилов В.В. Уравновешенная троичная система счисления и Томас Фаулер // Виртуальный компьютерный музей, 2009. – URL:http://www.computer-museum.ru/precomp/fauler.htm, дата обращения: 28.04.2018).
4. Mr. Fowler Of Devonshire¢s Mode of Heating by Hot Water // The Gardener¢s Magazine. – 1831. – V. VII. – P. 376 – 378. (цит. по Шилов В.В. Уравновешенная троичная система счисления и Томас Фаулер // Виртуальный компьютерный музей, 2009. – URL: http://www.computer-museum.ru/precomp/fauler.htm, дата обращения: 28.04.2018).
5. Пат. 2350348 США, МПК F25D11/02; F28D15/04; H01L23/427. Heat transfer devices / Gaugler R.S.; опубл. 06.06.1944.
6. Пат. US2448261, МПК F25D11/02 Capillary heat transfer device for refrigerating apparatus / Gaugler R.S.; опубл. 31. 08.1948.
7. Grover G.M, Cotter T.R., Erickson G.F. Structures of Very High Thermal Conductivity // J. Apl. Physics. – 1964. –V. 35. – P. 1190–1191.
8. Пат. US3229759, МПК F28D15/04, G21C15/02, G21C15/257. Evaporation-condensation heat transfer device / Grover G.M.; опубл. 02.12.1966.
9. Пат. GB785886,МПК F22D1/26; G11B15/26; G11B15/29; G11B15/44; G11B15/50; G21C15/02; G21C15/257; G21D5/08. Improvements in or relating to Nuclear Reactors / Ritz H.L.; опубл. 06.11.1957.
10. Пат. FR1362881, МПК G21C1/00; G21C1/08; G21C1/32; G21C15/02; G21C15/243. Réacteur-nucléaire à réfrigérant vaporizable / Заявитель: Atomic Energy Authority; опубл. 05.06.1964.
11. Пат. BE673462, МПК G21C15/257; G21D7/04. Système de refroidissement pour réacteursnucléaires / Bohdansky J., Busse C-A., Grover G.M. опубл. 08.06.1966.
12. Busse C.A. Performance Studies on Heat Pipes // Proc. Int. Conf. on Thermoionic Electrical Power Generation. London. – 1965.
13. Термоэмиссионное преобразование энергии / Сб. статей под ред. Д.В. Каретникова, Р.Я. Кучерова, И.С. Мосевицкого. Перев с англ. – М.: Атомиздат, 1971. – 303 с.
14. Бюссе К. Исследования тепловых трубок в Европе / В сб. статей «Термоэмиссионное преобразование энергии» под ред. Д.В. Каретникова, Р.Я. Кучерова, И.С. Мосевицкого. Перев. с англ. – М.: Атомиздат, 1971. – С. 206–216.
15. Бюссе К., Гейгер Ф., Штруб Х., Петцшке М. Высокотемпературные литиевые тепловые трубы / В сб. статей «Термоэмиссионное преобразование энергии» под ред.

Д.В. Каретникова, Р.Я. Кучерова, И.С. Мосевицкого. Перев. с англ. – М.: Атомиздат, 1971. – С. 221–228.
16. Deverall .E. et al. Orbital Heat Pipe Experiment // LA-3714. – 1967.
17. Deverall J.E., Kemme E. Satellite heat pipe. // USAEC Report LA-3278. Los Alamos Scient. Lab. Univ. of Calif. – 1970.
18. Гровер Г., Кеми Дж., Кедди Е. Успехи в технологии тепловых трубок / В сб. статей «Термоэмиссионное преобразование энергии» под ред. Д.В. Каретникова, Р.Я. Кучерова, И.С. Мосевицкого. Перев. с англ. – М.: Атомиздат, 1971. – С. 217–221.
19. Wyatt T. A controllable heat pipe experiment for the SE-4 satellite / JHU Tech. Memo APL-SDO-1134, AD 695433. Jons Hopkins Univ., Appl. Phys. Lab. – 1965.
20. Feldman K.T., Witing G.H. The heat pipe and its potentialities / Engrs. Dig. – 1967. – V. 28. – Issue 3. – P. 86.
21. Eastman G.Y. The heat pipe // Scient. American. – 1968. – V. 218. – N 5. – P. 38–46.
22. Feldman K.T., Witing G.H. Aplications of the heat pipe // Mech. Engng. – 1968. – V. 90. – N 11. – P. 48–53.
23. Cotter T.P. Theory of Heat Pipe // USAEC Report LA-3246-MS. – Los Alamos, 1965.
24. Cheung H. A Critical Review of Heat Pipe Theory and Application // UCRL-50453. – 1968.
25. Chisholm D. The heat pipe – London: Mills and Boom Ltd. – 1970.
26. McKechhlie J. The heat pipe: a list of pertinent references. – Appl. Heat S.R. BIB. East Kilbride: Nat. Engineering Lab. – 1972. – P. 2–12.
27. Субботин В.И, Ивановский М.Н. и др. Исследования тепломассопереноса в тепловой трубе с натриевым теплоносителем // ТВТ. – 1970. – Т. 8. – № 2. – С. 319.
28. Subbotin V.I., Ivanovskii M.N., Sorokin V.P. и др. Investigation of proses in liquid metal heat pipes with complex wick at low vapor tressure / Proc. Int. Heat Pipes Conf. Stuttgard, FRG, 1973.
29. Заявка нав ыдачу патента US2016012924 МПК G21C15/257 Mcclure P.R., Dixon D.D., Poston D.I., Mason L. Gibson M. Electric Fission Reactor for Space Applications 2016-01-14.
30. El-Genk M.S., Palomino L.M., Schriener T.M. Modular (SLIMM-1.2) reactor // Nuclear Engineering and Design. – 2017. – V. 316. – P. 163–185.
31. El-Genk M.S., Tournier J-M.E. "SAIRS" – Scalable AMTEC Integrated Reactor Space Power System // Progress in Nuclear Energy. – 2004. – V. 45. – N 1. – P. 25–59.
32. Пат. BE684946, МПК G21C15/02; G21C3/322. Reacteurnucleaireheterogene / Fiebelmann P. опубл. 16.01.1967.
33. Пат. GB1149946, МПК G21C15/02; G21C3/322. Nuclear reactor / Fiebelmann P. опубл. 23.04.1969.
34. Пат. GB1220554,МПК G21C15/257; G21D5/02; G21D7/04, Nuclear Power Plant For A Space Station / Fiebelmann P., Buzzi N.H. опубл. 27.01.1971.
35. Пат. US4851183, МПК G21C11/06; G21C13/00; G21C15/257; G21C7/26; G21C7/28; G21C9/02. Underground nuclear power station using self-regulating heat-pipe controlled reactors / Hampel V.E. опубл. 25.07.1989.
36. Заявка US2016027536, МПК G21C1/02, G21C15/257, Y02E30/34. Mobile Heat Pipe Cooled Fast Reactor System / Ray M.P., Duff D.D., Irvin P.D. и др. опубл. 28.01.16.
37. Логинов Н.И. Опыт разработки экспериментальной реакторной установки, охлаждаемой испаряющимся жидким металлом // Докл. на Конференции МАГАТЭ по быстрым реакторам и соответствующим топливным циклам. – Екатеринбург, 26 – 29 июня 2017. – 9 с.
38. Пат. US4560533, МПК F28D15/02; F28D7/06; G21C1/03; G21C15/257; G21D5/08. Fast reactor power plant design having heat pipe heat exchanger / Huebotter P.R, Mclennan G.A. опубл. 24.12.1985.
39. Sabharwall P., Gunnerson F. Engineering design elements of a two-phase thermosyphon for the purpose of transferring NGNP thermal energy to a hydrogen plant // Nuclear Engineering and Design. – 2009. – V. 239. – P. 2293–2301.
40. Заявка DE2447176 МПК G21D9/00; G21H3/00. Fission products sandwiched between flat heat pipes – provide heat source for desalting seawater without circulating pumps / Wenk E. опубл. 15.04.1976.
41. Loginov N., Mikheyev A. On Concept of Heat-Pipe Emergency Cooling System for Fast Sodium Fission Reactors // Proc. of the 12th Int. Heat Pipe Conference. – May 19 – 24, 2002, Moscow – Kostroma – Moscow. – P. 444–447.

42. Заявка JP20110123454, МПК F28D15/02; G21C15/18; G21C15/257. Heat Transport Apparatus, and Cooling Device of Reactor Containment Vessel / Abe S., Koyama Y., опубл. 20.12.2012.
43. Пат. JP2015183952, МПК F28D15/02; G21C19/07; G21D3/04.Heat Transfer Device / Katsuki Ryoji; Shioyama Tsutomu; Iwaki Chikako; Yanagisawa Naomichi. опубл. 22.10.2015.
44. Пат. JP2012230079, МПК G21C19/07; G21D1/00. Nuclear power plant, fuel pool water cooling apparatus, and fuel pool water cooling method / Nanba Koji; Otsuka Masaya; Fujimura Koji, опубл. 22.11.2012.
45. Пат. CN202855320, МПК F28D15/02; G21C15/257. Heat pipe cooling device for spent fuel water tank of pressurized-water nuclear power / Wei Chuanqing, Wu Tong, Li Junfeng, Zhang Wenjun, Shuai Jianyun, Xiang Wenyuan, Lv Yonghong, Zhang Shoujie, опубл. 03.04.2013.
46. Пат РФ 2129740, МПК G21D 5/00, G21D 7/00, H01J 45/00 G21D 5/04. Космическая ядерная установка / Евтихин В.А., Чуманов А.Н., опубл. 27.04.1999.
47. Пат. РФ 2159479,МПКH01J 45/00, G21C 3/40, G21D 7/04. Термоэмиссионный ядерный реактор / Болл Р.М., Мэдэрэс Дж., опубл. 20.11.2000.
48. Пат. РФ 2187156, G21C 3/40, G21D 7/04, H01J 45/00. Термоэмиссионный электрогенерирующий модуль для активной зоны ядерного реактора с вынесенной термоэмиссионной системой преобразования тепловой энергии в электрическую (варианты) / Ярыгин В.И., Купцов Г.А., Ионкин В.И. и др., опубл. 10.08.2002.
49. Пат. US3931532, МПК G21D7/04; G21H1/10. Thermoelectric power system / Byrd A.W., опубл. 06.01.1976.
50. Заявка EP1748448, МПК B64G1/40; G21D5/02; G21D7/04. Space propulsion nuclear device / Cinotti L., Negrini A., опубл. 31.01.2007.
51. Пат. РФ 2173897, МПК G21D 7/04, H01J 45/00, G21C 15/247. Жидкометаллическаясистемаохлаждения / Юдицкий В.Д.,Синявский В.В., опубл. 20.09.2001.
52. Пат. РФ 2213312, МПК F28D 15/02. Жидкометаллическая система охлаждения / Юдицкий В.Д., Попов А.Н., Попова Е.Л., Соболев В.Я., Синявский В.В., опубл. 27.09.2003.
53. Пат. РФ 2507635, МПК H01L 35/02, G21D 7/04. Преобразователь энергии / Чэн-И Лу, опубл. 20.02.2014.
54. Гулевич А.В., Зродников А.В., Иванов Е.А. и др. Применение ядерных фононных ракет для исследования дальнего космоса // Известия ВУЗов: Ядерная энергетика. – 2002. – № 2. – С. 54 – 62.
55. El-Genk M. S., Tournier J-M.E. Reliable and safe thermal coupling of generation-IV VHTR to a hydrogen fuel production complex // Thermal science and Engineering Progress. – 2017. – V. 3. – P. 164–170.
56. El-Genk M.S. Review Deployment history and design considerations for space reactor power systems // Acta Astronautica. – 2009. – V. 64. – P. 833–849.
57. Gibson M.A., Oleson S.R., Poston D.I., McClure P. NASA's Kilopower Reactor Development and the Path to Higher Power Missions // NASA/TM-2017-219467
58. Rucker M.A., et al. Solar Versus FissionSurface Power for Mars – AIAA 2016–5452. – 2016.
59. Gibson M.A.; Oleson S.R.; Poston D.I.; McClure P. Kilopower: Small and Affordable Fission Power Systems for Space // Архив НАСА Document ID: 20180000691. Эл. ресурс https://ntrs.nasa.gov/archive/nasa/casi.ntrs.nasa.gov/20180000691.pdf
60. Oleson S.R. et al. Kuiper Belt Object Orbiter Using Advanced Radioisotope Power Sources and Electric Propulsion // Proceedings of Nuclear and Emerging Technologies for Space. – 2011. – NETS 2011−3487.
61. Oleson S.R. Titan Submarine: Exploring The Depths of Kraken Mare / https://ntrs.nasa.gov/search.jsp?R=20150023026 / American Institute of Aeronautics and Astronautics.
62. Пат. РФ 2650885. МПК G21C1/02. Ядерный реактор с прямым преобразованием энергии за пределами активной зоны / Логинов Н.И., Пышко А.П., Михеев А.С., Денежкин И.А., опубл. 18.04.2018.

Теплофизические аспекты проекта РИФМА

Логинов Н. И., Верещагина Т. Н.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, loginov@ippe.ru

Аннотация

Приводится описание концептуального проекта электрогенерирующей установки с атомным реактором, с прямым преобразованием тепловой энергии в электрическую за пределами активной зоны, охлаждаемой тепловыми трубами. Проект относится к установкам сверхмалой мощности: тепловая мощность от 100 до 1000 кВт, электрическая – от 10 до 100 кВт. Установка предназначается для объектов, удалённых от централизованного электроснабжения, в частности расположенных в Арктике. Преобразование тепловой энергии в электрическую осуществляется с помощью термофотоэлектрических преобразователей, работающих в инфракрасной области спектра. Активная зона реактора выполнена в виде независимых модулей, содержащих тепловыделяющие элементы, тепловые трубы и преобразователи энергии. Тепло передаётся от активной зоны реактора к преобразователям энергии высокотемпературными тепловыми трубами. Температура зоны конденсации тепловых труб, являющейся излучателем, составляет 1200 °С. В докладе рассматриваются теплофизические задачи, которые приходилось решать при разработке проекта.

Ключевые слова: атомный реактор, активная зона, модуль, тепловыделяющий элемент, тепловая труба, термофотоэлектрический преобразователь, тугоплавкие металлы, литий.

Введение

Автономные ядерные электрогенерирующие установки малой мощности (от единиц до сотен киловатт) представляют существенный интерес для электроснабжения удалённых от централизованных сетей объектов гражданского и военного назначения. Происходящая в настоящее время очистка арктического побережья России от «мусора» показывает насколько неприемлемо использование в этих районах дизель-генераторов.

Привлекательно использовать здесь известные полностью автономные космические ядерные установки БУК и ТОПАЗ с прямым преобразованием тепловой энергии в электрическую, но у них низкий КПД (до 7 %) и большие тепловые выбросы, ухудшающие экологическую обстановку. Разрабатываемые сейчас термоэмиссионные электрогенерирующие каналы могут обеспечить КПД преобразования 10–15 % при температуре эмиттера около 1600 °С. Машинные способы преобразования (циклы Ренкина, Брайтона, Стирлинга) обеспечивают более высокий КПД, но требуют обслуживания. Известно, что удельные технико-экономические характеристики установок малой мощности существенно хуже, чем у крупных установок. Поэтому требуются новые технические решения, не только удовлетворяющие потребности в электроэнергии, но и приемлемые экономически, обеспечивающие пассивную безопасность, не требующие обслуживания.

В ГНЦ РФ – ФЭИ [1] разработана концепция атомной энергетической установки сверхмалой мощности новоготипа – проект РИФМА. Это Реактор Испарительный Фотоэлектрический Малой мощности Автономный, бассейнового типа, с электрической мощностью не менее 10 кВт, при тепловой мощности до 100 кВт. Он рассчитан на использование в зоне вечной мерзлоты – температура шахты реактора на границе с грунтом не выше нуля градусов.Срок службы без перегрузки активной зоны – до десяти лет. Другой вариант установки РИФМА рассчитан на электрическую мощность 100 кВт. Рассматривается вариант с электрической мощностью до 1 МВт. Основные новшества проекта РИФМА:

– Испарительное охлаждение активной зоны с помощью высокотемпературных литиевых тепловых труб.

– Фотоэлектрическое преобразование энергии.

– Модульная конструкция активной зоны и преобразователей энергии.

– Полностью пассивная система охлаждения активной зоны, как в номинальном, так и в аварийном режиме работы.

– Полностью пассивная система отвода неиспользованного тепла низкотемпературными тепловыми трубами.

Идея охлаждения атомных реакторов с помощью тепловых труб высказана давно [2, 3]. Однако о реализации таких идей не было известно до конца двадцатого столетия. В Физико-энергетическом институте исследования и разработки тепловых труб интенсивно проводились с 1968 года. Основные результаты изложены в [4, 5]. В 1988–1997 годах был разработан технический проект экспериментальной реакторной установки, охлаждаемой по принципу тепловой трубы, и выполнен обширный объём исследований на электрообогреваемых теплофизических моделях [6]. Но эта работа не была доведена до конца. Один из недостатков проекта [6] состоит в том, что активная зона представляла собой одну паровую камеру и в случае её разгерметизации вся активная зона выходила бы из строя. Было ясно, что нужно разбить активную зону на отдельные автономные модули.

В работе [7] описана космическая атомная энергетическая установка SAIRS с прямым преобразованием тепловой энергии в электрическую, активная зона которой выполнена в виде отдельных модулей. Каждый модуль представляет собой тепловую трубу и три тепловыделяющих элемента, припаянных к ней. При разгерметизации одной или нескольких тепловых труб установка сохраняет работоспособность.

Одно из полезных свойств тепловых труб состоит в том, что они работают без энергоснабжения и каких-либо механизмов. В охлаждаемых тепловыми трубами реакторных установках с прямым преобразованием тепловой энергии в электрическую нет движущихся частей, кроме органов управления мощностью реактора. Для передачи тепла тепловыми трубами требуется в десятки раз меньше теплоносителя, чем в традиционных циркуляционных системах. В то же время передача тепла происходит практически в изотермических условиях, то есть температура потребителя тепла может быть увеличена почти до температуры источника, и при этом отсутствуют термомеханические напряжения в элементах активной зоны.

Солнечные батареи с фотоэлементами на основе кремния уже широко используются и обеспечивают КПД 15 % и более. Более сложные многопереходные фотоэлементы, используемые, в частности, на международной космической станции, имеют КПД 20–30 %, а в лабораторных образцах достигнуты значения КПД 40–45 % [8]. Разработаны и производятся за рубежом фотоэлементы, эффективно работающие в инфракрасной области спектра. Эти элементы получили название термофотоэлектрических или термофотовольтаических. По литературным данным [9] такие элементы на основе GaSb позволяют получить системный КПД около 20 % при работе с искусственными излучателями с температурой около 1500 К. Но рабочая температура термофотоэлементов должна быть не выше 60 °С, а, желательно, не выше 50 °С, так как КПД этих преобразователей снижается с ростом температуры. Поэтому их охлаждение нужно производить при малой разности температуры между элементом и конечным поглотителем тепла.

Таким образом, в проекте РИФМА имеют место две главные теплофизические задачи: отвод тепла от высокотемпературной (1200 °С) активной зоны и сброс неиспользованного тепла при низкой температуре (50 °С). Кроме того, необходимо свести к минимуму утечки тепла из активной зоны в воду. Эти задачи и рассматриваются в докладе.

Облик установки РИФМА

Основу установки РИФМА составляет атомный реактор с тепловым спектром нейтронов. Цилиндрический корпус реактора диаметром около 2,5 м и высотой около 8 м заполнен водой. Активная зона реактора погружена в воду на расстояние от дна около 1 м. Активная зона снабжена твёрдым (бериллиевым) замедлителем нейтронов с вертикальными отверстиями, в которых расположены модули, содержащие тепловыделяющие элементы и тепловые трубы. В зазорах между модулями и твёрдым замедлителем находится вода, выполняющая также функцию замедлителя и, кроме того, функцию теплоносителя, охлаждающего твёрдый замедлитель. Поперечное сечение активной зоны показано на рис. 1.

Активная зона содержит 37 модулей. Внешний диаметр корпуса модуля около 60 мм. Внутри корпуса расположена тепловая труба, выполненная из тугоплавкого металла, например, ниобиевого сплава. Внутри тепловой трубы расположены 7 тепловыделяющих элементов (твэл) Оболочка каждого твэла и внутренняя поверхность тепловой трубы снабжена капиллярной структурой – фитилём, заполненным литием. Тепловая труба имеет длину более 3 метров. Её верхняя часть – зона конденсации паров лития – является излучателем и окружена сборкой термофотоэлектрических преобразователей. Преобразователи расположены на внутренней поверхности корпуса модуля, охлаждаемого снаружи водой.

Выполнены нейтронно-физические расчёты 8 вариантов активной зоны реактора, но во всех вариантах использовалась одна и таже концепция, а именно: тепловой спектр нейтронов, низкообогащённое топливо, активная зона компонуется из отдельных, независимых друг от друга модулей, содержащих тепловые трубы, тепловыделяющие элементы и термофотопреобразователи. Система отвода неиспользованного тепла рассматривалась в двух вариантах: общая для всех модулей и автономная для каждого модуля.

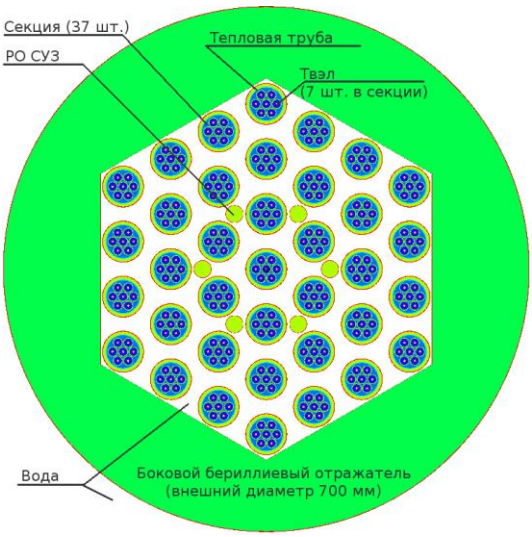


Рис. 1. Поперечное сечение активной зоны

Охлаждение модулей активной зоны

Первый вариант установки рассчитан на тепловую мощность 100 кВт. Топливо – диоксид урана с обогащением 19,75 %. Активная зона составлена из 37 модулей, в каждом из которых помещено по 7 тепловыделяющих элементов, расположенных внутри тепловой трубы, изготовленной из тугоплавкого металла, например, сплава НбЦУ. Диаметр трубы 46 мм, толщина стенки 1,5 мм. Оболочки тепловыделяющих элементов предполагалось выполнить из молибдена диаметром 13 мм. На наружной поверхности оболочки твэла и на внутренней поверхности тепловой трубы выполнены продольные канавки, представляющие собой капиллярную структуру для лития. Корпус модуля – чехол с наружным диаметром около 60 мм выполнен из циркониевого сплава Э110. В пространстве между тепловой трубой и чехлом помещена экранно-вакуумная изоляция из молибденовой или ниобиевой фольги. Поперечное сечение модуля показано на рис. 2. Высота активной части тепловыделяющих элементов 450–500 мм. В качестве теплоносителя тепловой трубы использован литий.

При тепловой мощности установки 100 кВт в модуле выделяется всего 2,7 кВт, а мощность одного тепловыделяющего элемента составляет всего 386 Вт. Радиальные тепловые потоки и перепады температуры во всех элементах модуля очень малы и не представляют теплофизических проблем. Проходное сечение для пара в тепловой трубе таково, что осевой удельный тепловой поток всего 2 кВт/см^2. Для литиевой тепловой трубы с рабочей температурой 1500 К это примерно на порядок величины меньше звукового предела мощности, переносимой тепловой трубой. Скорость пара также мала и нет опасности уноса жидкого теплоносителя с поверхности канавочной капиллярной структуры встречным потоком пара. Выше активной зоны тепловая труба может быть сужена до диаметра около 14 мм, при котором проходное сечение для пара ещё вполне достаточно.

Реакторное излучение отрицательно влияет на работоспособность термофотоэлементов, и они должны быть отнесены от центра активной зоны примерно на два метра. Поэтому общая длина тепловой трубы будет более 3 метров.

Кроме семиэлементного модуля, показанного на рис. 2, рассмотрены ещё несколько вариантов исполнения модулей активной зоны. Нейтронно-физические расчёты показали, что центральный тепловыделяющий элемент в семиэлементном модуле не очень эффективен, и от него можно отказаться. На рис. 3 представлена другая конструкция модуля, содержащая только шесть тепловыделяющих элементов. Количество модулей и компоновка активной зоны оста-

лись прежними. Вместо центрального тепловыделяющего элемента помещена тепловая труба. Оболочки тепловыделяющих элементов не имеют капиллярной структуры, что упрощает их конструкцию и повышает надёжность. Тепловая труба и тепловыделяющие элементы заключены в тугоплавкую оболочку, заполненную жидким литием, передающим тепло к тепловой трубе. Число твэлов в модуле может быть различным, оптимальным оказалось четыре.

Во всех вариантах реакторной установки основные теплофизические задачи, перечисленные во введении, одни и те же. Их рассмотрение проведено на примере первого варианта с шестью твэлами.

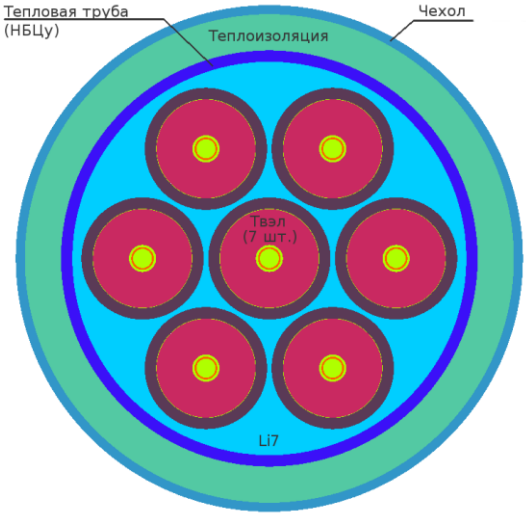


Рис. 2. Первый вариант модуля активной зоны

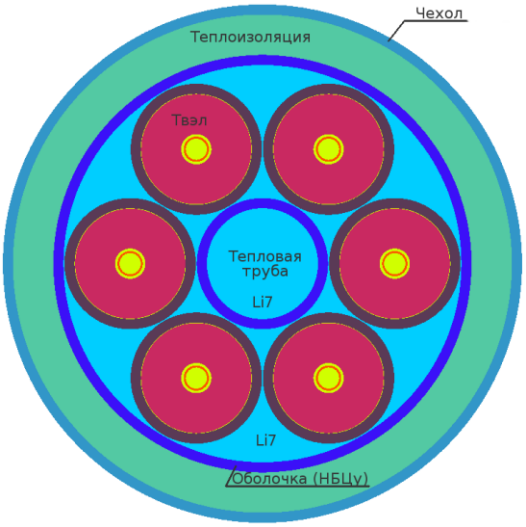


Рис. 3. Шестиэлементный модуль

Теплофизический расчёт модуля с 6-ю тепловыделяющими элементами

Исходные данные для расчёта приведены в таблице.

Расчет температурного поля проводился в среде SolidWorksFlowSimulation. При выполнении расчетов предполагалось, что литий полностью смачивает твэлы и корпус тепловой трубы, то есть имеет место идеальный тепловой контакт между жидкостью и твердым телом. На рис. 4 изображено поле температуры в срединном сечении зоны подвода тепла. Плотность теплового потока на стенке тепловой трубы в зоне подвода тепла составляет 0,147 МВт/м^2. Максимальная температура в топливе – 1255 °С. Таким образом, максимальный перепад температуры между топливом и паром лития в тепловой трубе равен 55 °С. Температура внешней поверхности оболочки – 1228 °С.

Исходные данные для расчета

Параметр	Значение
Количество тепловыделяющих элементов	6
Мощность тепловыделяющего элемента, кВт	0,45
Тепловая мощность модуля, кВт	2,7
Температура пара в тепловой трубе, °С	1200
Топливная композиция UO_2 с обогащением	19,75 %
Объёмное энерговыделение в топливе, МВт/м^3	10,5
Диаметр твэла (D×δ), мм	13×1
Диаметр тепловой трубы (D×δ), мм	13×1
Диаметр оболочки (D×δ), мм	41,5×1
Рабочая жидкость тепловой трубы	Li-7
Жидкость между твэлами	Li-7
Высота активной зоны, мм	450
Конструкционный материал	Сплав МЧВП

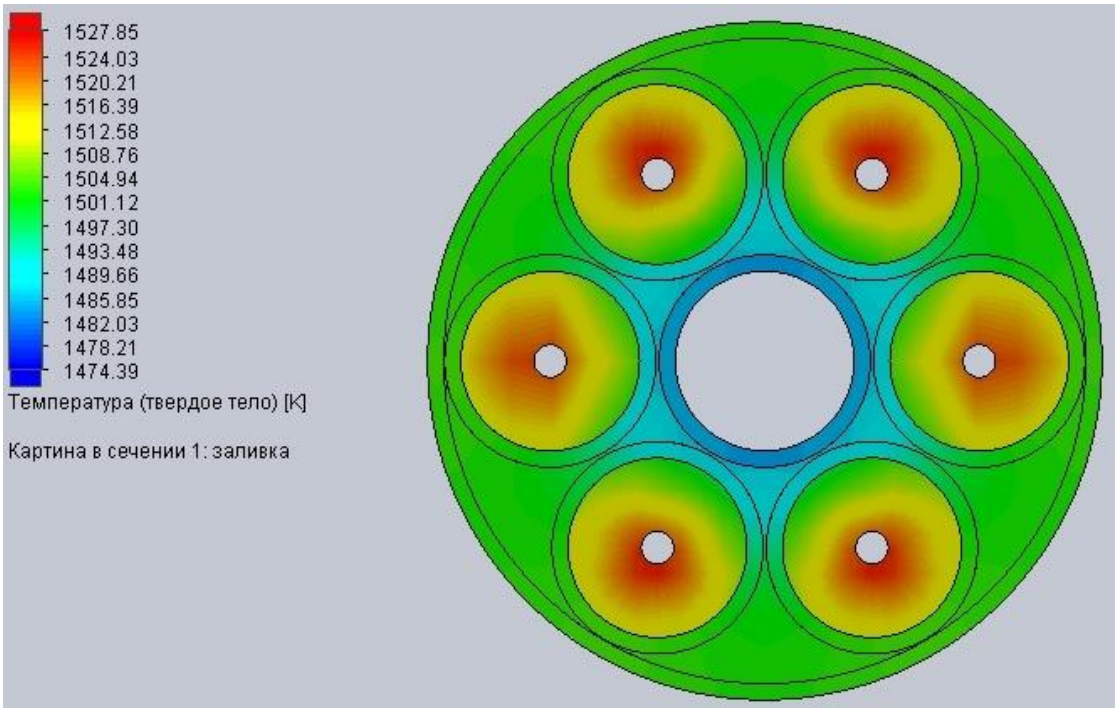


Рис. 4. Поле температуры в среднем сечении модуля

Для снижения потерь тепла с оболочки, внутри которой находятся твэлы, на корпус электрогенерирующего модуля, охлаждаемого водой, используется экранно-вакуумная теплоизоляция. В качестве экранов используются цилиндры, свернутые из ниобиевой фольги толщиной 0,1 мм. Экраны располагаются с шагом 0,4 мм, количество экранов – 9. Дистанционирование экранов осуществляется с помощью выполненных на них пуклевок.

Интегральная степень черноты ниобия ε_{Nb} = 0,19, молибдена ε_{Mo} = 0,166 и полированной нержавеющей стали ε_{steel} = 0,155. Температуры оболочки и охлаждающей корпус воды при расчетах приняты равными 1200 °С и 60 °С. Распределение температуры по экранам, полученное в результате численного решения системы уравнений, приведено на рис. 5. Тепловой поток через экраны по высоте активной зоны составляет 176 Вт. Таким образом, прямые тепловые потери в активной зоне не превышают 7 % мощности, переносимой тепловой трубой. Разумеется, что транспортная зона тепловой трубы длиной около 2 метров также теплоизолирована. Поскольку радиальный кольцевой зазор между тепловой трубой и чехлом модуля значительно больше, чем в активной зоне, то здесь размещается большее число экранов и потери тепла с единицы поверхности транспортной зоны тепловой трубы, соответственно, меньше.

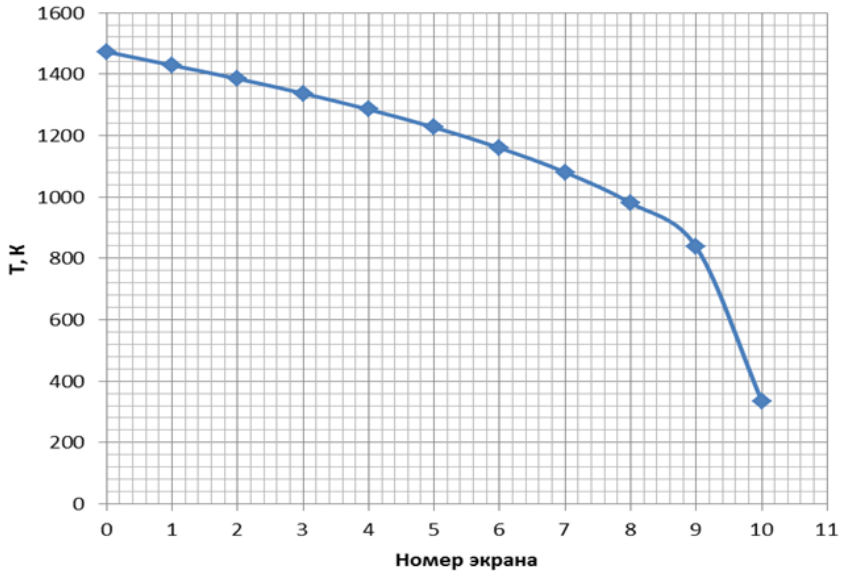


Рис. 6. Распределение температуры в теплоизоляции

Охлаждение преобразователей энергии

В зоне конденсации тепловой трубы тепло излучается на термофотоэлектрические преобразователи, расположенные вокруг неё с радиальным зазором около 5 мм. При температуре 1500 К абсолютно чёрное тело излучает более 28 Вт с квадратного сантиметра. При степени черноты 0,9 тепловой поток будет около 25 Вт/см^2. Чтобы сбросить 2,7 кВт тепла излучатель должен иметь длину около 400 мм при диаметре 20 мм. Для получения указанной степени черноты излучающая часть тепловой трубы должна иметь специальное покрытие. Это может быть карбид кремния SiC или смешанный оксид NiOMgO. При расположении фотопреобразователей на диаметре 30 мм падающий на них тепловой поток будет около 17 Вт/см^2. Современные термофотопреобразователи позволяют получать электрическую мощность 1–2 Вт/см^2. Коэффициент полезного действия этих преобразователей при температуре 1500 К составляет 10–20 %. Даже при наименьшем значении КПД падающий на преобразователи тепловой поток удовлетворит их потребность. Однако, как уже говорилось, температура фотопреобразователей должна быть около 50 °С, а конечным поглотителем тепла должен быть атмосферный воздух.

Эта задача представляется одной из наиболее сложных, поскольку требуется сбрасывать достаточно большое количество тепла при малой разности температур источника и поглотителя. Тепло необходимо сбрасывать пассивными средствами, без применения принудительной циркуляции хладагента. Фотопреобразователи располагаются на медной подложке толщиной около 2 мм, вставленной в корпус модуля из сплава Э110 толщиной 1 мм. При идеальном тепловом контакте перепад температуры на стенке составит 5–7 градусов. Способ отвода тепла от корпуса модуля к конечному поглотителю в настоящее время ещё не выбран.

Заключение

Выполненная концептуальная проработка реакторной установки РИФМА с тепловой мощностью от 100 кВт до 1 МВт представляется реализуемой. При конструкторской разработке конкретного проекта установки потребуется обратить особое внимание на систему сброса неиспользованного тепла. Следует заметить, что эта же система сброса тепла будет использоваться и при аварийном охлаждении установки, когда преобразователи энергии полностью или частично не работают.

Список литературы

1. Патент РФ 2650885, МПК G21C1/02. Ядерный реактор с прямым преобразованием энергии за пределами активной зоны / Логинов Н.И., Пышко А.П., Михеев А.С., Денежкин И.А. 2018.
2. Патент GB785886, МПКF22D1/26, G11B15/26, G21C15/02. Impruvments in orrelating to Nuclear Reactors / Ritz H.L. 1957.
3. Патент GB1149946, МПК G21C15/02, G21C3/322/ Nuclear Reactor / Fiebelmann P. 1969.

4. Ивановский М.Н., Сорокин В.П., Ягодкин И.В. Физические основы тепловых труб. – М.: Атомиздат, 1978.
5. Ивановский М.Н., Сорокин В.П., Чулков Б.А., Ягодкин И.В. Технологические основы тепловых труб. – М.: Атомиздат, 1980.
6. Loginov N.I. Development experience for experimental reactor facility cooled with evaporating liquid metals / Intern. Conf. on Fast Nuclear Reactors and Related Fuel Cycles, FR-17. Yekaterinburg, 2017.
7. El-Genk M.S., Tournier J.-M.E. "SAIRS" – Scalable AMTEC Integrated Reactor Space Power System // Progress in Nuclear Energy. – 2004. – V. 45. – N 1. – P. 25–59.
8. Andreev V.M. An overview of TPV cell technologies // AIP Conference Proceedings. – AIP. – 2003. – V. 653. – N 1. – P. 289–304.
9. Bauer T. Thermophotovoltaics: basic principles and critical aspects of system design // Springer Science & Business Media. – 2011.

Конференции как инструмент сохранения знаний научной школы теплофизики ФЭИ

Верещагина Т. Н.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, vtn@ippe.ru

Аннотация

Представлен обзор теплофизических конференций, проведенных в Физико-энергетическом институте. Приведены статистические данные по количеству и составу участников, по публикациям тезисов и докладов. Показано, что научно-технические конференции помогают решать, по крайней мере, четыре задачи управления знаниями: сохранение существующих знаний, сокращение утраты знаний вследствие ухода специалистов, создание условий для обмена знаниями и повышение степени доступности знаний. Сделан вывод о том, что конференции, являясь составной частью деятельности научной школы, играют важную роль в решении главной задачи управления знаниями — построить мост между теми, кому необходимы знания, и теми, у кого они есть.

Ключевые слова: научная школа, теплофизика, конференции, сохранение знаний.

Введение

За последние 10–15 лет одной из приоритетных задач в деятельности государств – членов МАГАТЭ стала задача управления ядерными знаниями [1]. В основе управления знаниями лежит умение суммировать и упорядочивать свой опыт, определять источники пополнения знаний, упорядочивать знания таким образом, чтобы их можно было использовать впоследствии, желательно многократно.

Основные задачи организации в области управления знаниями, следующие [2]:

- поощрять созидание новых знаний и инноваций;
- снижать издержки создания новых знаний;
- сохранять существующие знания;
- сокращать утрату знаний вследствие ухода специалистов;
- создавать условия для взаимодействия, обмена знаниями в целях совершенствования навыков и компетенций сотрудников;
- повышать производительность – делать знание доступным;
- помогать работникам совершать правильные действия.

Проведение научно-технических конференций является важной составной частью деятельности научной школы. В докладе на примере теплофизических конференций Физико-энергетического института показано, что научно-технические конференции помогают решать, по крайней мере, четыре задачи управления знаниями: сохранение существующих знаний, сокращение утраты знаний вследствие ухода специалистов, создание условий для обмена знаниями и повышение степени доступности знаний.

Источником информации послужили опубликованные в открытой печати отчеты, материалы и сохранившиеся программы теплофизических конференций, проводившихся в ФЭИ с 1955 по 2016 гг. Перечень этих конференций представлен в [3, 4].

Приведенные ниже данные о количестве участников получены из 16 отчетов о конференциях. Данные о количестве докладов, представленных организациям на конференциях, получены из программ и сборников тезисов. До 1990 года в сборниках не указывалась аффилиация авторов, поэтому сведения об участии организаций в конференциях приведены начиная с 1990 года.

В заключение статьи сделан вывод о роли научно-технических конференций в сохранении знаний научной школы теплофизики Физико-энергетического института.

Тематика конференций

Регулярное проведение конференций является важной составной частью деятельности научной школы теплофизики Физико-энергетического института.

Первая «Всесоюзная научно-техническая конференция по использованию жидких металлов в качестве теплоносителей» была проведена в Лаборатории В, правопреемником которой является Физико-энергетический институт, в 1955 году, через год после образования теплотехнического отдела, возглавляемого В.И. Субботиным. С тех пор было проведено еще 40 крупных научно-технических мероприятий с различным статусом: от отраслевого научно-технического семинара до международной конференции.

Первые конференции проводились по отдельным наиболее актуальным в текущий момент проблемам: изучение свойств и освоение технологии жидких металлов (1955, 1962, 1972 гг.); проблемы использования воды как теплоносителя ЯЭУ – кипение, кризис теплообмена, проблемы теплообмена в двухфазных теплоносителях (1970, 1976, 1977 гг.). Были проведены конференции по приборам и методам теплофизических измерений (1980, 1986, 1996 гг.); конференции по теплофизическим исследованиям для космоса (1978, 1984 гг.); по статистическим методам исследования и влиянию отклонений физических параметров на точность расчетов (1983, 1985 гг.). Конференция 1979 года была посвящена тепловым трубам, на конференции 1982 года рассмотрены проблемы гидродинамики и вибрации оборудования ЯЭУ. Во времена перестройки были проведены две конференции, посвященные конверсии – применению имеющихся знаний и технологий в неядерных отраслях промышленности (1991, 1994 гг.). В 2001, 2003 гг. прошли конференции по численным методам расчета – теплогидравлическим кодам. Авария на Чернобыльской АЭС способствовала повышению внимания к вопросам безопасности, которые нашли отражение в тематике 9 теплофизических конференций, проведенных после 1990 года. С 2010 по 2016 гг. конференции проводились ежегодно, и тематика каждой из них включала практически весь спектр вопросов, касающихся проблем теплофизики и безопасности ЯЭУ, независимо от типа теплоносителя и назначения реакторных установок. На рис. 1 показано количество конференций, проведенных по различным тематикам.

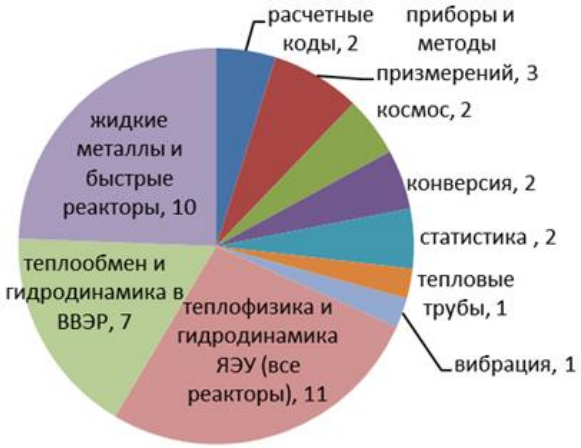


Рис. 1. Тематика конференций, отражающая направления исследований научной школы теплофизики

На диаграмме видно, что тематика большей части конференций охватывала вопросы теплофизики и гидродинамики применительно ко всем типам реакторов (11 конференций). Немного меньше, 10 конференций, были посвящены проблемам освоения и использования жидких металлов в качестве теплоносителей ЯЭУ и теплофизическим проблемам реакторов на быстрых нейтронах. Шесть конференций были посвящены теплофизическим проблемам водо-водяных реакторов. Количество конференций по каждому из остальных узкоспециальных вопросов невелико.

Труды конференций — результат формализации и сохранения знаний

Большая часть знаний, являясь продуктом личного опыта специалиста, отражает его навыки, убеждения, моральные ценности и взгляды. Такие знания называют неявными или неформализованными, они неотделимы от человека – носителя знаний, «хранятся в головах» работников [1, 2]. Одной из подзадач сохранения существующих знаний является их формализация, то есть перенос неявных знаний на материальный носитель. Решению этой задачи способствует публикация материалов конференций, поскольку одна из задач конференции – это издание сборников докладов и тезисов, то есть, по существу, формализация знаний. Собственно,

организаторы конференции только издают, то есть сохраняют и делают доступными эти знания, а формализацией знаний занимаются авторы докладов в процессе подготовки докладов и тезисов. Естественно, каждый автор стремится представить в докладе свои наиболее значимые и актуальные научные результаты. Поскольку труды конференций издаются достаточно оперативно, то в результате на материальных носителях сохраняются актуальные результаты исследований по тематике конференции.

Не все материалы теплофизических конференций ФЭИ опубликованы в открытой печати. Из тех, что были опубликованы, автору удалось найти 21 сборник докладов, 21 сборник тезисов и 14 программ конференций. Выходные данные использованных трудов конференций приведены в Приложении. До 2005 года издавались или только доклады, или только тезисы. В сборниках докладов, в связи с ограничением объема, часто содержатся только избранные статьи. С 2007 года издавались и тезисы, и доклады, причем сборники докладов выпускались также в электронном виде на компакт-дисках. Все эти материалы имеют ценность в качестве источника явных (формализованных) знаний для специалистов, работающих в соответствующих областях. Этот материал дает представление не только о сегодняшнем состоянии исследований, но и об их развитии более чем за 60 лет.

В сборниках, изданных по результатам конференций, содержится 1155 докладов и 1747 тезисов. Общий объем изданных сборников составляет более 15 тысяч страниц (10731 страницы в сборниках докладов и 4303 страниц в сборниках тезисов, см. таблицу в Приложении). На рис. 2 приведено количество опубликованных в открытой печати докладов и тезисов докладов, и на рис. 3 – их объем. Материалы сохранившихся программ конференций позволяют сказать, что в период с 1990 по 2016 год на конференциях заслушивалось от 48 до 130 докладов.

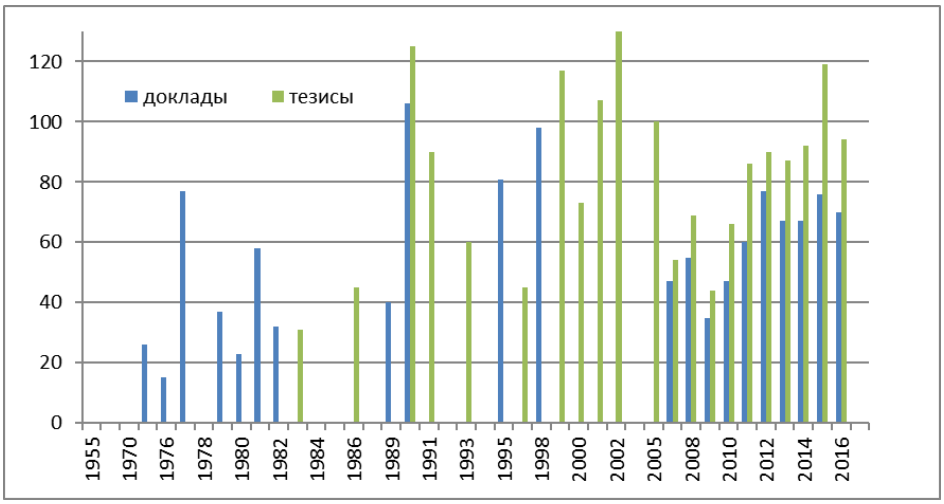


Рис. 2. Количество опубликованных докладов и тезисов конференций

Рекорд по количеству сделанных докладов и опубликованных тезисов принадлежит Российской межотраслевой конференции «Тепломассоперенос и свойства жидких металлов» 2002 года, на которой было заслушано 130 докладов.

Наибольший объем имеет трёхтомный сборник трудов Международной конференции по теплофизическим аспектам безопасности ВВЭР 1998 года, содержащий 106 докладов общим объемом 915 страниц.

По материалам конференций можно проследить представительство отдельных организаций[1]. Так, большая часть статей (56,8 %) в сборниках (докладов или тезисов) всех конференций, представлена от ФЭИ, что естественно для принимающей стороны.

Представляет интерес доля работ ФЭИ по отдельным тематикам конференций. Так, среднее количество статей с участием работников ФЭИ на конференциях, посвященных водоохлаждаемым реакторам (см. рис. 4), составляет около 43 % (с учетом сборника 1976 года, состоящего, по не известной автору причине, исключительно из докладов ФЭИ). В трудах конференций по тематике жидких металлов и теплофизическим проблемам реакторов на быстрых

[1] Здесь и далее доклад считаем представленным от организации, если хотя бы один из авторов указал ее в качестве своего места работы.

нейтронах доля ФЭИ заметно выше и составляет почти 70 % (67,7 %) (рис. 5). Действительно, на всех конференциях по этой тематике (кроме конференции 2002 года, принявшей рекордное число гостей) доля докладов ФЭИ выше 60 %. Доля авторов ФЭИ в конференциях с тематикой, охватывающей все виды реакторов, ожидаемо оказалась средней между предыдущими величинами и составляет 50 % (рис. 6).

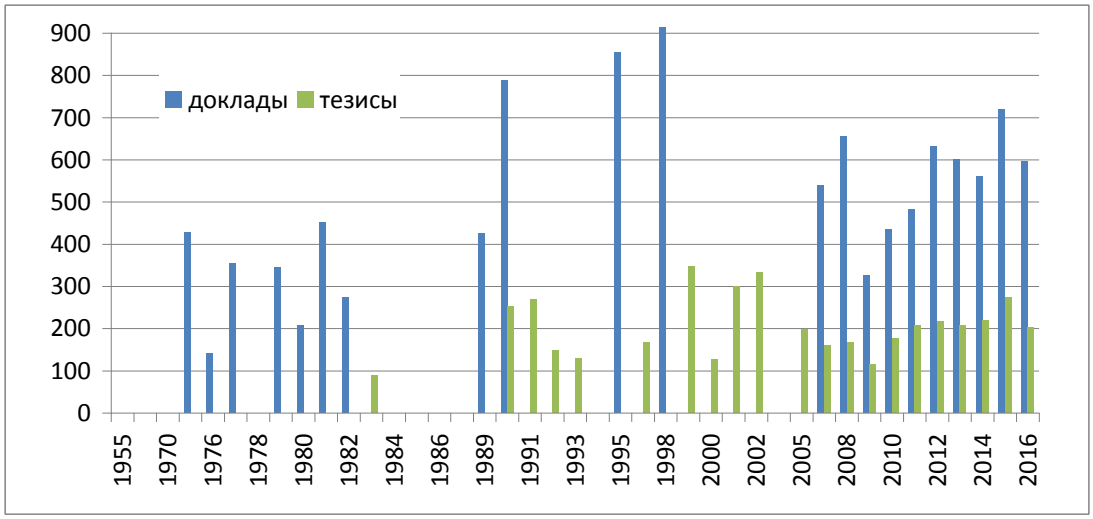


Рис. 3. Объем сборников трудов конференций (в страницах)

Приведенные данные свидетельствуют о том, что компетенции работников ФЭИ в области теплофизики жидкометаллических теплоносителей и реакторов на быстрых нейтронах заметно выше, чем в области водоохлаждаемых реакторов. Этот результат закономерен, поскольку именно ФЭИ принадлежит заслуга освоения жидких металлов в качестве теплоносителей ЯЭУ. Разработки реакторов на быстрых нейтронах также велись в основном в ФЭИ. Если посмотреть на рис. 5 более внимательно, то можно увидеть общую тенденцию к снижению доли докладов ФЭИ, что говорит о расширении числа организаций, проводящих работы в области теплофизических исследований свойств жидких металлов и реакторов с жидкометаллическими теплоносителями.

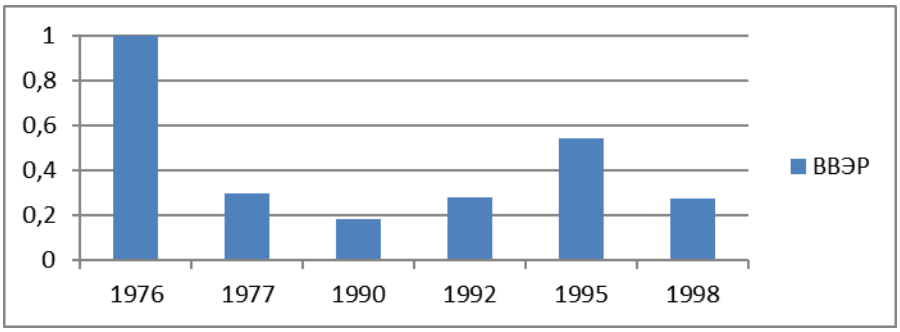


Рис. 4. Доля статей ФЭИ в трудах конференций по тематике водо-водяных реакторов

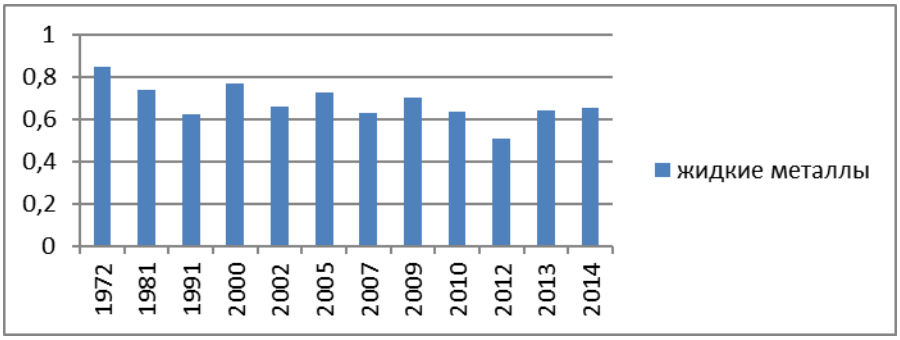


Рис. 5. Доля докладов ФЭИ в трудах по тематике «Жидкие металлы и быстрые реакторы»

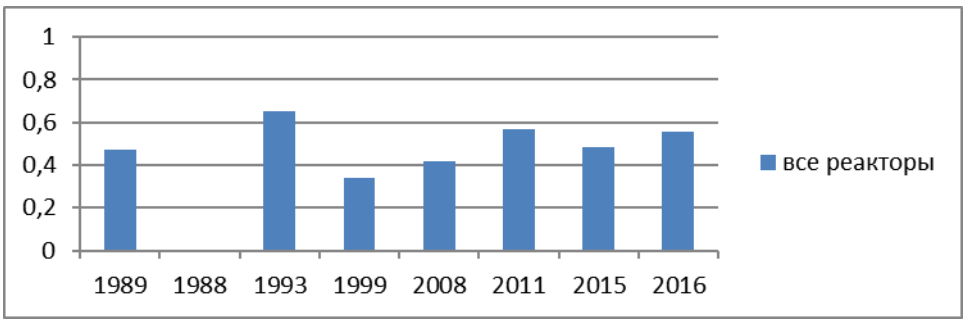


Рис. 6. Доля статей ФЭИ в трудах конференций по тематике «Все реакторы»

Таким образом, общим вкладом проведенных конференций в решение задачи формализации и сохранения знаний стала публикация более тысячи докладов общим объемом почти 15000 страниц. Результаты работы членов научной школы теплофизики ФЭИ составляют более трети этого объема. Таким образом, несмотря на уход специалистов, новые члены научной школы могут использовать знания своих предшественников в научных исследованиях и разработках. Кроме того, труды конференций дают представление о состоянии исследований по отдельным направлениям и об их развитии.

Следовательно, публикация докладов конференций позволяет формализовать и сохранять существующие знания, сокращать их утрату при уходе специалистов и таким образом снижать издержки создания новых знаний.

Обмен знаниями

Итогом участия в конференции является не только публикация тезисов или докладов. Другая задача в области управления знаниями, которую помогают решать научно-технические конференции – это создание условий для взаимодействия и обмена знаниями.

Обычно от момента публикации научной работы в периодической научной литературе до появления ссылок на нее (положительных, отрицательных или дискуссионных) проходит длительное время, и только через 2–3 года автор может увидеть оценку своей печатной работы.

Поэтому одним из наиболее важных результатов участия в конференции следует считать возможность непосредственно представить научному сообществу результаты своих исследований, оперативно увидеть реакцию специалистов, услышать вопросы, принять участие в дискуссиях, которые дают пищу к размышлениям над новыми задачами и часто наталкивают на их решение. Таким образом, конференции – это действительно возможность взаимодействия и обмена знаниями большого количества специалистов. Можно говорить о том, что за всю историю теплофизических конференций (с учетом неопубликованных в открытой печати работ) было заслушано около 2000 научных сообщений. Это значит, что 2000 результатов научных исследований были услышаны, обсуждены, приняты во внимание участниками конференции.

Количество участников конференций составляло от 100 до 300 человек (рис. 7). Количество организаций, принявших участие в конференции, колеблется от 18 до 43 (рис. 8). Самым представительным был Международный семинар «Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР» (1990 г.), в котором участвовало 300 представителей из 43 организаций. К сожалению, не все конференции предоставляли данные об участниках, поэтому сложно говорить о периоде до 1990 года. В конференциях же последних 15 лет стабильно участвовало от 100 до 200 представителей из 20–25 организаций.

Таким образом, 200 специалистов из 20–25 организаций регулярно имели возможность непосредственно обменяться знаниями, а также получить оценку своих научных результатов.

Состав участников конференций постоянно пополняется молодежью, которая приобретает опыт выступлений, навык отстаивания своей научной позиции, узнает о результатах исследований в смежных организациях и через несколько лет вливается в состав опытных специалистов. Кроме того, для молодежи участие в конференциях – это возможность получать и оттачивать навыки публичных выступлений.

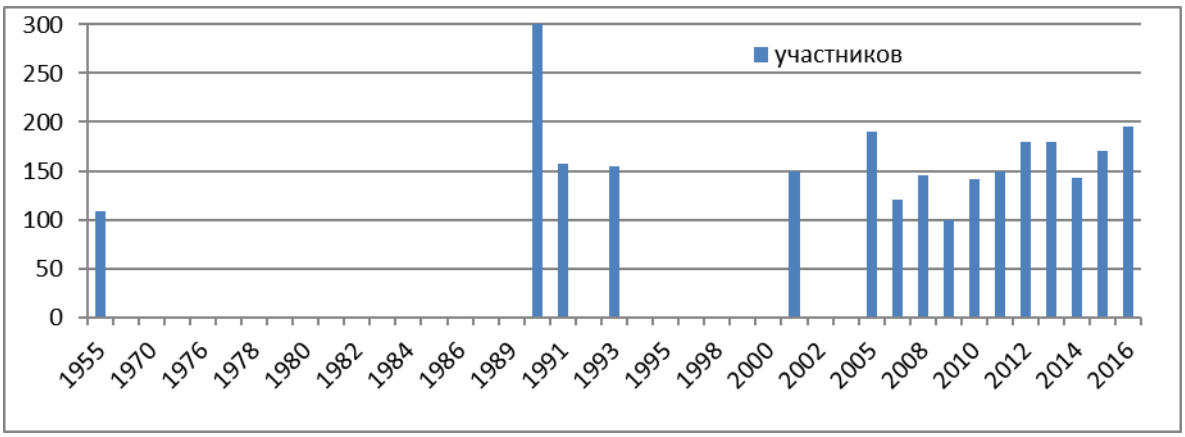


Рис. 7. Количество участников конференций

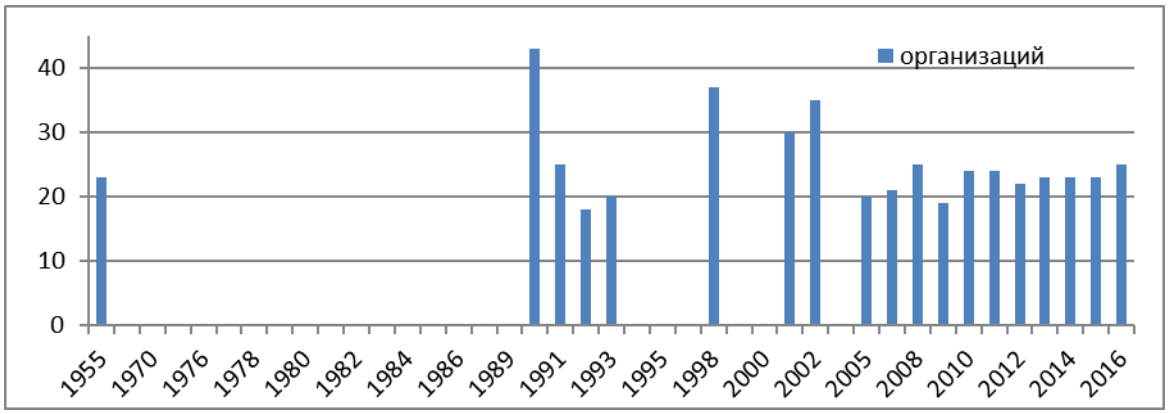


Рис. 8. Количество организаций – участниц конференций

Чтобы представить круг общения специалистов, рассмотрим состав организаций, принимавших участие в конференциях. На рис. 9 приведены данные по количеству докладов, представленных от гостей конференций. Видно, что до 2009 года большую часть докладов представляли организации атомной отрасли. Чуть меньше докладов представляли организации Академии наук и ВУЗы. Однако, с 2010 года количество докладов, представленных специалистами ВУЗов, стало расти и даже превысило число докладов отраслевых организаций. Возможно, это связано с государственным стимулированием вузовской науки. В 1990 и 1998 годах на международных конференциях было достаточно большое представительство докладов от зарубежных организаций (как ближнего, так и дальнего зарубежья). Можно проследить и количество докладов каждой из организаций, представители которых постоянно участвуют в конференциях.

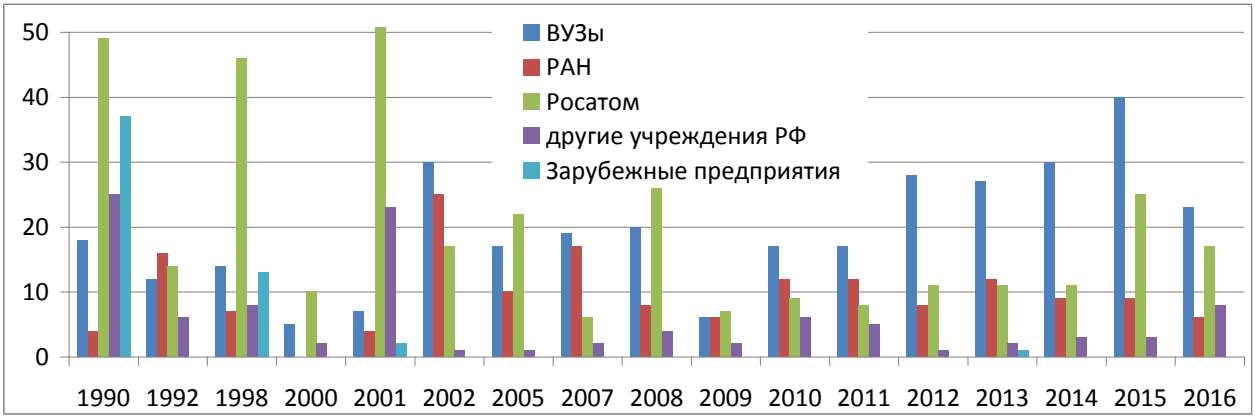


Рис. 9. Количество докладов, представленных гостями конференций

На рис. 10 приведены данные по количеству докладов ВУЗов, наиболее активно участвующих в конференциях. До 2007 года лидером был Нижегородский технический университет им. Р.Е. Алексеева, а в последние годы высокую активность проявляют МИФИ, ИАТЭ и МЭИ.

Следует отметить и высокую активность Кабардино-Балкарского государственного университета, участвующего в конференциях, несмотря на географическую удаленность от Обнинска.

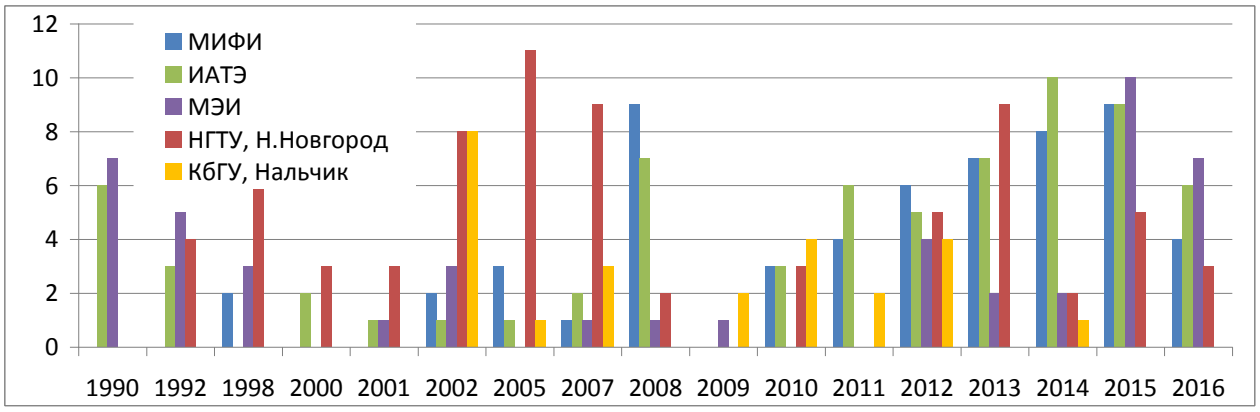


Рис. 10. Количество докладов, представленных от некоторых ВУЗов

Среди организаций атомной отрасли, наиболее активно участвуют в теплофизических конференциях АО «НИКИЭТ», ОКБ «Гидропресс» и АО «ОКБМ Африкантов» (рис. 11). Причем, активность НИКИЭТа с 2010 года снижалась, в то время как ОКБМ Африкантов и ОКБ «Гидропресс» продолжают принимать наиболее активное участие в конференциях.

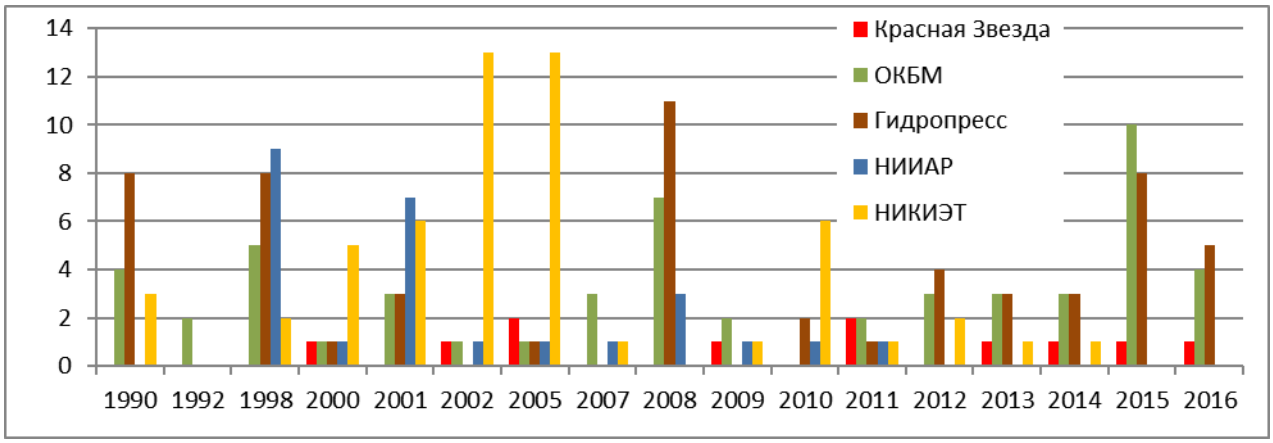


Рис. 11. Количество докладов, представленных от некоторых организаций Госкорпорации «Росатом»

Среди академических институтов традиционно участвуют в конференциях ОИВТ РАН, ИБРАЭ РАН и Институт Теплофизики СО РАН. Причем ИБРАЭ (совместно с Новосибирским филиалом) в 2011–15 гг. вернул свои лидирующие позиции, имевшие место в 1992 году.

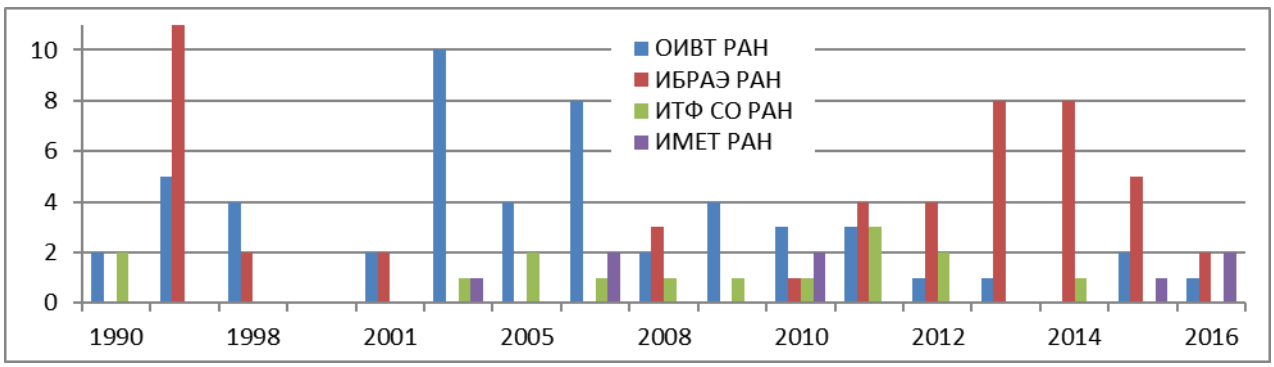


Рис. 12. Количество докладов, представленных от некоторых организаций РАН

Из приведенной выше инфографики видно, что теплофизические конференции дают большому количеству специалистов, представляющих самые различные организации, уникальную возможность для обмена знаниями и широкой апробации результатов исследований.

Оформление трудов конференций

Представляет интерес эволюция оформления трудов конференций. Сборники трудов конференций 1972 и 1983 гг. вышли без художественного оформления обложки (рис. 13).

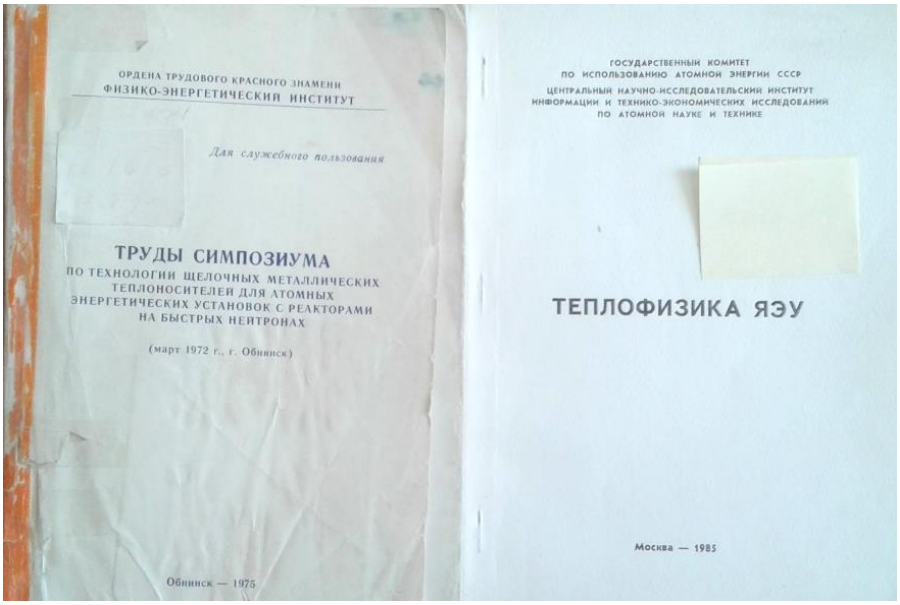


Рис. 13. Сборники докладов Симпозиума 1972 года и тезисов 1983 года

Сборник трудов межотраслевой конференции 1976 года был издан ВИМИ под заголовком «Теплофизические исследования». Оформление обложки этого сборника стало основой для сборников следующих пяти конференций (1977–1982 гг.), что можно увидеть на рис. 14.

Рис. 14. Сборники трудов 1976–1982 гг.

Затем последовала серия сборников с зелено-голубыми обложками и эмблемой в виде совмещенных букв Т и Ф, заключенных в шестигранник, символизирующий тепловыделяющую сборку (рис. 15).

Рис. 15. Сборники трудов конференций с первой эмблемой (1989–1993 гг.)

На сборнике 1995-го года эмблема немного изменилась, и приобрела очертания, ставшие традиционными на многие годы (рис. 16), за исключением сборников 1996 и 2000 годов, представленных на рис. 17.

Рис. 16. Труды конференций 1995– 1999 гг.

Рис. 17. Сборники тезисов 1996 и 2000 гг.

Далее художественное оформление обложек сборников постепенно усложнялось в соответствии с ростом технических возможностей. Эволюцию оформления сборников в 21 веке можно проследить на рис. 18–20.

Рис. 18. Оформление трудов конференций 2002, 2005 гг.

В 2012 году два отделения ФЭИ объединились в Институт ядерных реакторов и теплофизики (ИЯРиТ). ИЯРиТ проводил теплофизические конференции в составе форума «Теплофизика – Нейтроника» в течение четырех лет (2012–2015 гг.), пока снова не разделился на отделения. С 2016 года конференцию проводит Отделение теплофизики (рис. 22).

Рис. 19. Оформление трудов конференций 2007–2009 гг.

Рис. 20. Сборники тезисов докладов конференций 2010–2012 гг.

Рис. 21. Труды конференций, проходивших в составе Форума (2013–2015 гг.)

Переход на электронные издания начался в 2007 году, когда на бумажном носителе сборники докладов стали выпускаться ограниченным тиражом. Практически все последующие сборники докладов были выпущены на компакт-дисках. При этом сборники тезисов продолжали издаваться на бумаге для удобства участников конференции.

В таблице ниже приведены выходные данные сборников трудов, изданных в открытой печати. Сборник докладов конференции 1976 года был выпущен Всесоюзным научно-исследовательским институтом межотраслевой информации (ВИМИ), а сборник тезисов 1983 года – ЦНИИатоминформ. Все остальные сборники были выпущены отделом научно-технической информации ФЭИ.

Рис. 22. Труды конференции 2016 года

Заключение и выводы

Выполнен анализ тематики, приведена статистика участия организаций и представлены данные по публикациям теплофизических конференций, проведенных Физико-энергетическим институтом.

На примере теплофизических конференций ФЭИ показано, что научно-технические мероприятия способствуют решению следующих основных задач в области управления знаниями:

- формализация и сохранение существующих знаний;
- создание условий для взаимодействия, обмена знаниями;
- снижение риска утраты знаний вследствие ухода специалистов;
- снижение издержек создания новых знаний.

Конференции способствуют решению главной задачи управления знаниями – построить мост между теми, кому необходимы знания, и теми, у кого они есть.

Регулярное проведение конференций является важной составной частью деятельности научной школы теплофизики Физико-энергетического института.

Список литературы

1. The Impact of Knowledge Management Practices on NPP Organizational Performance — Results of a Global Survey [Text] // IAEA-TECDOC-1711. – 2013. – 131 c.
2. Верещагина Т.Н. О сохранении знаний в организациях атомной отрасли // Известия ВУЗов. Ядерная энергетика. – 2014. – С. 136–148.
3. Теплофизические конференции, проведенные Физико-энергетическим институтом. Эл. ресурс. https://www.ippe.ru/thermal-physics/history
4. Теплофизические конференции, проведенные Физико-энергетическим институтом // Сборник тезисов докладов на научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Те6плофизика – 2015)» – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. – 2015. – С. 269–272.

Приложение

ПЕРЕЧЕНЬ ТРУДОВ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ КОНФЕРЕНЦИЙ

Год проведения	Название издания	Редакторы	Кол-во		Год издания
			статей	страниц	
Сборники тезисов					
1983	Теплофизика ЯЭУ: Тез. докл. межотрасл. конф. «Исследования гидродинамики и теплообмена в элементах ЯЭУ. Статистические методы»	Кириллов П.Л., Бобков В.П., Ивашкевич А.А., Кирова Т.С., Саванин Н.К., Хрущева Е.Н.	31	89	1985
1990	Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР : Тезисы докл. междунар. семинара «Теплофизика-90»	Кириллов П.Л., Пометько Р.С., Шарыпин В.И., отв. секретарь Каптурова Р.И.	125	253	1990
1991	Использование жидких металлов в народном хозяйстве : Тез. докл. межотрасл. конф. «Теплофизика-91»	Козлов Ф.А., Кузнецова Р.И., тех. ред. Герасимова Н.П.	90	268	1993
1992	Проблемы тепломассообмена при тяжелых авариях и безопасность ВВЭР : Тезисы докл. межведомств. конф. «Теплофизика-92»	Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Ефанов А.Д., Шаньгин Н.Н., отв. секретарь Ковалева В.В.	68	148	1993
1993	Теплогидравлические и физико-химические процессы переноса примесей в теплоносителях (применительно к ВВЭР, БН и другим реакторам) : Тез. докл. межведомств. конф. «Теплофизика-93»	Козлов Ф.А., Кузнецова Р.И., Рогова Н.Н., тех. ред. Герасимова Н.П.	60	130	1995
1996	Методы и средства измерений теплофизических параметров : Тез. докладов межгосударственной конф. «Теплофизика-96»	тех. ред. Борзова Н.А.	45	168	1996
1999	Гидродинамика и безопасность АЭС : Тез. докл. отрасл. конф. «Теплофизика-99»	Шарыпин В.И., Каптурова Р.И., Комышная Г.Ф.	117	348	1999
2000	Проблемы технологии и теплогидравлики жидкометаллических теплоносителе» : Тез. докл. отрасл. научно-техн. семинара «Теплофизика-2000»	Сорокин А.П. (отв. редактор), Ефанов А.Д., Жуков А.В., Козлов Ф.А., Мартынов П.Н., Орлов Ю.И.	73	127	2000
2001	Теплогидравлические коды для энергетических реакторов (разработка и верификация) : Тез. докл. отрасл. конф. «Теплофизика-2001»	Шарыпин В.И., Комышная Г.Ф., тех. ред. Каптурова Р.И.	107	300	2001
2002	Тепломассоперенос и свойства жидких металлов : Материалы росс. межотрасл. конф. «Теплофизика-2002»	Ефанов А.Д., Козлов Ф.А.,	130	332	2002
2005	Теплогидравлические аспекты безопасности ЯЭУ с реакторами на быстрых нейтронах : Тез. докл. межотрасл. тематической конф. «Теплофизика-2005»	Ефанов А.Д., Сорокин А.П., тех. ред. Комышная Г.Ф	100	198	2005
2007	Тепломассоперенос и свойства жидких металлов : Тез. докл. межведомств. семинара «Теплофизика-2007»	Ефанов А.Д., Сорокин А.П., тех. ред. Комышная Г.Ф.	54	160	2007
2008	Теплогидравлические аспекты безопасности активных зон, охлаждаемых водой и жидкими металлами : Тез. докл. межведомств. семинара «Теплофизика-2008»	Ефанов А.Д., Сорокин А.П., тех. ред. Комышная Г.Ф.	69	166	2008
2009	Технология щелочных жидкометаллических теплоносителей : Тез. докл. межведомств. семинаре «Теплофизика-2009»	Ефанов А.Д., Козлов Ф.А., Сорокин А.П., тех. ред. Комышная Г.Ф.	44	114	2009

2010	Тяжелые жидкометаллические теплоносители в быстрых реакторах : Тез. докл. межотрасл. семинара «Теплофизика-2010»	Ефанов А.Д., Калякин С.Г., Орлов Ю.И., Сорокин А.П., тех. ред. Комышная Г.Ф.	66	176	2010
2011	Теплофизические экспериментальные и расчётно-теоретические исследования в обоснование характеристик и безопасности ядерных реакторов на быстрых нейтронах : Тез. докл. научно-техн. конф. «Теплофизика-2011»	Ефанов А.Д., Калякин С.Г., Сорокин А.П., тех. ред. Комышная Г.Ф.	86	206	2011
2012	Теплофизические экспериментальные и расчётно-теоретические исследования в обоснование характеристик и безопасности ядерных реакторов на быстрых нейтронах (Теплофизика-2012) : Тез. докл. научно-техн. конф. «Теплофизика-2012»	Калякин С.Г., Кухарчук О.Ф., Сорокин А.П., тех. ред. Комышная Г.Ф.	90	218	2012
2013	Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах : Тезисы докл. научно-техн. конф. «Теплофизика-2013»	Калякин С.Г., Кухарчук О.Ф., Сорокин А.П., Труфанов А.А., тех. ред. Комышная Г.Ф.	87	206	2013
2014	Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах (Теплофизика-2014) : Тез. докл. научн.-техн. конф. «Теплофизика-2014»	Сорокин А.П., Труфанов А.А., тех. ред. Комышная Г.Ф.	92	220	2014
2015	Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика-2015) : Тез. докл. научн.-техн. конф. «Теплофизика-2015»	Труфанов А.А., Сорокин А.П., тех. ред. Комышная Г.Ф.	119	274	2015
2016	Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика-2016) : Тез. докл. научн.-техн. конф. «Теплофизика-2016»	Труфанов А.А., Сорокин А.П., тех. ред. Денисова Н.А.	94	202	2016
Итого в сборниках тезисов			**1747**	**4303**	
Сборники докладов					
1972	Труды Симпозиума по технологии жидкометаллических теплоносителей для атомных энергетических установок с реакторами на быстрых нейтронах	Субботин В.И., Козлов Ф.А., отв. за выпуск Кузнецова Р.И., тех. ред. Герасимова Н.П.	26	427	1975
1976	Теплофизические исследования : Сб. тр. межотрасл. конф. «Теплофизические исследования-76»	Артамонов Г.Т., Герасимов Б.М., Гиацинтов М.А., Кузнецов Г.Г., Ивановский М.Н., Юрьев Ю.С., Лукьянчиков И.И., Маркарян А.М., тех. ред. Александрова М.В.	15	140	1977
1977	Теплофизические исследований-77 : Материалы межотрасл. конф. Ч.1. «Теплообмен и гидродинамика в элементах атомных энергетических установок при однофазном течении теплоносителя». В 2-х томах.	Кириллов П.Л, Жуков А.В., Ляшенко Е.И., Матюхин Н.М. (отв. секретарь), Ушаков П.А.	38	354	1980
1979	Тепловые трубы: теплообмен, гидродинамика, технология : Материалы межотр. конф. «Теплофизические исследования-79». В 2-х томах.	Ивановский М.Н., Быстров П.И., Кириллов П.Л, Кузнецова Л.М. (отв. секретарь), Ляшенко Е.И., Ягодкин И.В.	37	346	1980
1980	Теплофизические измерения и датчики в ядерных энергетических установках : Материалы межотрасл. конф. «Теплофизика-80»	Арнольдов М.Н., Лысиков Б.В., Петренко А.А., Селиванов В.М., Ляшенко Е.И., Фрактовникова А.А.	23	208	1982
1981	Теплофизические исследования-81 : Материалы межотрасл. конф. «Исследования по технологии натрия и сплава натрий-калий как теплоносителей ядерных энергетических установок». В 2-х томах.	Козлов Ф.А., Алексеев В.В. (отв. секретарь), Архипов В.М., Богданович Н.Г., Ефимов И.А., Загорулько Ю.И., Коновалов Э.Е., Кузнецова Р.И., Ляшенко Е.И., Старков О.В.	58	452	1982

1982	Гидродинамика и вибрации в элементах ядерных энергетических установок : Материалы межотрасл. конф. «Теплофизические исследования-82»	Кириллов П.Л, Габрианович Б.Н., Трубаков Ю.П. (отв. секретарь), тех. ред. Герасимова Н.П.	32	273	1983
1989	Гидродинамика и теплообмен в нестационарных условиях : Сб. докладов межотраслевой конф. «Теплофизика-89»	Шарыпин В.И., Семенова Н.А.	40	426	1992
1990	Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР : Тр. междунар. семинара «Теплофизика-90», в 2-х томах	Кириллов П.Л., тех. ред. Борзова Н.А.	106	788	1991
1995	Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР : Тр. междунар. конф. «Теплофизика-95» в 3 т.	Кириллов П.Л., тех. ред. Борзова Н.А.	81	855	1995
1998	Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР : Тр. междунар. конф. «Теплофизика-98». В 2-х томах	Ефанов А.Д. Каптурова Р.И., Комышная Г.Ф., Борзова Н.А.	98	916	1998
2007	Тепломассоперенос и свойства жидких металлов : Сб. докл. межведомств. семинара «Теплофизика-2007»	Ефанов А.Д., Сорокин А.П., тех. ред. Федосова М.А.	47	539	2008
2008	Теплогидравлические аспекты безопасности активных зон, охлаждаемых водой и жидкими металлами : Сб. докл. межведомств. семинара «Теплофизика-2008»	Ефанов А.Д., Сорокин А.П., тех. ред. Федосова М.А.	55	655	2009
2009	Технология щелочных жидкометаллических теплоносителей : Сб. докл. межведомств. семинара «Теплофизика-2009»	Ефанов А.Д., Козлов Ф.А., Сорокин А.П., тех. ред. Федосова М.А.	35	326	2009
2010	Тяжелые жидкометаллические теплоносители в быстрых реакторах : Сб. докл. межотрасл. семинара «Теплофизика-2010»	Ефанов А.Д., Орлов Ю.И., Сорокин А.П., тех. ред. Федосова М.А.	47	435	2010
2011	Теплофизические экспериментальные и расчётно-теоретические исследования в обоснование характеристик и безопасности ядерных реакторов на быстрых нейтронах : Сб. докл. научн.-техн. конф. «Теплофизика-2011». В 2-х томах	Ефанов А.Д., Калякин С.Г., Сорокин А.П., тех. ред. Федосова М.А.	60	482	2013
2012	Теплофизические экспериментальные и расчётно-теоретические исследования в обоснование характеристик и безопасности ядерных реакторов на быстрых нейтронах: Сб. докл. научно-техн. конф. «Теплофизика-2012». В 2-х томах	Калякин С.Г., Кухарчук О.Ф., Сорокин А.П., тех. ред. Федосова М.А.	77	632	2013
2013	Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах : Сб. докл. научно-техн. конф. «Теплофизика-2013». В 2-х томах.	Калякин С.Г., Кухарчук О.Ф., Сорокин А.П., Труфанов А.А., тех. ред. Федосова М.А.	67	600	2014
2014	Теплофизика реакторов на быстрых нейтронах : Сб. докл. научно-техн. конф. «Теплофизика-2014» [электронное издание]	Сорокин А.П., Труфанов А.А., тех. ред. Федосова М.А.	67	561	2015
2015	Теплофизика реакторов нового поколения : Сб. докл. научно-техн. конф. «Теплофизика-2015» [электронное издание]	Труфанов А.А., Сорокин А.П., тех. ред. Федосова М.А.	76	720	2016
2016	Теплофизика реакторов нового поколения : Сб. докл. научно-техн. конф. «Теплофизика-2016» [электронное издание]	Труфанов А.А., Сорокин А.П., тех. ред. Денисова Н.А.	70	596	2017
Итого в сборниках докладов			**1155**	**10731**	

О некоторых проблемах описания и обобщения экспериментальных данных о критических тепловых потоках при кипении в каналах

Сергеев В. В.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, vvs@ippe.ru

Аннотация

Кризис теплоотдачи при кипении и связанное с ним резкое повышение температуры оболочек топливных стержней ограничивают мощность реакторной установки, а запас до кризиса теплоотдачи, определяемый отношением локальной плотности теплового потока к величине критического теплового потока (КТП), является одним из основных проектных критериев теплотехнической надежности активной зоны. Именно этим объясняется непреходящий интерес к изучению этого явления.

Исследования кризиса теплоотдачи при кипении в каналах ведутся с середины прошлого столетия и продолжаются в настоящее время. Число публикаций на эту тему исчисляется сотнями. Для определения величины КТП предложено множество эмпирических и полуэмпирических соотношений и методик, основанных на описании ограниченных массивов экспериментальных данных в достаточно узких диапазонах режимных параметров [1]. Однако, несмотря на многолетние усилия, кризис теплоотдачи при кипении теплоносителя в каналах до сих пор остается недостаточно изученным и плохо поддающимся теоретическому описанию явлением. В докладе анализируются некоторые проблемы описания и обобщения экспериментальных данных о критических тепловых потоках.

Ключевые слова: кипение, кризис теплоотдачи, критический тепловой поток, экспериментальные данные, эмпирические корреляции, «скелетные» таблицы, тепловой баланс, мультиколлинеарность.

Обилие экспериментальных и аналитических работ, посвященных изучению кризиса теплоотдачи при кипении в каналах, приводит читателя в замешательство и вызывает целый ряд вопросов.

В первую очередь обращает на себя внимание отсутствие строгого определения кризиса теплоотдачи, проявляющееся даже в терминологии, используемой для идентификации этого явления. Так, в иностранной литературе можно встретить следующие термины [2]: «кризис кипения» (boiling crisis), «прекращение пузырькового кипения» (departure from nucleate boiling), «высыхание» (dry out), «критический тепловой поток» (critical heat flux) и наконец, просто «пережог» (burn out). Это разнообразие терминов отражает разнообразие механизмов и проявлений кризиса теплоотдачи [3]. В русскоязычной литературе для этого явления используют более общий термин – «кризис теплоотдачи при кипении», не связанный с конкретным механизмом его возникновения.

Следствием расплывчатости самого понятия кризиса теплоотдачи является отсутствие достаточно четких критериев для экспериментальной регистрации условий его наступления [1]. Вряд ли можно назвать четкими такие, например, критерии как «подскок температуры стенки» или «повышение температуры стенки, непропорциональное подводимой мощности», без указания величины этого подскока или степени непропорциональности. Именно этим обстоятельством в значительной мере объясняется большой разброс экспериментальных данных о критическом тепловом потоке. Да и само понятие «критический тепловой поток» применительно к кипению в каналах далеко не однозначно.

Так, если при кипении в большом объеме возникновение кризиса теплоотдачи определяется по сути единственной независимой переменной, а именно плотностью теплового потока, то при кипении в каналах условия возникновение кризиса теплоотдачи определяются сочетанием геометрии канала, свойств теплоносителя и режимных параметров, в том числе и теплового потока. При этом не всегда величина теплового потока является определяющей. Например, при фиксированных геометрии, давлении, температуре на входе в канал и подводимой мощности условия возникновения кризиса теплоотдачи будут определяться «критической» величиной массовой скорости теплоносителя. Аналогично, «критической» может быть и значение темпе-

ратуры на входе [2]. Еще один пример — так называемый кризис 2-го рода, возникающий при достижении определенного значения паросодержания, называемого граничным. Для этого случая определяющей для кризиса теплоотдачи является именно величина граничного паросодержания, а вовсе не тепловой поток, который при этом может принимать разные значения.

Что касается экспериментальных значений КТП, то при равномерном по длине канала тепловыделении они, в общем случае, являются функцией геометрических характеристик канала и режимных параметров:

$$Q_{кр} = f(L, D, P, \rho w, T_{вх}), \quad (1)$$

где $Q_{кр}$ – критический тепловой поток; P – давление; ρw – массовая скорость; L – обогреваемая длина; D – диаметр канала; $T_{вх}$ – температура на входе.

Конечно, с физической точки зрения логичным было бы при анализе и обобщении экспериментальных данных использовать такой параметр как истинное объемное паросодержание и его распределение по сечению канала, однако экспериментально определить его, особенно в условиях кризиса теплоотдачи, в настоящее не представляется возможным.

В связи с этим на практике для описания и обобщения экспериментальных данных о КТП используют расходное массовое паросодержание (x), определяемое из теплового баланса. При этом для уменьшения числа переменных часто заменяют соотношение (1) на более простую, на первый взгляд, зависимость:

$$Q_{кр} = f(L, D, P, \rho w, x_{вх}), \quad (2)$$

основанную на так называемой локальной гипотезе кризиса, согласно которой определяющими для кризиса теплоотдачи являются параметры потока в месте его возникновения.

Соответственно этому принято графически представлять экспериментально определенные значения КТП как функцию критического паросодержания, построенную при фиксированных значениях D, P, ρw:

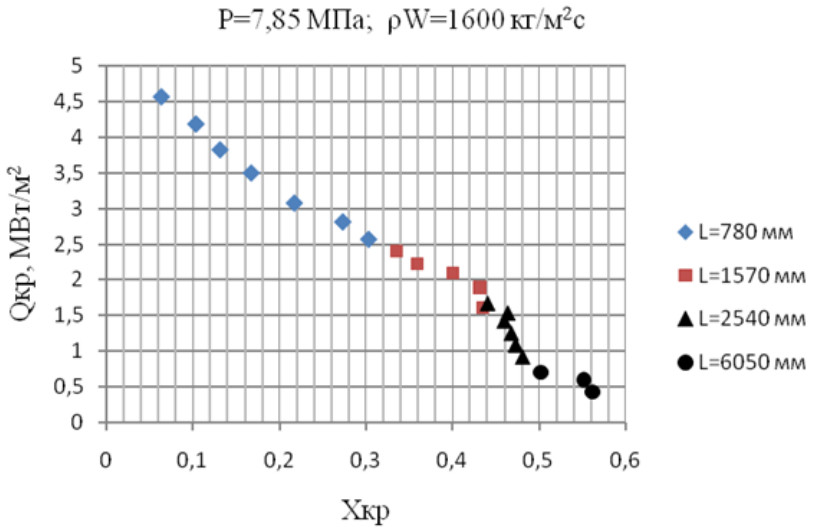


Рис. 1. Сопоставление экспериментальных значений КТП для труб разной длины [4]

По мнению ряда авторов [4, 5] такого рода графики подтверждают тезис о том, что величина КТП не зависит от длины канала, забывая при этом о еще одной неявно присутствующей переменной – температуре на входе. Это – типичный пример так называемого параметрического искажения, то есть неучтенного эффекта сопутствующего зависимого параметра при изучении влияния какого-либо независимого параметра [6].

На самом же деле, если представить эти данные в координатах $Q_{кр}(T_{вх})$, то зависимость КТП от длины канала станет очевидной (рис. 2).

Результатом параметрического искажения может быть не только неверная интерпретация экспериментальных данных, но и сам характер влияния конкретного параметра в зависимости от сочетания других параметров. Так, общепринято считать, что величина КТП снижается с ростом критического паросодержания, однако на самом деле это не всегда так. Пример, подтверждающий это, приведен на рис. 3, из которого видно, что КТП может не только снижаться, но и возрастать с ростом критического паросодержания. В данном случае проявляется неучтенное влияние входной температуры, которая в этих опытах изменялась в пределах 60–18 °С для каждой массовой скорости.

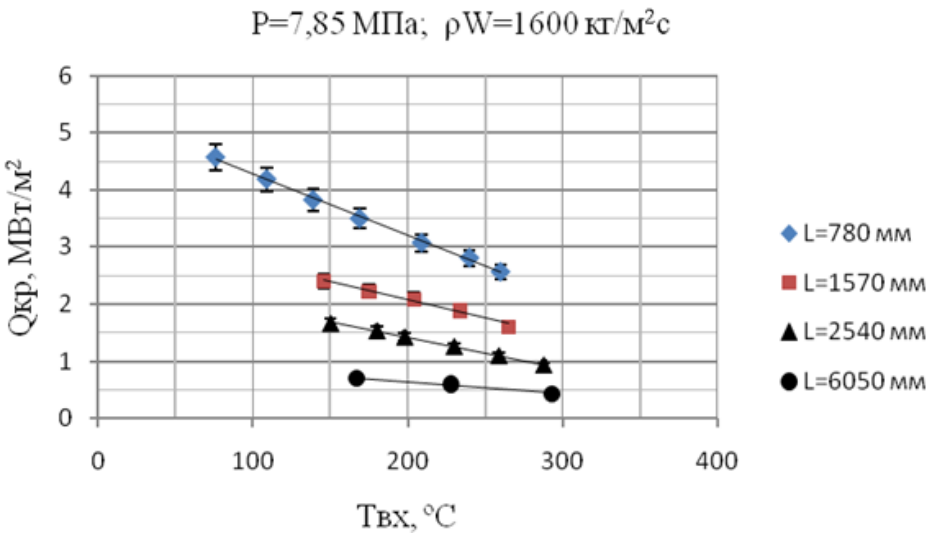


Рис. 2. Сопоставление экспериментальных значений КТП для труб разной длины

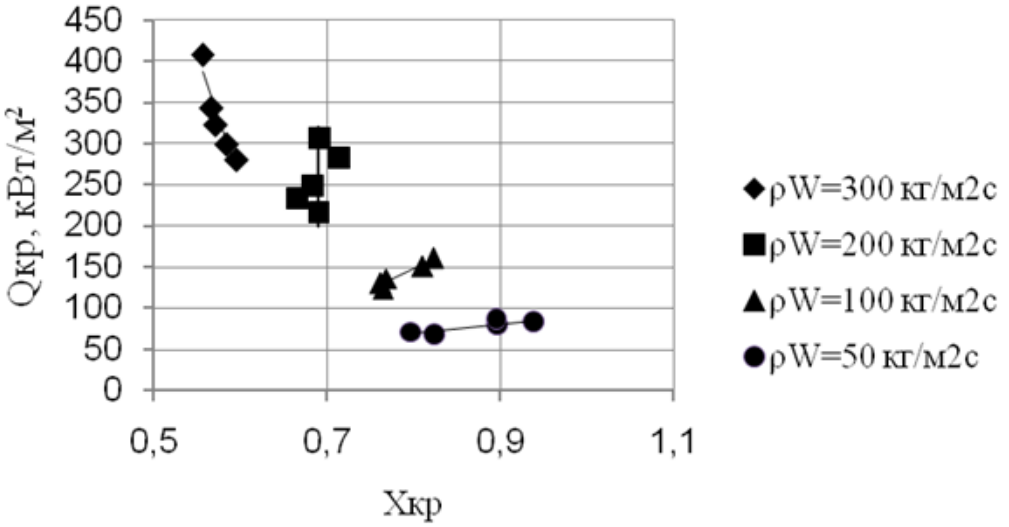


Рис. 3. Зависимость критического теплового потока от паросодержания в 19-стержневой модели ТВС ВВЭР для давления 1,5 МПа по данным работы [7]

Аналогичные зависимости наблюдаются и в круглых трубах [8].

На локальной гипотезе кризиса основаны и так называемые скелетные таблицы (look-up table) значений КТП [1, 9], построенные с использованием сложной процедуры осреднения и сглаживания первичных экспериментальных данных разных авторов. Скелетные таблицы представляют собой таблицы осредненных значений КТП для фиксированных значений давления, массовой скорости и паросодержания. При этом игнорировалось влияние таких важных параметров, как обогреваемая длина и температура воды на входе, что находится в явном противоречии с экспериментальными данными. Следствием этого явилось нарушение закона сохранения энергии при осреднении первичных экспериментальных данных, в которых значения критического паросодержания рассчитывались с использованием уравнения теплового баланса. Причем если в первых публикациях [10, 11] авторы приводили в клетках таблиц не только осредненные значения КТП, но и погрешности описания первичных экспериментальных данных, то в дальнейшем они от этого отказались, поскольку расхождения между экспериментальными и осредненными значениями КТП в отдельных областях таблиц были весьма значительными. Вместо этого авторы таблиц стали приводить среднеквадратичную погрешность описания всего массива экспериментальных данных, рассчитанную по входным, а не локальным, параметрам, т.е. по методу теплового баланса, который, как известно, дает существенно меньшую погрешность описания, поскольку получаемые при этом значения КТП не привязаны к табличным значениям паросодержания.

Более того, каждый раз с появлением новых экспериментальных данных приходится снова и снова модифицировать скелетные таблицы КТП [1, 9, 11], чтобы согласовать их с новой

информацией. Несколько лучше обстоит дело с таблицами КТП для стержневых сборок [12, 13], что объясняется узким диапазоном изменения режимных и особенно геометрических параметров реакторных установок. Хотя и в этом случае остается непонятным, каким образом авторам скелетных таблиц удается вычленить значения КТП для сборок без дистанционирующих решеток из данных, полученных на реальных сборках, в которых эти решетки присутствуют. В заключение хотелось бы сказать, что скелетные таблицы для КТП были бы логически завершенными, если бы они относились к каналам средней длины со средней входной температурой.

Еще одной проблемой, связанной «локальной гипотезой» кризиса, является проблема мультиколлинеарности уравнения (2), то есть наличие сильной связи между её переменными, обусловленной уравнением теплового баланса, что легко увидеть на примере равномерно обогреваемой трубы:

$$Q_{\text{кр}} = (D/L)\, r\rho w \times (x_{\text{кр}} - x_{\text{вх}}), \qquad (3)$$

где r – теплота испарения, а $x_{\text{вх}}$ – относительная энтальпия на входе.

Наличие мультиколлинеарных факторов в регрессии (2) приводит к неустойчивости оценок параметров регрессии, выражающейся в их статистической неопределенности. Это означает, что конкретные результаты оценки могут сильно различаться для разных выборок, несмотря на то, что выборки однородны. Именно этим объясняется большое количество и разнообразие эмпирических соотношений для критического теплового потока даже для каналов простейшей геометрии [1]. Проблему мультиколлинеарности следует решать еще на стадии выбора параметров регрессионной модели, отдавая предпочтение независимым переменным. Примером такого подхода к обобщению экспериментальных данных о КТП служит работа [14].

Из вышесказанного следует, что графическое представление данных в координатах $Q_{\text{кр}}(x_{\text{кр}})$ и использование для описания и обобщения экспериментальных данных о КТП скелетных таблиц и эмпирических зависимостей вида $Q_{\text{кр}} = f(D, P, \rho w, x_{\text{кр}})$, где сама величина $x_{\text{кр}}$ зависит от $Q_{\text{кр}}$, может привести к неправильной интерпретации данных и неверной оценке влияния геометрических и режимных параметров на величину КТП.

Список литературы

1. Groeneveld D.C., Ireland A., Kaizer J., Vasic A. An overview of measurements, data compilation and prediction methods for the critical heat flux in water-cooled tubes // Nuclear engineering and design. – 2018. – V. 331. – P. 211–221.
2. Хьюитт Дж., Холл-Тейлор Н. Кольцевые двухфазные течения. – М.: Энергия, 1974. – 408 с.
3. Кириллов П.Л. О некоторых механизмах и методах обработки данных по кризису теплообмена // Труды 2-й Российской национальной конференции по теплообмену. – М.: Изд-во МЭИ, 1998. – Т. 1. – С. 53–58.
4. Смолин В.Н., Шпанский С.В., Есиков В.И., Седова Т.К. Экспериментальные данные и методика расчета кризиса теплоотдачи при кипении воды, циркулирующей в трубах с равномерным и неравномерным тепловыделением // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика и техника ядерных реакторов. – 1979. – Вып. 5. – № 9. – С. 3–160.
5. Безруков Ю.А., Астахов В.И., Логвинов С.А., Рассохин Н.Г. Экспериментальные исследования и статистический анализ данных по кризису теплообмена в пучках стержней для реакторов ВВЭР // Теплоэнергетика. – 1976. – № 2. – С. 80–82.
6. Тонг Л. Теплоотдача при кипении и двухфазное течение. – М.: Мир, 1969. – 344 с.
7. Крылов Д.А., Ложкин В.В., Смирнов А.М. Экспериментальное исследование кризиса теплоотдачи на стержневых моделях ТВС ВВЭР // Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР. Труды международной конференции 21–24 ноября 1995 г. / ГНЦ РФ – ФЭИ Обнинск. – 1995. – Т. 1. – С. 174–178.
8. Фисенко В.В. Сжимаемость теплоносителя и эффективность работы контуров циркуляции ЯЭУ. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 200 с.
9. Кириллов П.Л., Терентьева М.И. Скелетные таблицы по расчету критического теплового потока в трубах для воды. История и версия 2006 г. // Атомная техника за рубежом. – 2008. – № 10. – С. 3–17.
10. Кириллов П.Л., Бобков В.П., Болтенко Э.А. и др. Методика разработки стандартных справочных данных по кризису теплообмена в трубах при равномерном обогреве: Препринт ФЭИ-2030. – Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1989. – 30 с.

11. Кириллов П.Л., Бобков В.П., Болтенко Э.А., Катан И.Б., Смогалев И.П., Виноградов В.Н. Новые таблицы критических тепловых потоков для воды в круглых трубах: Препринт ФЭИ-2225. – Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1991. – 23 с.
12. Бобков В.П., Виноградов В.Н., Кириллов П.Л., Смогалев И.П. Табличный метод расчета критического теплового потока в водоохлаждаемых треугольных сборках стержней // Атомная энергия. – 1999. – Вып. 1. – № 10. – С. 17–24.
13. Бобков В.П., Виноградов В.Н., Кириллов П.Л., Смогалев И.П. Критические тепловые потоки в треугольных пучках стержней (Скелетная таблица, версия 1997 г.) // Теплоэнергетика. – 1997. – № 10. – С. 43–53.
14. Сергеев В.В. Обобщение данных по кризису кипения при подъемном движении воды в каналах // Теплоэнергетика. – 2000. – № 3. – С. 67–69.

Температурная зависимость смачиваемости реакторных сталей жидким свинцом, висмутом и эвтектикой PbBi с добавлением лития в интервале от 500 до 1800 К

Алчагиров Б. Б., Таова Т. М., Хоконов Х. Б.

ФГБОУ ВО Кабардино-Балкарский государственный университет им. Х.М. Бербекова, г. Нальчик, khb180532@gmail.ru

Аннотация

С использованием автоматизированной экспериментальной установки методом лежащей капли измерены краевые углы смачивания поверхностей реакторных сталей 12Х18Н9Т, 12Х18Н10Т и ЭК-173 жидкими Pb, Bi и эвтектическим сплавом PbBi с добавками лития в широкой области температур. Во всех изученных системах обнаружены критические температуры смачивания, при которых углы смачивания θ резко уменьшаются, достигая для некоторых систем 0°. Установлена тенденция к улучшению смачиваемости стали 12Х18Н10Т по мере повышения содержания добавляемого лития в эвтектическом сплаве PbBi. Показано, что сплав $(PbBi)_{эвт}$ с содержанием 20,86 ат.% Li существенно лучше смачивает поверхность стали 12Х18Н10Т в условиях вакуума, чем в инертной атмосфере аргона.

Ключевые слова: свинец, висмут, литий, эвтектика, теплоносители, смачиваемость, краевой угол, реакторные стали.

Введение

Для решения многих технологических и научных проблем требуются сведения о параметрах, характеризующих границы раздела фаз, из которых смачиваемость является одной из чувствительных характеристик свойств и состояния поверхностей материалов. В частности, изучение температурной зависимости угла смачивания $\theta^*(T)$ поверхностей твердых тел жидкими металлами и сплавами представляет значительный интерес для разработки новых жидкометаллических теплоносителей, выбора оптимальных технологических условий контакта материалов, а также решения ряда других задач [1–6]. В работе приводятся результаты изучения температурных и концентрационных зависимостей краевых углов смачивания $\theta(T, x)$ конструкционных материалов ядерных реакторов.

Методика эксперимента

Для изучения смачиваемости полированных поверхностей реакторных сталей 12Х18Н9Т, 12Х18Н10Т и ЭК-173 жидкими Pb, Bi и эвтектическим сплавом PbBi с добавками лития в широкой области температур применяется разработанная оригинальная экспериментальная установка, которая подробно описана в [7]. Она позволяет образовать серии фотографий капли на поверхности подложки при запланированных значениях температуры и времени (рис. 1, 2). Отметим, что наша установка отличается новой оптической системой регистрации изображения капли, которая состоит из прожекторной осветительной системы и цифровой USB-камеры «ТС-5». Видеокамера с приемной CMOS-матрицей формата 3264×2448 пикселей позволяет получать 8- и 14-ти мегапиксельные изображения профиля капли со скоростью 10 и более кадров в секунду. Оригинальное программное обеспечение позволяет в автоматическом режиме регистрировать и архивировать получаемые изображения, проводить их цифровую обработку, а также обмер профиля капли и расчеты величин углов смачивания и поверхностного натяжения [8]. Для контроля температуры в печи и системе «подложка-исследуемая капля» к подложке снизу подведен рабочий спай ПП – платино-платинородиевой термопары ($Pt\text{-}Pt_{90}Rh_{10}$), ЭДС которой фиксируются электронным микровольтметром G-1202.010 чувствительностью 10^{-7} В, позволяющим измерять температуру с точностью от ±0,1 К при невысоких и до ±1 К при $T \sim 1000$ К и более. Углы смачивания определялись методом большой капли в широкой области температур (до 1800 К) с погрешностью 1,5 %.

* Величина угла смачивания обозначается через θ°.

На рис. 1 представлена схема образования капли заданных компонентных составов и геометрических размеров. Капля сплава наносится на поверхность стали, снимаются фотографии с указанием выбранных температур и времени. Примеры фотографий капли приведены на рис. 2. Обработка фотографии капли по ее форме и размерам производится также автоматически по специально разработанной программе [8]. Составляется таблица значений углов смачивания $\theta(T, \tau)$ в соответствии с расчётами по формам фотографий данной капли, строятся графики зависимости углов смачивания от температуры T (К) и времени τ (минуты).

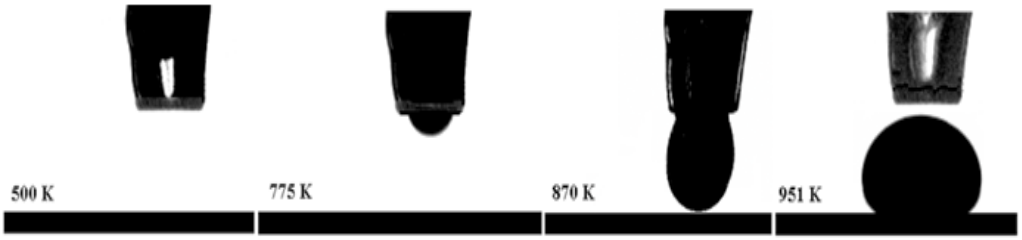


Рис. 1. Схема образования капли заданных значений размеров и компонентных составов для определения углов смачивания

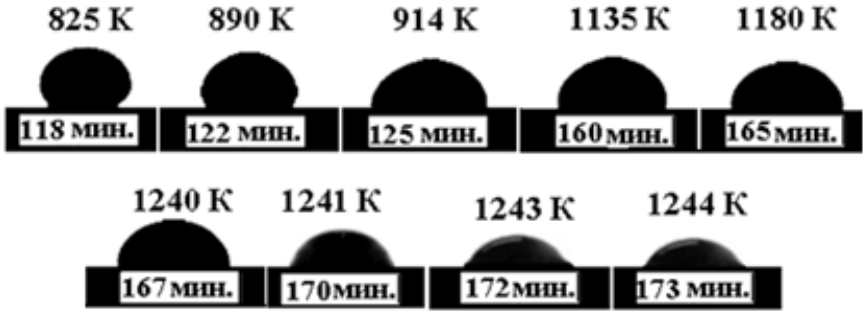


Рис. 2. Температурная и временная зависимости смачиваемости поверхности реакторной стали 12Х18Н10Т жидким эвтектическим сплавом $Pb_{44,5}Bi_{55,5}$ в условиях вакуума $5 \cdot 10^{-4}$ Па

В экспериментах для приготовления сплавов были использованы висмут марки Ви-0000 (ТУ 48-6-114-89), свинец марки С0000 (ГОСТ 22861-93) и дополнительно очищенный вакуумной перегонкой литий марки ЛЭ-1 (ГОСТ 8774-75). Очистка лития заключалась в многочасовой вакуумной дистилляции при температуре ~1000 К и вакууме $1 \cdot 10^{-6}$ Па. Очищенный таким образом литий собирался в металлическую ампулу, оканчивающуюся капиллярной трубкой, входное отверстие которой перекрывалось игольчатым затвором. Сплавы приготовлялись весовым методом предварительным сплавлением компонентов в вакууме 10^{-4} Па (компоненты и ампулы взвешивались на аналитических весах с точностью $\pm 2 \cdot 10^{-4}$ г).

Результаты экспериментов и их обсуждение

Смачиваемость в системе сталь 12Х18Н9Т – жидкий свинец. Результаты изучения температурной зависимости углов смачивания жидким свинцом поверхности конструкционной стали 12Х18Н9Т приведены на рис. 3. Как видно в области температур от $T_{пл}$ до 925 К, чистый свинец не смачивает поверхность стали. По мере повышения температуры системы сталь 12Х18Н9Т – Pb краевой угол $\theta(T)$ дважды проходит через ступенчатое уменьшение углов смачивания в интервале 925–953 К от 100° до 40°, а в интервале 953–980 К угол θ уменьшается от 40° до 10° и меньше.

Наличие отмеченных ступенек связано, по нашему мнению, с разрушением окисных плёнок свинца и хрома при отмеченных выше температурах. Действительно, согласно данным фотоэлектронной спектроскопии на поверхностях хромистых сталей разрушение окисной плёнки происходит лишь при температурах выше 873 К, при этом оксид свинца разрушается по схеме $2PbO \rightarrow 2Pb + O_2$. В результате при температурах более 873 К на поверхности подложки разрушается оксид свинца, что приводит к интенсивному уменьшению краевых углов смачивания. Процесс уменьшения углов смачивания (рис. 3) протекает часто за считанные минуты.

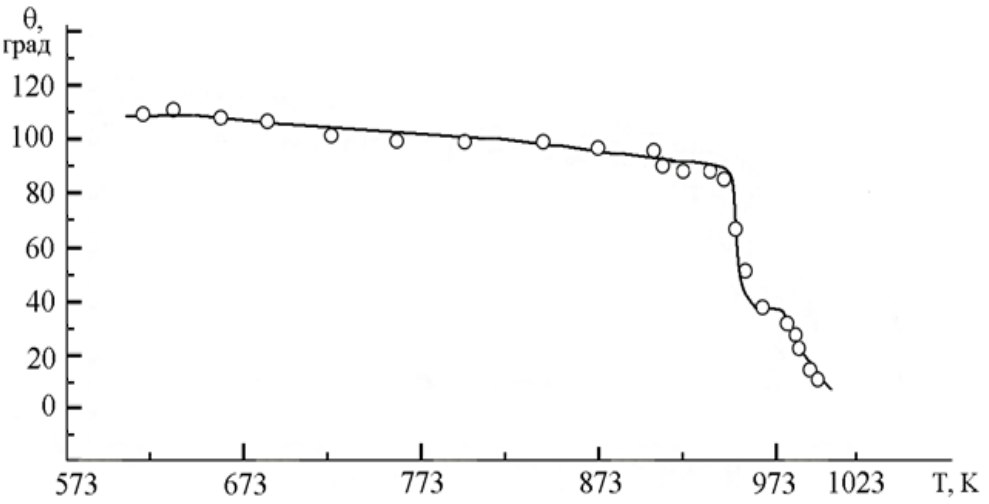


Рис. 3. Температурная зависимость угла смачивания жидким свинцом поверхности стали 12Х18Н9Т в условиях вакуума

Сравнение наших результатов с данными θ(*T*), полученными П. Проценко [9], который также изучал смачиваемость в условиях вакуума методом «сидящей» капли жидкого свинца на поверхности хромистой стали, мало отличающейся по составу от использованной нами стали 12Х18Н9Т, показало качественное согласие.

Смачиваемость жидким эвтектическим сплавом PbBi реакторной стали 12Х18Н10Т. Результаты компьютерной обработки фотоизображений капли, полученных при изучении температурных и временных зависимостей угла смачивания θ(*T*, τ) жидкоэвтектическим сплавом $(PbBi)_{эвт}$ поверхности стали 12Х18Н10Т, представлены на рис. 4.

Как видно на этом рисунке, температурный порог перехода от несмачивания к смачиванию эвтектическим расплавом $Pb_{44,5}Bi_{55,5}$ поверхности стали достигается через 140 минут после начала эксперимента и составляет 920 К.

На рис. 4 приведены два участка температурной зависимости углов смачивания θ(*T*, τ): участок 600–923 К, на котором углы смачивания остаются практически постоянными и равными около 130–120°, и участок 923–1223 К, на котором углы смачивания также мало изменяются и составляют около 90–80°. Таким образом, на стыке двух отмеченных температурных участков обнаруживается «ступенька Δθ» высотой около 30°, то есть имеется порог смачиваемости.

Обнаруженный порог смачивания можно объяснить следующим образом. Согласно данным фотоэлектронной спектроскопии и других методов [9–11] на поверхности стали имеются оксидные пленки толщиной в 1–3 нм, которые с повышением температуры разрушаются. При этом основным компонентом, определяющим степень стабильности оксидной пленки, является оксид хрома, который при 870 К начинает рекомбинировать в вакууме с хромом с образованием летучего оксида по следующей реакции: $Cr + Cr_2O_3 \rightarrow 3CrO$.

При температурах около 870–920 К на поверхности стали 12Х18Н10Т происходит процесс разрушения оксида хрома, приводящий к уменьшению углов смачивания стали. Заметим, что в специальных исследованиях поверхностей сталей было показано [5–7, 9], что термическая обработка приводит к утоньшению толщины оксидной пленки. Если при комнатной температуре толщина оксидного слоя равна около 2 нм, то при 670 К в вакууме 10^{-4} Па, (как и в нашем случае), она составляет 1,2–1,5 нм, а при 900 К – меньше 0,9 нм.

В изученной нами стали 12Х18Н10Т содержится согласно ГОСТу 5632-72 около 17–19 масс. % Cr [11, 12], что также должно привести к еще большей зависимости толщины оксидных пленок от температуры. В области высоких температур, как видно на этом же рис. 4, по достижении температуры около 1250 К на зависимости θ(*T*) обнаруживается второй температурный порог смачивания: здесь происходит очень быстрое уменьшение углов смачивания вплоть до нулевых значений при критической температуре смачивания (КТС) T_c = 1250 К.

При измерениях θ(*T*, τ) необходимо отметить, что в условиях вакуума, как это четко видно на рис. 4, задолго до наступления критического смачивания подложки каплей эвтектического расплава PbBi (при температурах около 1200 К), одновременно с процессом смачиваемости подложки начинается заметное испарение с поверхности капли. Очевидно, что компонентный

состав поверхности капли расплава в этом случае существенно отличается от исходного эвтектического [9, 10].

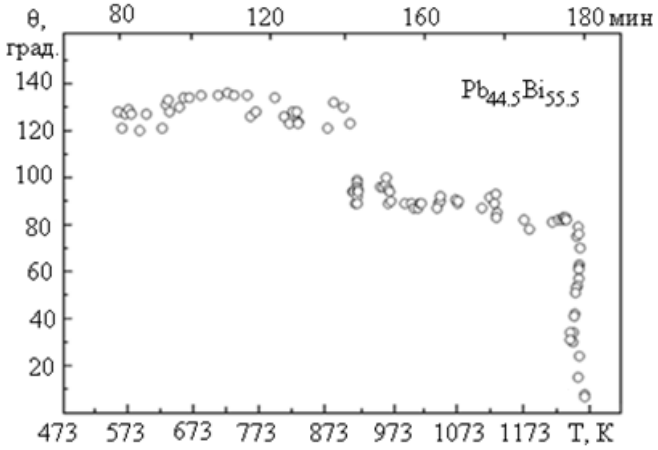


Рис. 4. Температурная зависимость углов смачивания эвтектическим сплавом $Pb_{44,5}Bi_{55,5}$ поверхности стали 12Х18Н10Т в условиях вакуума

В связи с этим, на наш взгляд, требуется уточнение смысла самого термина КТС [3, 7], поставив его содержание в зависимость от того, в какой среде (вакуум, инертный газ и его давление и т.д.) проводятся опыты по изучению $\theta(T)$. Действительно, как показали наши измерения $\theta(T, \tau)$, проведенные в атмосфере чистого аргона (рис. 5, 6) вплоть до температуры 1520 К (максимальная температура опытов), капля эвтектического расплава PbBi остается вполне стабильной по объему.

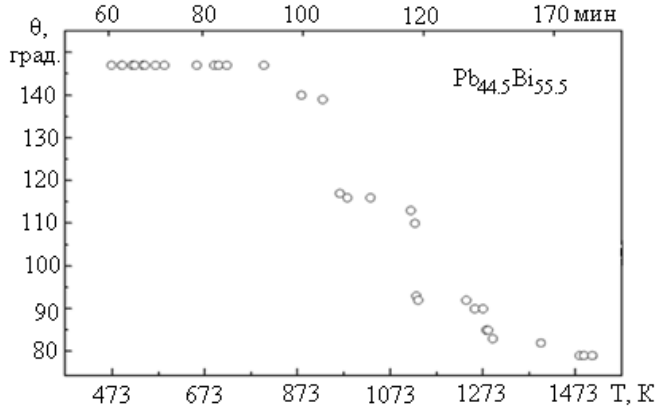


Рис. 5. Температурная зависимость углов смачивания эвтектическим расплавом $Pb_{44,5}Bi_{55,5}$ поверхности стали 12Х18Н10Т в инертной среде (аргон)

При этом краевой угол смачивания при 1400 К не становится заметно меньше 80°, а обнаруженный при измерениях $\theta(T, \tau)$ в условиях вакуума температурный порог смачиваемости здесь хотя и сохраняется, но оказывается «размытым» вдоль оси температур на 200 К.

Отметим, что в ряде работ изучены температурные зависимости угла смачивания $\theta(T)$ сплавами Pb, Bi и $Pb_{44,5}Bi_{55,5}$ реакторных сталей 12Х18Н9Т, 12Х18Н10Т, ЭК-173 и других.

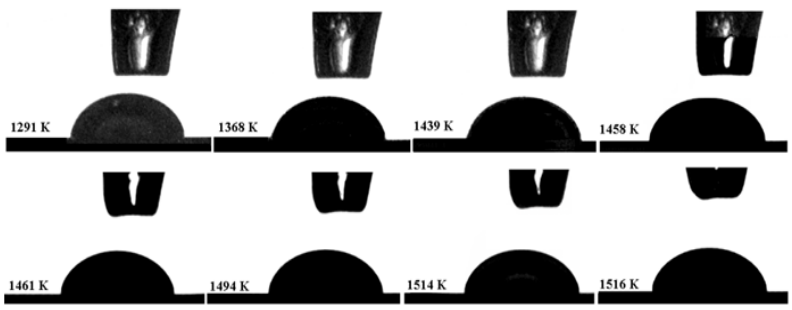


Рис. 6. Температурная зависимость смачиваемости поверхности реакторной стали 12Х18Н10Т жидким эвтектическим сплавом $Pb_{44,5}Bi_{55,5}$ в инертной атмосфере (аргон)

Смачиваемость в системе сталь ЭК-173 – свинец. На рис. 7–9 приведены данные углов смачивания жидкими свинцом, висмутом и сплавом $(PbBi)_{эвт}$ поверхности стали ЭК-173 в зависимости от температуры и времени их контакта. На рис. 7*a* показано, что в температурной области $T_{пл}$ – 923 К угол смачивания стали жидким свинцом изменяется с температурой по линейному закону с температурным коэффициентом $d\theta/dT = -0{,}04°/К$ и в среднем угол смачивания по абсолютной величине составляет 140–130°.

Характер зависимости $\theta(T)$ в области высоких температур меняется по сравнению с низкотемпературной областью: после повышения температуры до 923 К за короткое время (около 15 мин.) наблюдается быстрое уменьшение углов смачивания от 130° вплоть до 70°. Это означает, что в системе Pb – сталь ЭК-173 обнаруживается КТС. Дальнейшее повышение температуры приводит к интенсивному испарению свинца в вакууме с поверхности капли. Результаты работы [13] график 7*b* отличаются от наших данных тем, что на температурной зависимости $\theta(T)$ смачиваемости жидким свинцом стали ЭК-173 в температурной области от 673 до 1023 К отсутствует порог смачивания, что может быть обусловлено причинами методического характера, так как в обеих работах зависимость $\theta(T)$ определялась одним и тем же методом лежащей капли на плоской подложке. В частности, в [13] температурная выдержка изученных систем жидкий образец – твердая подложка перед измерениями углов смачивания продолжалась всего 5–10 мин., тогда как в подобных экспериментах она должна быть достаточно продолжительной с тем, чтобы процессы гомогенизации расплавов могли полностью завершиться.

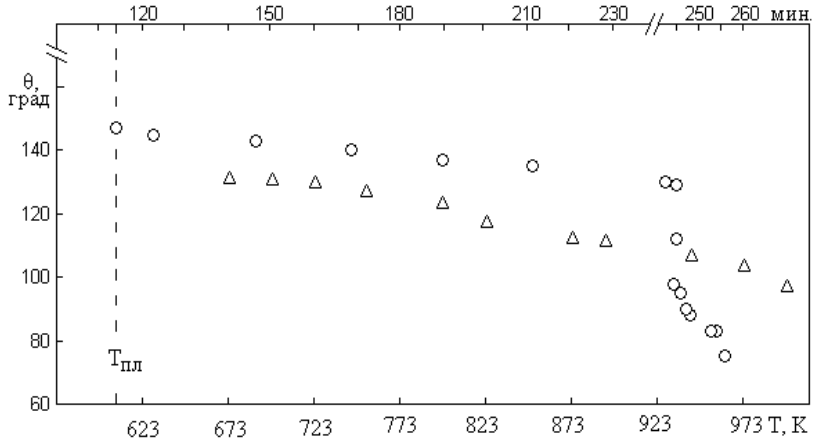


Рис. 7. Температурная и временная зависимости углов смачивания реакторной стали ЭК-173 жидким свинцом:
○ – 7*a* результаты данной работы; Δ – 7*b* результаты работы [13]

В наших опытах измерения $\theta(T)$ смачивания поверхности жидкими металлами и их сплавами продолжались более четырех-пяти часов, таким образом, температурная выдержка исследуемой системы капля – подложка перед каждым измерением, составляла около одного часа. Обнаруженный нами порог смачивания в системе свинец – сталь ЭК-173 при температуре 923 К объясняется также, как и при смачивании свинцом стали 12Х18Н10Т, поскольку сталь ЭК-173 содержит 17,9 % Cr и это будет приводить к еще большей зависимости толщины окисных пленок от температуры.

Смачиваемость в системе сталь ЭК-173 – висмут. Сталь марки ЭК-173 (с содержанием 1,2 % Al по массе) в начале не смачивается жидким висмутом вплоть до температуры 873 К. Дальнейшее повышение температуры до 973 К приводит к интенсивному смачиванию стали жидким висмутом: угол смачивания $\theta(T)$ достигает значения 75° в течение 15−20 мин, то есть для системы жидкий висмут – сталь ЭК-173 (КТС) оказалась около 850 К. При 973 К опыты были прекращены из-за распыления висмута в вакууме.

Сравнение наших результатов $\theta(T)$ с данными работы А. Кашежева и др., по изучению смачиваемости стали ЭК-173 жидким Bi (метод «лежащей капли») показывает, что авторами также были обнаружены КТС (около 923–973 К), что значительно превышает полученное нами значение КТС. Причиной несовпадения и некоторой неопределенности данных по КТС с нашими результатами (рис. 8*a*) является отсутствие опытных точек полученной зависимости $\theta(T)$ на рис. 8b в области температур от 893 до 993 К, хотя при температуре 993 К на кривой $\theta(T)$ имеются две экспериментальные точки, соответствующие углам смачивания $\theta = 75°$.

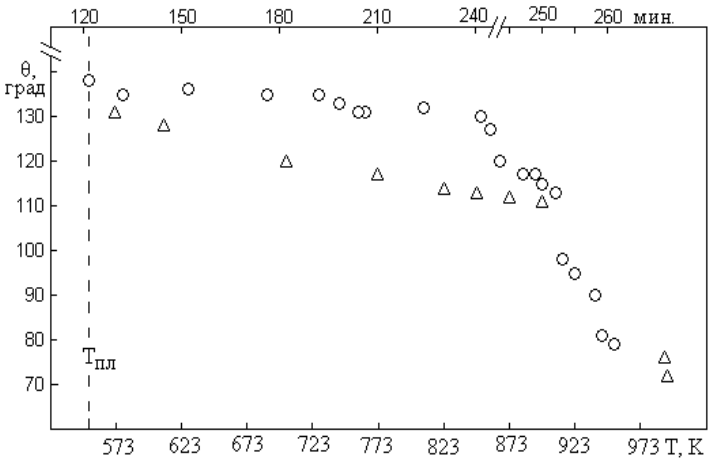


Рис. 8. Температурная и временная зависимости углов смачивания реакторной стали ЭК-173 жидким висмутом:
○ – 8*a* данные настоящей работы; Δ – 8*b* результаты работы [13]

Плохую смачиваемость стали ЭК-173 жидким висмутом в области температур 543–843 К (рис. 8) можно объяснить тем, что примеси Al (1,2 масс.%) в самой стали ЭК-173 за счет сегрегации накапливаются на межфазной границе и образуют защитные оксидные пленки. Таким образом, из результатов наших исследований следует, что сталь марки ЭК-173 более устойчива к воздействию расплавленных свинца и висмута при более высоких температурах, чем конструкционная сталь 12Х18Н9Т.

Смачиваемость в системе сталь ЭК-173 – эвтектический расплав (PbBi)$_{эвт}$. На рис. 9 представлены результаты, полученные нами при изучении температурной зависимости угла смачивания θ(*T*, τ) жидким эвтектическим сплавом PbBi реакторной стали ЭК-173. Заметно, что зависимость θ(*T*, τ) остается практически постоянной в области температур $T_{пл}$ – 993 К, в которой значения углов смачивания составляют 150° в условиях высокого вакуума 10^{-4} Па.

Повышение температуры системы сталь ЭК-173 − эвтектический расплав PbBi от 1020 К до 1273 К приводит к уменьшению углов смачивания. В течение 10−15 мин угол θ становится от 150° до 100°, то есть в системе сталь ЭК-173 – эвтектический расплав PbBi обнаруживается КТС T_c ~ 1000 К. По нашему мнению, наблюдаемое снижение θ(*T*) при температурах выше 1020 К можно объяснить разрушением оксидной пленки (PbO) эвтектики системы Pb – Bi на границе со сталью.

Как отмечалось выше, в ряде случаев наши эксперименты по изучению θ(*T*) при повышенных температурах в вакууме приходилось досрочно прекращать из-за высокой летучести Pb, Bi и их эвтектического сплава.

По этой причине, а также для сравнения с данными θ(*T*), полученными в вакууме и газовой среде, нами измерены θ(*T*) в атмосфере аргона (рис. 5, 6 и 12).

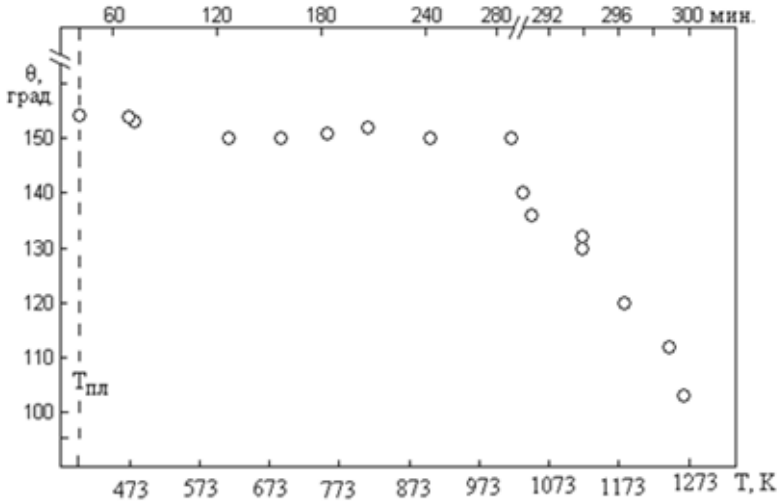


Рис. 9. Температурная и временная зависимости углов смачивания реакторной стали ЭК-173 жидким эвтектическим расплавом PbBi

Из сравнения графиков на рис. 4 и 5, полученных при измерениях $\theta(T, \tau)$ в условиях вакуума и аргона, видно, что на рис. 4, задолго до наступления смачивания подложки каплей эвтектического расплава PbBi при температурах около 1200 К начинается испарение самой капли [14]. В связи с этим ставится задача изучения смачиваемости в системах в условиях инертной атмосферы (например, в аргоне).

Действительно, как показали наши измерения $\theta(T, \tau)$, проведенные в атмосфере чистого аргона (рис. 5 и 6) до температуры 1520 К, капля эвтектического расплава PbBi остается вполне стабильной по объему. При этом краевой угол смачивания при 1400 К не становится заметно меньше 80°, а обнаруженный при измерениях $\theta(T, \tau)$ в условиях вакуума температурный порог смачивания хотя и сохраняется, но оказывается размытым вдоль оси температур более чем на 300 К (рис. 5).

Результаты экспериментального изучения температурных зависимостей смачиваемости поверхностей конструкционных сталей в вакууме и среде аргона эвтектическим сплавом $(PbBi)_{эвт}$ с добавлением лития

В связи с расширяющимся применением в современной технике и технологии лития и его сплавов [15] нами также были изучены температурные зависимости смачивания реакторной стали 12Х18Н10Т жидкими эвтектическими сплавами $(PbBi)_{эвт}$ с добавлением 20,86; 35,1; и 23,60 ат. % Li [12, 15], результаты которых представлены на рис. 10, 11 и 12.

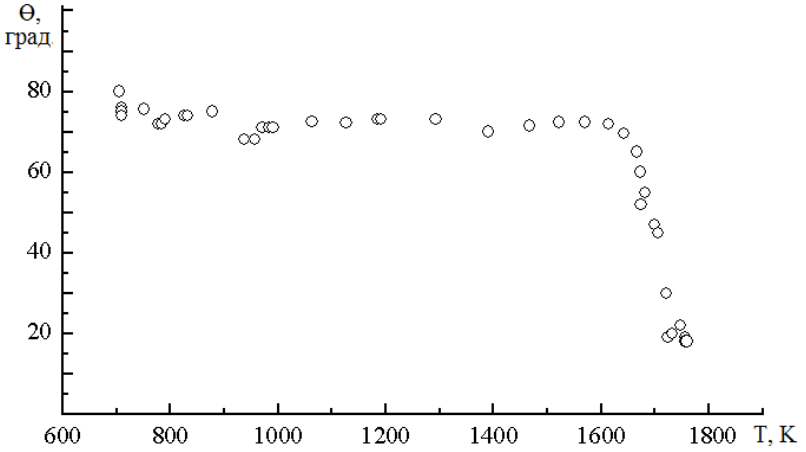


Рис. 10. Температурная зависимость смачиваемости реакторной стали 12Х18Н10Т жидким сплавом $(PbBi)_{эвт}$ + 20,86 ат. % Li в условиях вакуума 10^{-4} Па

Капля расплава $(PbBi)_{эвт}$ + 20,86 ат. % Li (сплав $Pb_{35,3}Bi_{43,8}Li_{20,9}$), сформированная при 700 К, смачивает стальную подложку 12Х18Н10Т сразу после контакта с ней, образуя краевой угол, равный около 75° (рис. 10). Этот угол остается постоянным в течение трех часов, хотя температура за это время достигает 1600 К, и только после этого начинается быстрое уменьшение краевого угла смачивания до θ = 20° (КТС ~1065 К).

На рис. 11 показана температурная зависимость угла смачивания $\theta(T)$ стали 12Х18Н10Т жидким эвтектическим сплавом $(PbBi)_{эвт}$ с содержанием 35,1 ат. % Li, то есть расплавом $Pb_{29,2}Bi_{35,7}Li_{35,1}$. Как видно на этом рисунке, жидкий расплав $Pb_{29,2}Bi_{35,7}Li_{35,1}$ во всем температурном интервале измерений 775–1000 К смачивает поверхность реакторной стали 12Х18Н10Т. В начале в температурном интервале до 800 К происходит достаточно быстрое уменьшение краевого угла смачивания от 60° до 40°, но затем по мере увеличения температуры вплоть до 1000 К, угол смачивания, уменьшаясь по линейном закону, достигает значения θ = 27° при 975 К.

По нашему мнению, лучшее смачивание стали 12Х18Н10Т жидким сплавом, содержащим 35,1 ат. % Li, обусловлено увеличением содержания лития на 12 ат. % Li в исходном эвтектическом сплаве PbBi, чем в сплаве с 20,86 ат. % Li (рис. 10). Из сравнения графиков зависимостей $\theta(T)$ на рис. 11 и 12 следует, что угол смачивания $\theta(T)$ стали 12Х18Н10Т жидким сплавом $(PbBi)_{эвт}$ + 23,6 ат. % Li в атмосфере аргона систематически превышает на 40−70° аналогичную зависимость $\theta(T)$ при смачивании сплавом $(PbBi)_{эвт}$ + 35,1 ат. % Li в вакууме в интервале температуры 800–1000 К.

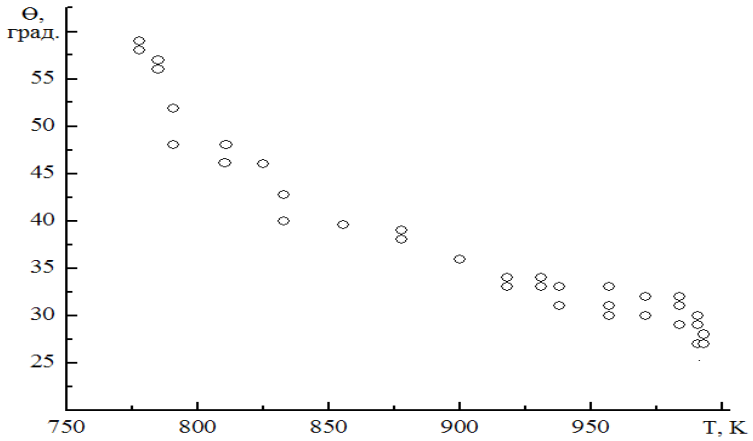


Рис. 11. Температурная зависимость смачиваемости реакторной стали 12Х18Н10Т тройным жидким сплавом $(PbBi)_{эвт}$ + 35,1 ат. % Li в условиях вакуума

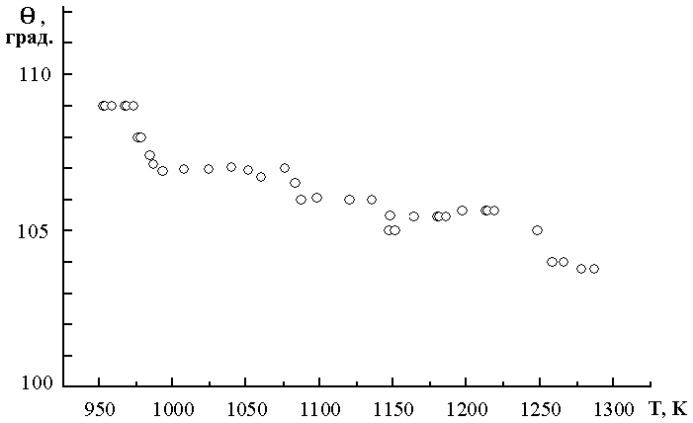


Рис. 12. Температурная зависимость углов смачивания жидким сплавом $Pb_{34,1}Bi_{42,3}Li_{23,6}$ поверхности стали 12Х18Н10Т в атмосфере аргона

Представляет интерес сравнение политерм угла смачивания θ(T) стали 12Х18Н10Т жидкими эвтектическими сплавами $(PbBi)_{эвт}$, на рис. 11 и 12, отличающимися друг от друга, как по содержанию лития, так и условиями опытов (в атмосфере аргона или в вакууме 10^{-4} Па). Из сравнения двух политерм θ(T) видно, что они существенно отличаются друг от друга – жидкий сплав $(PbBi)_{эвт}$ + 20,86 ат. % Li в условиях вакуума при всех температурах смачивает сталь, тогда как в атмосфере аргона даже расплав $(PbBi)_{эвт}$ + 23,56 ат. % Li не смачивает поверхность стали 12Х18Н10Т. Более того, в условиях вакуума на зависимости θ(T) обнаруживается КТС, которая отсутствует в случае измерений в инертной атмосфере. Лучшая смачиваемость сталей жидкой эвтектикой $(PbBi)_{эвт}$ с практически равными добавками лития в условиях вакуума, чем в инертной атмосфере аргона, обусловлена тем, что в вакууме поверхность стальной подложки вокруг капли расплава покрывается тонкой пленкой свинца и особенно висмута – легкоиспаряющимися компонентами эвтектического сплава Pb-Bi, тогда как в атмосфере аргона распыление компонентов смачивающей жидкости затруднено.

Выводы

1. Экспериментально построены политермы краевых углов смачивания поверхности стали 12Х18Н10Т жидкими сплавами $(PbBi)_{эвт}$ + Li с различным содержанием лития в условиях высокого вакуума и в атмосфере аргона. Установлено улучшение смачиваемости поверхности стали по мере увеличения содержания лития в тройных сплавах Pb-Bi-Li.

2. Обнаружены критические температуры смачивания T_c поверхности стали ЭК-173 жидкометаллическими каплями: свинцом T_c = 920 K, висмутом T_c = 850 K и эвтектическим сплавом $(PbBi)_{эвт}$ T_c = 1020 K.

3. Показана, что реакторная сталь ЭК-173 более устойчива при контакте с жидкими висмутом, свинцом и жидкоэвтектическим сплавом PbBi при высоких температурах, чем конструкционная сталь 12Х18Н9Т.

4. Показаны существенные различия данных о смачиваемости стали 12Х18Н10Т в условиях вакуума и инертной атмосферы аргона при высоких температурах. В условиях вакуума поверхность конструкционной реакторной стали покрывается тонкими пленками легко испаряющихся компонентов эвтектического сплава свинца и висмута, что способствует процессу смачивания.

Список литературы

1. 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.
2. Емельяненко А.М., Бойнович Л.Б. Анализ смачивания как эффективный метод изучения характеристик покрытий, поверхностей и происходящих на них процессов (обзор) // Заводская лаборатория. (Диагностика материалов). – 2010 – Т. 76. – № 9. – С. 27–36.
3. Сумм Б.Д., Горюнов Ю.В. Физико-химические основы смачивания и растекания: Учебное пособие. – М.: Химия, 1976. − 232 с.
4. Алчагиров Б.Б., Хоконов Х.Б. Смачиваемость поверхностей твердых тел расплавами щелочных металлов и сплавами с их участием: Теория и методы исследования // ТВТ. – 1994. − Т. 34. – № 4. – С. 590–626; Эксперимент. Там же: Т. 4. – № 5. – С. 756−783.
5. Park J.J., Butt D.R., Beard C.A. Review of Liquid Metal Corrosion Issues for Potential Containment Materials for Liquid Lead and Lead-Bismuth Eutectic Spallation Targets as a Neutron Source // Nuclear Design and Engineering. – 2000. − V. 196. − P. 315−325.
6. Арнольдов М.Н., Каржавин В.А., Трофимов А.И. Основы метрологического обеспечения температурного контроля реакторных установок: Учебное пособие для вузов. – М.: Изд. дом МЭИ, 2012. – 243 с.
7. Алчагиров Б.Б., Дышекова Ф.Ф., Коков З.А., Кясова О.Х., Таова Т.М., Бесланеева З.О., Хоконов Х.Б. Экспериментальная установка для изучения смачиваемости жидкометаллическими расплавами поверхностей твердых тел // Известия РАН: Серия физическая. – 2017. – Т. 81. – № 5. − С. 703−708.
8. Коков З.А., Дышекова Ф.Ф., Коков А.А., Алчагиров Б.Б., Кегадуева З.А. Программа автоматизаций физического эксперимента по измерению поверхностного натяжения жидкостей методом лежащей капли // Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2015614191 от 08.04.2015.
9. Protsenko P., Terlain A., Jeymond M., Eustathopoulos N. Wetting of Fe-7.8 wt. % Cr stainless steel by molten Pb and Pb-17Li / Proceedings of the 10 International Conferenction on fusion reactor materials. –Germany: Baden-Baden, 2001. − P. 177−182.
10. Ивановский М.Н., Сорокин В.П., Субботин В.И. Испарение и конденсация металлов. – М.: Атомиздат, 1976. − 216 с.
11. Кириллов П.Л., Терентьева М.И., Денискина Н.Б. Теплофизические свойства материалов ядерной техники: Учебно-справочное пособие для студентов специальностей: 14.03.05 – Ядерные реакторы и энергетические установки, 14.04.04 – Атомные электрические станции и установки. / Под общ. ред. проф. Кириллова П.Л.; 2-е изд., перераб. и доп. – М.: ИздАт, 2007. − 200 с.
12. Alchagirov B.B., Dyshekova F., Karamurzov B.S., Taova T.M., Khokonov Kh.B. Wettability of 12Cr18Ni10Ti Reactor Steel by the Eutectic Alloy of PbBiLi // Nineteenth Symposium on Thermophysical Properties, June 21–26, 2015. University of Colorado at Boulder, – USA: Colorado. – Paper ID 33−54.
13. Кашежев А.З., Мозговой А.Г., Понежев М.Х., Созаев В.А., Хасанов А.И. // Смачивание свинцом и висмутом реакторных сталей // Вестник КБГУ. Серия: физические науки. – 2008. – Вып. 11. – С. 7–8.
14. Терентьев Д.И.. Барбин Н.М., Борисенко А.В., Алексеев С.Г., Попель П.С. Моделирование испарения расплавов Pb+Bi при различных давлениях // Тезисы докладов XIII Российской конференции по теплофизическим свойствам веществ (с международным участием). Новосибирск, 28 июня – 1 июля 2011. – Новосибирск: Изд-во Института теплофизики СО РАН, 2011. – С. 253–254.
15. Люблинский И.Е., Вертков А.В., Евтихин В.А. Физико-химические основы использования лития в жидкометаллических системах термоядерного реактора // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Термоядерный синтез. – 2007. – Вып. 4. – С. 13−44.

Влияние коррозии охлаждаемой поверхности на теплообмен при кипении недогретых жидкостей

Виноградов М. М., Рязанцев В. А., Канин П. К., Забиров А. Р., Ягов В. В.
НИУ «МЭИ», Москва, Zabirov_arslan@gmail.com

Аннотация

В статье приведены результаты экспериментальных исследований по охлаждению образцов с разным состоянием поверхности на нестационарный режим охлаждения. Выявлен значительный рост температуры начала интенсивного режима охлаждения на образце с оксидированной поверхностью. Приводится объяснение этого явления с помощью приближенной модели возникновения режима интенсивного теплообмена при пленочном кипении недогретой жидкости.

Ключевые слова: кипение, теплообмен, повторный залив, оксидированная поверхность.

Введение

В случае возникновения аварии на АЭС с потерей теплоносителя, в активной зоне происходит резкий рост температуры тепловыделяющих сборок. Для предотвращения их расплавления, через аварийные каналы активная зона реакторной установки заливается водой, и начинается процесс захолаживания, сопровождающийся явлением повторного смачивания твэлов водой. Главным при этом является обеспечение максимальных темпов охлаждения, и избегание малоинтенсивного пленочного кипения.

Исследование взаимодействия между поверхностью, нагретой существенно выше температуры предельного перегрева, и недогретой водой может быть полезным также и для понимания природы парового взрыва. Крупномасштабный паровой взрыв может произойти на таких промышленных объектах, где теоретически возможен контакт горячего тела с охлаждающей жидкостью. Приведем некоторые из них:

1. Атомная энергетика. Паровой взрыв может возникнуть при тяжелой аварии, когда расплав активной зоны реактора взаимодействует с холодной водой.

2. Целлюлозно-бумажное производство. Для отделения целлюлозы от лигнина смесь опилок и воды нагревают до высоких температур под большим давлением. После резкого сброса давления, вода вскипает взрывным образом.

3. Производство и добыча сжиженных газов. Опасность попадания сжиженных газов или, например, гидрата метана в горячую среду (в воду) или разгерметизация сосудов хранения.

4. Металлургия. Попадание высокотемпературных расплавленных материалов (сталь, алюминий, кобальт, никель) в воду.

Процесс развития парового взрыва состоит из последовательных стадий начального перемешивания, инициирования, тонкой фрагментации капель расплава и расширением продуктов взрыва в окружающее пространство. Изучение этого явления привело к открытию интенсивного теплообмена при плёночном кипении недогретой воды [1, 2]. Английские специалисты (Hewitt G.F. и Kenning D.B.R.) в 1986 г. первыми охарактеризовали этот процесс как особый режим теплообмена при кипении, названный «микро-пузырьковым» кипением (micro-bubble boiling). Этот режим наблюдается при кипении воды, недогретой более чем на 20 К, и характеризуется разрушением паровой плёнки при средней температуре охлаждаемой поверхности существенно выше температуры предельного перегрева жидкости. Плотности теплового потока в подобных условиях могут превышать 5 МВт/м^2 (из экспериментов на металлических сферических образцах), что совершенно не характерно для устойчивого плёночного кипения и является причиной множества заблуждений о природе процесса. Есть мнение, что процесс микропузырькового кипения может являться триггером для возникновения парового взрыва. Чтобы выявить механизмы и закономерности наступления этого необычного режима кипения, на кафедре ИТФ МЭИ были реализованы эксперименты по охлаждению высокотемпературных шаров из разных материалов (никель, нержавеющая сталь, медь) в различных жидкостях (вода, этанол, изопропанол, перфторгексан, различные бинарные смеси) [3–6]. Согласно предложенной авторами доклада приближённой полуэмпирической модели, на наступление процесса

микро-пузырькового кипения кроме свойств охлаждающей жидкости, влияют свойства поверхности охлаждаемого тела, в частности шероховатость и коэффициент тепловой активности материала тела. Чем ниже коэффициент тепловой активности металла, при тем большей температуре поверхности наступит интенсивный режим охлаждения. Таким образом, наличие покрытий (например, оксидных плёнок) на охлаждаемой поверхности может существенно влиять на скорость охлаждения горячих тел. В 2014 г. вышла в свет статья J. Buongiorno, представляющего Массачусетский Технологический Институт [6]. В статье рассматривается влияние микроструктуры поверхности тела на характер его охлаждения. Примечательно, что эта работа имеет «атомную» направленность, и посвящена вопросам теплообмена при повторном смачивании.

Описание эксперимента

Программа выполненных исследований включает эксперименты с использованием шаров разного диаметра из различных металлов в различных охлаждающих жидкостях. Стенд рассчитан на проведение опытов в интервале давлений от атмосферного до 1,0 МПа и температур охлаждающей жидкости от –80 °С до 100 °С. Экспериментальный стенд «Режимы охлаждения высокотемпературных поверхностей» был создан в 2013 году по программе развития материальной базы НИУ «МЭИ». Фотография стенда представлена на рис. 1, а рабочая схема на рис. 2.

Рис. 1. Фотографии экспериментального стенда:
a – сварочные работы; *b* – пример сварного шва; *c* – опрессовка установки;
d – готовая экспериментальная установка

Основой стенда является герметичный корпус экспериментальной камеры (6) выполнен из нержавеющей стальной трубы внешним диаметром 219 мм с толщиной стенки 10 мм. В его верхней части размещена медная катушка внутренним диаметром 50 мм (2) ВЧ индукционного нагревателя (3); в нижнюю часть объемом 25 л заливается охлаждающая жидкость, температура которой поддерживается на заданном уровне с помощью термостата (8) мощностью 1,9 кВт и связанного с ним, погруженного в жидкость змеевика (7) с площадью поверхности теплообмена 0,224 м^2.

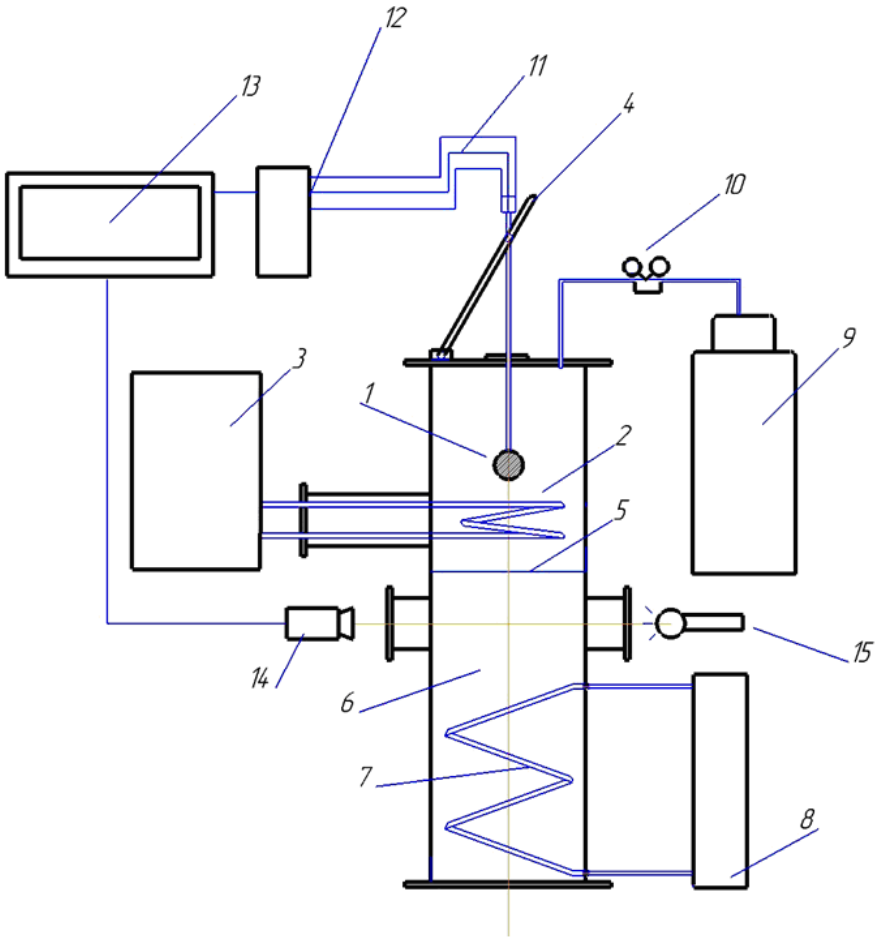


Рис. 2. Схема экспериментального стенда:
1 – рабочий участок; 2 – катушка индуктора; 3 – ВЧ индуктор; 4 – механизм перемещения рабочего образца; 5 – диафрагма; 6 – экспериментальная камера; 7 – спираль теплообменника; 8 – термостат с циркуляционным контуром; 9 – баллон со сжатым инертным газом; 10 – редуктор и манометр; 11 – термопары рабочего образца; 12 – измерительный модуль; 13 – персональный компьютер; 14 – скоростная цифровая видеокамера; 15 – система освещения

Зона нагрева отделена от объема жидкости тонкой металлической диафрагмой (5), экранирующей охлаждающую среду от теплового излучения и брызг охлаждающей жидкости. Металлический шар (1) в начале эксперимента посредством рычажной системы перемещения рабочего образца (4) устанавливается внутри катушки (2). Нагрев контролируется с помощью размещенных внутри шара термопар. Мощность ВЧ индуктора составляет 7,5 кВт, что позволяет получить высокую скорость нагрева; в щадящем режиме, обеспечивающем равномерный контролируемый прогрев, шар нагревается до 800 °С менее чем за 5 минут. Предусмотрена возможность проведения нагрева рабочего образца в среде инертного газа (аргона или азота), поступающего из баллона (9).

Нагретый шар перемещается в объем охлаждающей жидкости на уровень смотровых окон, выполненных из кварцевого стекла толщиной 10 мм. Во время охлаждения сигнал от термопар (11) поступает через коннектор NI SCXI-1303 на измерительный модуль NI SCXI-1102 (12), который является частью сборки на основе NI SCXI-1001. Регистрация сигнала от каждой термопары осуществляется с частотой 100 Гц. Результаты измерений через USB-интерфейс поступают на персональный компьютер (13), где в программе Lab View строится зависимость температуры от времени. В ряде режимов одновременно с получением термограмм осуществляется съемка процессов, происходящих на поверхности охлаждаемого шара, на скоростную цифровую видеокамеру (14) в проходящем свете от галогенной лампы (15); видеозапись сохраняется на жестком диске персонального компьютера.

На рис. 3 приведена схема рабочего участка с 5 термопарами. В шаре монтируются 5 хромель-алюмелевых термопар: четыре на поверхности в точках с полярным углом $\theta = 50, 90, 135$ и 180° и одна в центре. В большинстве случаев использовались кабельные термопары с диаметром электродов 0,2 мм; наружный диаметр кабеля термопары не превышал 1 мм.

Градуировка термопар, заложенных в рабочие участки, была проведена на участке температур от 20 до 100 °С. Это было обусловлено отсутствием образцового прибора, который выдавал бы сигнал при более высоких температурах. В результате градуировки был сделан вывод о том, что для данных термопар можно пользоваться стандартной градуировочной зависимостью. Погрешность измерения температуры составляет ±1 °С в диапазоне от –40 до +275 °С. Максимальное отклонение наблюдается при 700 °С и составляет 2,8 °С.

Суть экспериментов заключалась в проведении опытов на образце из нержавеющей стали (см. рис. 4 *а*) и на образце, поверхность которого подверглась коррозии (см. рис. 4 *б*). Коррозия образовалось путем выдерживания образца при высоких температурах в воздухе.

На рис. 5 представлена фотография приповерхностного среза оксидированного шара. Анализ показал, что толщина оксидного слоя варьируется от 10 до 30 мкм; структура слоя пористая и гетерогенная.

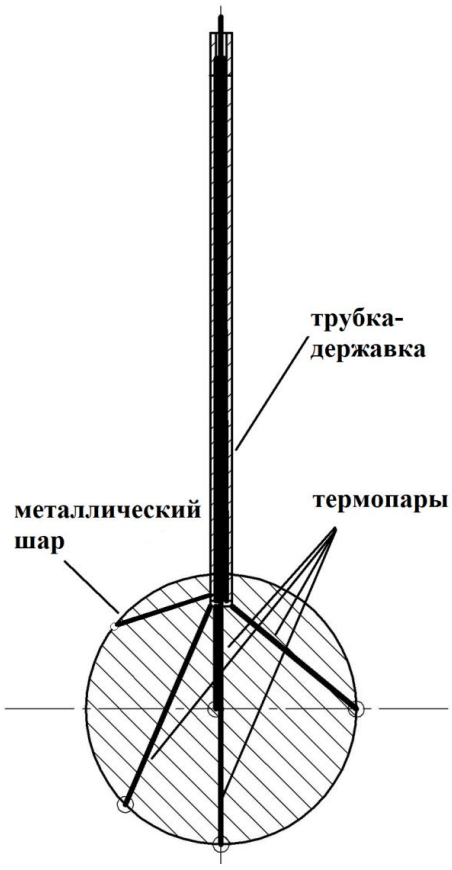


Рис. 3. Схема рабочих участков

Рис. 4. Фотографии образца из нержавеющей стали с полированной поверхностью (*а*) и образца из углеродистой стали с коррозией на поверхности (*б*)

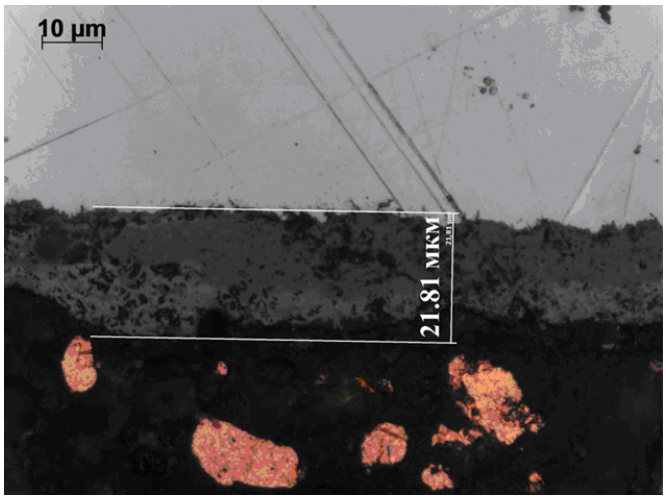


Рис. 5. Фотография среза «оксидированного» шара диаметром 39 мм

Результаты и обсуждение

Эксперименты были проведены на двух образцах из нержавеющей и углеродистой стали в воде при разных недогревах. На рис. 6 приведены экспериментальные термограммы для трех значений недогревов ΔT_{sub} = 10, 30 и 40 К (что соответствует температурам воды 90, 70 и 60 °С). Цифрой 1 обозначены осредненные температуры поверхности для гладкого нержавеющего образца, а цифрой 2 для углеродистого образца с оксидированной поверхностью. Из рисунка видно, что при температуре охлаждающей воды T_{liq} = 90 °С, в условиях устойчивого пленочного кипения процесс охлаждения для двух образцов не отличается ни темпом, ни значением температуры перехода к интенсивному режиму охлаждения. Это объясняется тем, что в условиях малых недогревов, толщина паровой пленки превосходит высоту шероховатости поверхности, что делает невозможным продолжительный контакт жидкости со стенкой. Этот результат подтверждает гипотезу авторов из ОИВТ РАН, которые в статье [7] высказали предположение об отсутствии фрагментации горячих капель при малых недогревах охладителя: «Можно предполагать, что отсутствие тонкой фрагментации горячих капель и парового взрыва при малых недогревах холодного теплоносителя может быть обусловлено этим увеличением толщины парового слоя, вызванного интенсификацией испарения с поверхности раздела, резким снижением вероятности прямого контакта горячей и холодной жидкостей, взрывного вскипания холодной жидкости и генерации импульса давления».

Однако с ростом недогрева увеличивается значение температуры поверхности, при которой начинается режим интенсивного охлаждения.

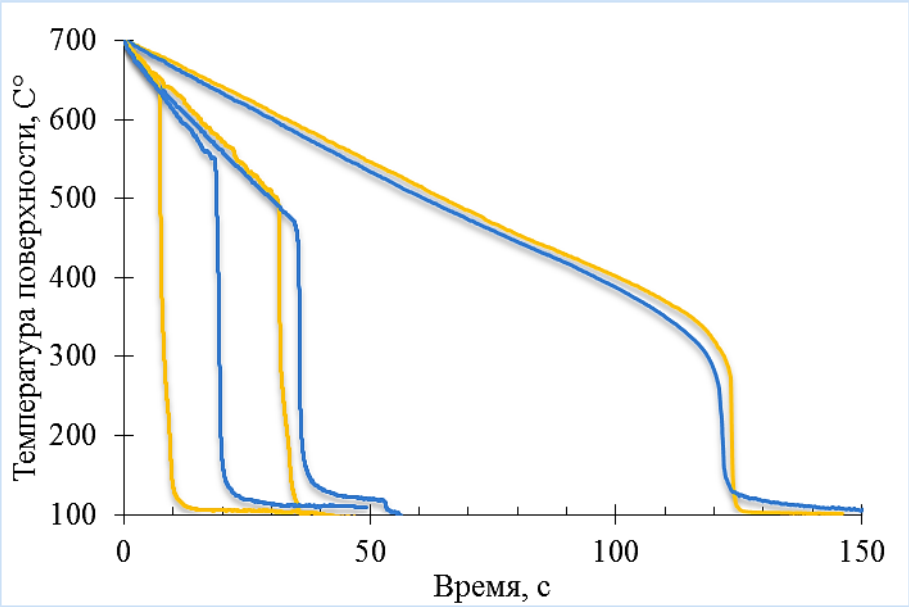


Рис. 6. Экспериментальные термограммы для трех значений недогревов Δ*Tsub* = 10, 30 и 40 К (что соответствует температурам воды 90, 70 и 60 °С):
1 – осредненные температуры поверхности для гладкого нержавеющего образца; 2 – осредненные температуры поверхности для углеродистого образца с оксидированной поверхностью

Так, при недогреве в 30 К, переходная температура для оксидированной поверхности составляет 500 °С, что на 30 К выше, чем для гладкой поверхности нержавеющего шара. При недогреве в 40 К эта разнице составляет уже почти 80 К, и температура перехода для оксидированного образца составляет 650 °С. Отметим еще раз, что в режиме устойчивого пленочного кипения, когда температура поверхности выше температуры перехода, темпы охлаждения для обоих образцов одинаковы.

Удивительные результаты были получены на образце с оксидированной поверхностью при еще больших недогревах. На рис. 7 представлены термограммы для охлаждения указанных ранее образцов в воде с температурой 50 °С (недогрев, соответственно, ΔT_{sub} = 50 К). Если для образца из нержавеющей стали с гладкой поверхностью в начале охлаждения наблюдается достаточно продолжительный участок устойчивого пленочного кипения, то для оксидированного образца режим интенсивного охлаждения начинается сразу после опускания его в воду. Средняя температура поверхности для оксидированного образца, при этом составляет 900 °С. Это

значение на 300 К выше, чем для образца из нержавеющей стали с гладкой поверхностью, и примерно на 600 К выше, чем критическая температура воды. При этом, на шаре с оксидированной поверхностью наблюдаются огромные темпы охлаждения и отводятся огромные тепловые потоки порядка МВт/м^2. В одном из экспериментов образец треснул, не выдержав огромных термических напряжений.

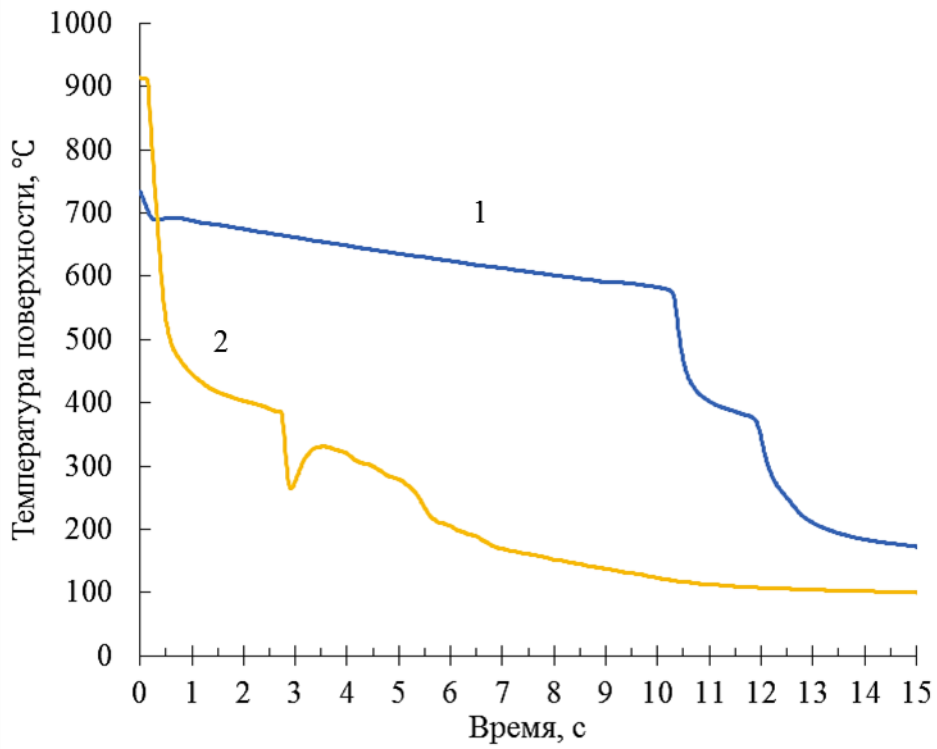


Рис. 7. Термограммы для охлаждения указанных ранее образцов в воде с температурой 50 °C (недогрев, соответственно, ΔTsub = 50 K)

Объяснить полученные результаты способна приближенная модель возникновения режима интенсивного теплообмена при пленочном кипении недогретой жидкости, разработанная авторами [8]. В основу модели положена гипотеза об условиях возникновения режима интенсивного теплообмена при пленочном кипении недогретой жидкости. Наличие элементов шероховатости (выступов) охлаждаемой поверхности и волн на межфазной поверхности пар/жидкость может вызывать появление точечных контактов жидкость/стенка. Охлаждение выступов поверхности ниже температуры предельного перегрева жидкости представляется тем более вероятным, что некоторые из них могут иметь отличия в химическом составе в сравнении с основным материалом охлаждаемого тела. Такие смоченные микроучастки поверхности вполне могут существовать в условиях, когда усредненная температура поверхности намного превышает T_{lim}, при этом вероятность их появления тем выше, чем ниже коэффициент тепловой активности материала.

На границе жидкости, контактирующей с горячей поверхностью, то есть на линии контакта трех фаз происходит испарение с огромной интенсивностью. Если этот тепловой поток равен или превышает тепловой поток, поступающий в зону интенсивного охлаждения из прилегающих областей охлаждаемого тела, то эта зона будет существовать (или расширяться), создавая условия для высокой средней интенсивности теплообмена. Равенство тепловых потоков, обусловленных интенсивным испарением у границы смоченного участка и притоком тепла из охлаждаемого тела по механизму нестационарной теплопроводности, определяет условие возникновения режима интенсивного теплообмена при пленочном кипении недогретой жидкости. В качестве «нулевого приближения» это условие можно представить, как:

$$K_0 = C_0 \cdot \frac{h_{\lg\sigma}/\nu}{\Delta T_0 \left(\rho c \lambda / t_0\right)^{1/2}}.$$

Таким образом, из модели следует, что рост температуры перехода к интенсивному режиму охлаждения, при прочих равных условиях, выше для образца с более низким коэффици-

ентом тепловой активности. Для оксидного слоя на поверхности образца, коэффициент тепловой активности меньше, чем для чистой стали, что и объясняет более высокие значения температуры начала интенсивного режима охлаждения. Для количественного подтверждения необходимо измерить этот параметр для оксидного слоя и определить толщину пристенного слоя, влияющая на исследуемый процесс. Это определяет направление дальнейших исследований авторов.

Список литературы

1. Aziz G.F. Hewitt D.B.R. Heat transfer regimes in forced-convection film boiling on spheres // Proc. 8th Int. Heat Transfer Conf. – 1986. – V. 5. – P. 2149–2154.
2. Zvirin G.F. Hewitt D.B.R. Boiling on free falling spheres: drag and heat transfer coefficient // Exp. Heat Transfer. – 1990. – V. 3. – P. 185–214.
3. Yagov V.V., Zabirov A.R., Kaban'kov O.N., Minko M.V. Heat transfer during cooling of high temperature spheres in subcooled water at different pressures // Intern. J. Heat and Mass Transfer. – 2017. – V. 110. – P. 219–230.
4. Yagov V.V., Lexin M.A., Zabirov A.R., Kaban'kov O.N. Film boiling of subcooled liquids. Part I: Leidenfrost phenomenon and experimental results for subcooled water // Intern. J. Heat and Mass Transfer. – 2016. – V. 100. – P. 908–917.
5. Yagov V.V., Lexin M.A., Zabirov A.R., Denisov M.A. Film boiling of subcooled liquids. Part II: Steady regimes of subcooled liquids film boiling // Intern. J. Heat and Mass Transfer. – 2016. – V. 100. – P. 918–926.
6. Buongiorno J. Can cottosion and CRUD actually improve safety marginsin LWRs? // Annals of Nuclear Energy. – 2014. – V. 63. – P. 9–21.
7. Ивочкин Ю.П., Вавилов С.Н., Зейгарник Ю.А., Кубриков К.Г. К вопросу об отсутствии фрагментации горячих капель при малых недогревах охладителя // Теплофизика и аэромеханика. – 2012. – Т. 19. – № 4.
8. Yagov V.V., Zabirov A.R., Kanin P.K. Heat Transfer at Cooling High-temperatyre Bodies in Subcooled Liquids // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2018.

Работа выполнена на кафедре инженерной теплофизики им. В.А. Кириллина НИУ «МЭИ» при финансовой поддержке Российского Научного Фонда (грант №17-79-20402).

О возможности применения тепловых труб в инновационных ядерных и неядерных технологиях

Аксенов Ю. В., Логинов Н. И., Михеев А. С.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, mikheyev@ippe.ru

Аннотация

На примере модели длинной натриевой тепловой трубы с соотношением $L/D \approx 100$ экспериментально показана возможность создания крупногабаритных высокотемпературных тепловых труб различного назначения. Приведены примеры разработки в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» устройств, использующих при функционировании свойство изотермичности тепловой трубы: вакуумная изотермическая капсула, термостат для обработки электронных материалов, модель абсолютно черного тела, изотермические пресс-формы для формования изделий из стекла, тепловые панели для химических конверторов.

Ключевые слова: тепловая труба, ядерные, химические и электронные технологии, теплоперенос, термостатирование, изотермические условия, синтез, термообработка.

Тепловая труба является автономным теплопередающим устройством, в котором перенос тепла осуществляется за счет процессов испарения и конденсации в виде скрытой теплоты парообразования. Естественная циркуляция теплоносителя в замкнутом двухфазном контуре осуществляется в результате действия силы тяжести и/или действия капиллярных сил в порах капиллярно-пористой структуры.

Благодаря тому, что тепловая труба работает на естественных принципах, ее использование привлекательно в ядерной технологии для создания пассивных систем безопасности. Одной из таких систем реакторных установок является система аварийного отвода тепла (расхолаживания). Задача этой системы – отвод остаточного тепловыделения к конечному поглотителю (обычно воздуху) в условиях, когда активные системы уже не могут быть задействованы или же не справляются. Другими возможными применениями тепловых труб для увеличения безопасности, надежности и эффективности реакторных установок могут быть:

– охлаждение оборудования реакторной установки, в том числе, встроенного в бак реактора;

– подвод высокопотенциального тепла из бака реактора (активной зоны) к потребителю для реализации энерготехнологических циклов и/или технологических нужд;

– термостатирование и термостабилизация оборудования реакторной установки и др.

Благодаря таким присущим тепловым трубам свойствам, как работа в близком к изотермическому режиме и способности к трансформации теплового потока, они могут быть использованы в инновационных химических технологиях. Наибольший интерес представляют газофазные каталитические процессы с изотермическими условиями для катализатора и близкими к изобарическим условиями для обрабатываемой среды. При этом достигается максимальная эффективность процесса конверсии углеводородов. Синтез большинства ценных углеводородов производят при температурах не более 600 °С. Высокооктановый бензин из метанола или синтез газа получают при температуре 300–450 °С, синтез протекает с выделением тепла.

Для доказательства осуществимости создания крупногабаритных систем теплопереноса на базе тепловых труб для реакторных (химической и ядерной) технологий создана экспериментальная модель тепловой трубы высотой 10 м, отношением длина/диаметр ~100 с корпусом из нержавеющей стали 12Х18Н10Т и жидкометаллическим теплоносителем – натрием. Модель испытана на стенде с электрообогревом и контролируемым сбросом тепла (методом калориметрии) при температуре до 600 °С. Схематическое изображение модели с фотографией общего вида приведено на рис. 1. Длина зоны подвода тепла составляет 1,006 м, зоны отвода тепла – 8,04 м. В зоне подвода тепла по всей ее длине установлен простой фитиль из нескольких слоев нержавеющей сетки. Для размещения средств измерения температуры внутри тепловой трубы вдоль ее оси размещены две гильзы, сделанные из нержавеющей трубки диаметром 14×2 мм.

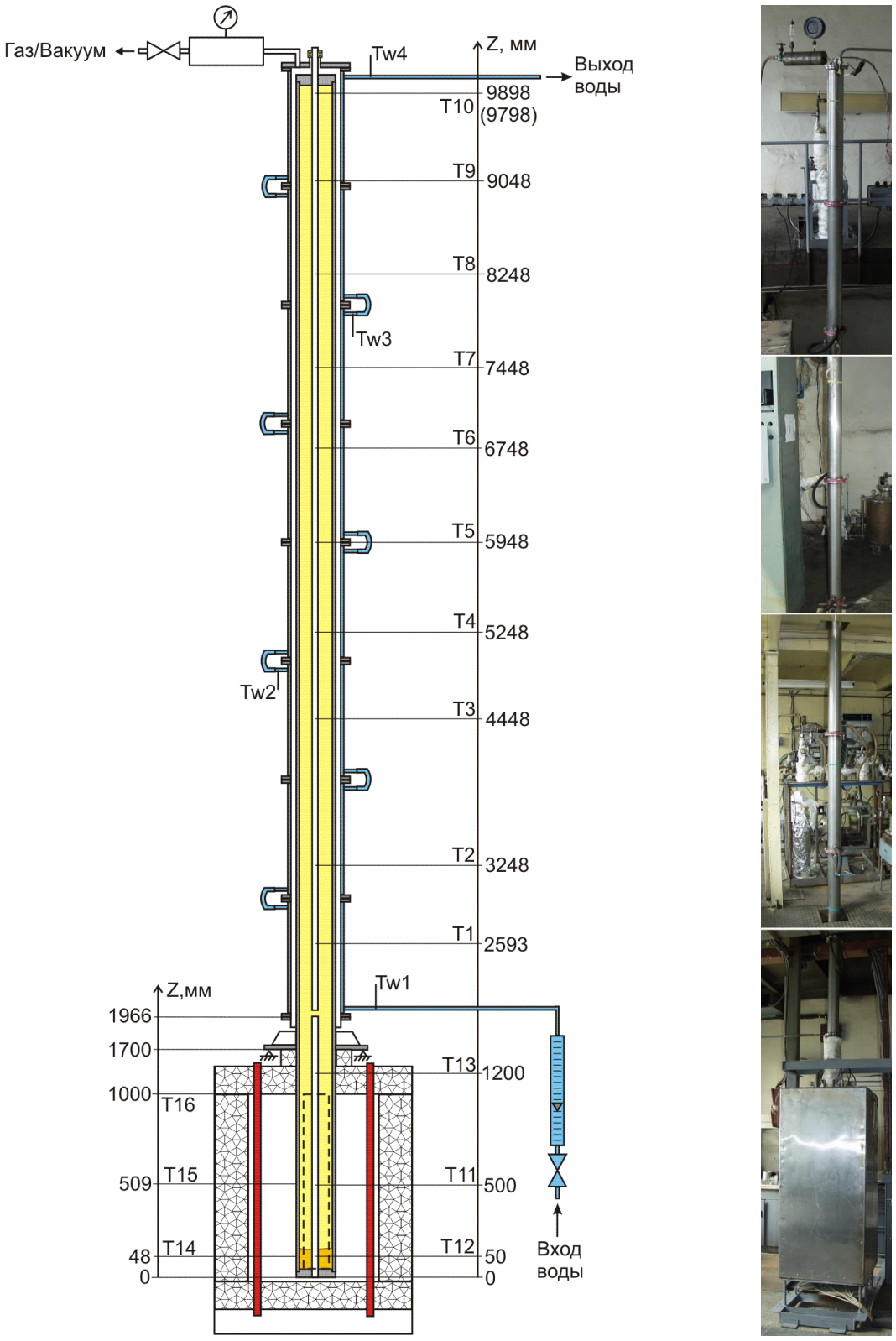


Рис. 1. Схема экспериментальной модели и ее внешний вид

Одна гильза длиной 1,99 м приварена к дну тепловой трубы в зоне подвода тепла, а другая, длиной 8,104 м, – к торцевой заглушке на противоположном конце устройства. На незакрепленных концах гильзы дистанционированы от стенки. Крепление модели тепловой трубы на стенде производилось с помощью лап, приваренных к модели чуть выше зоны подвода тепла. Выше лап к корпусу через тепловую развязку приварен фланец для подсоединения водяных холодильников. Для отвода тепла используется 8 последовательно расположенных по длине зоны отвода тепла холодильников. Стыковка холодильников друг с другом осуществляется с помощью фланцевых соединений. Холодильники установлены с радиальным зазором 3,5 мм от

корпуса тепловой трубы. Расход воды регулируется по ротаметру с помощью вентиля, установленного на входе в сборку холодильников. Для контроля давления в зазоре между тепловой трубой и сборкой холодильников к крышке модели приварен буферный объем, на котором располагаются мановакуумметр и термопарная вакуумная лампа. Регулирование давления производится газовым вентилем, соединенным с газо-вакуумной системой.

Подвод тепла к тепловой трубе осуществляется тепловым излучением в специально изготовленной электрической печи. Для удобства обслуживания печь выполнена на общей опорной конструкции раздвижной, из двух независимых половин. В качестве нагревательных элементов используются карбидокремниевые стержни длиной 2 м, объединенные в 6 групп с независимым электропитанием.

Основными измеряемыми параметрами являются расход и температура охлаждающей воды, температуры вдоль тепловой трубы, температура воздуха в помещении и давление газа в зазоре. Кроме того, контролируются напряжение и электрический ток через нагреватели.

Расход воды измерялся стеклянным поплавковым ротаметром марки РМ-1,6ж (ГОСТ 13045-81). Кабельные термопары Tw1-Tw4 с номинальной статической характеристикой хромель-копель, измеряющие температуру воды в местах, указанных на рисунке 1, прошли индивидуальную градуировку в диапазоне температуры 22–100 °°С на установке КТ-500 методом сличения с образцовым термометром ПТС-10 II-го разряда. Максимальное отклонение от номинальной статической характеристики составило 0,78 °С. Максимальная разница показаний между термопарами при одной и той же температуре равна 0,23 °С. При выполнении экспериментов измерительные части термопар помещались в чехлы диаметром 3×0,5 мм и длиной 40 мм. Для обеспечения хорошего теплового контакта между термопарой и чехлом в него заливалось вакуумное масло. Для измерения температуры вдоль тепловой трубы (T1-T16) использовались кабельные термопары с номинальной статической характеристикой хромель-алюмель диаметром 1,5 мм.

Мощность, переносимая тепловой трубой, определялась калориметрическим методом и рассчитывалась по формуле:

$$Q = G\int_{T_{\text{вх}}}^{T_{\text{вых}}} C_p(T)\,dT \ ,$$

где $G = \rho V$ – массовый расход воды, ρ – плотность воды, V – объемный расход воды, $C_p(T)$ – удельная изобарная теплоемкость воды, $T_{\text{вх}}, T_{\text{вых}}$ – температура воды на входе и выходе холодильника. Неисключенная систематическая погрешность косвенного измерения мощности, найденная методом линеаризации, составила 1,3 % (при доверительной вероятности 0,95). Мощность определялась для 3 участков зоны теплоотвода:

– участок 1, занимаемый холодильниками 1 – 3 (между термопарами Tw1 и Tw2);

– участок 2, занимаемый холодильниками 4 – 6 (между термопарами Tw2 и Tw3);

– участок 3, занимаемый холодильниками 7 – 8 (между термопарами Tw3 и Tw4).

Давление буферного газа в зазоре измерялось с помощью мановакуумметра класса 1.5. Давление остаточных газов в зазоре контролировалось с помощью термопарной лампы ПМТ-2 (погрешность – ±60 %) и вакуумметра ВИТ-1.

Сигналы с преобразователей температуры выводились на компьютерную измерительную систему. Период измерений составлял 4,1 с. Компьютер под управлением операционной системы DOS осуществлял первичную обработку данных, их визуализацию на экране монитора и запись на диск для последующего анализа.

В результате экспериментальных исследований получены поля температуры и характеристики теплопередачи, а также изучен характер поведения модели в пусковых и переходных режимах при изменении условий подвода или отвода тепла.

Исследования запуска тепловой трубы проводились при разных мощностях, подводимых в зону нагрева. В зазоре между тепловой трубой и холодильниками – вакуум, поддерживаемый непрерывной откачкой. Время запуска из состояния с замороженным натрием составило 14780 с (4,11 ч) для мощности 15,64 кВт. С уменьшением подводимой мощности время запуска тепловой трубы увеличивается.

Переходной режим работы тепловой трубы реализовывался в результате ступенчатого изменения подводимой мощности. Исследования проводились при непрерывно вакуумируемом зазоре. Скачкообразное увеличение подводимой мощности с 15,5 до 28 кВт приводило к пере-

ходному процессу, переводящему тепловую трубу в новое тепловое состояние. Длительность переходного процесса составила 2300 с.

На рис. 2 приведено распределение температуры вдоль тепловой трубы в установившихся режимах работы на различных уровнях теплопереноса. Видно, что при температуре тепловой трубы выше 450 °С перепад температуры по высоте зоны отвода тепла не превышает 5 °С на разных уровнях мощности.

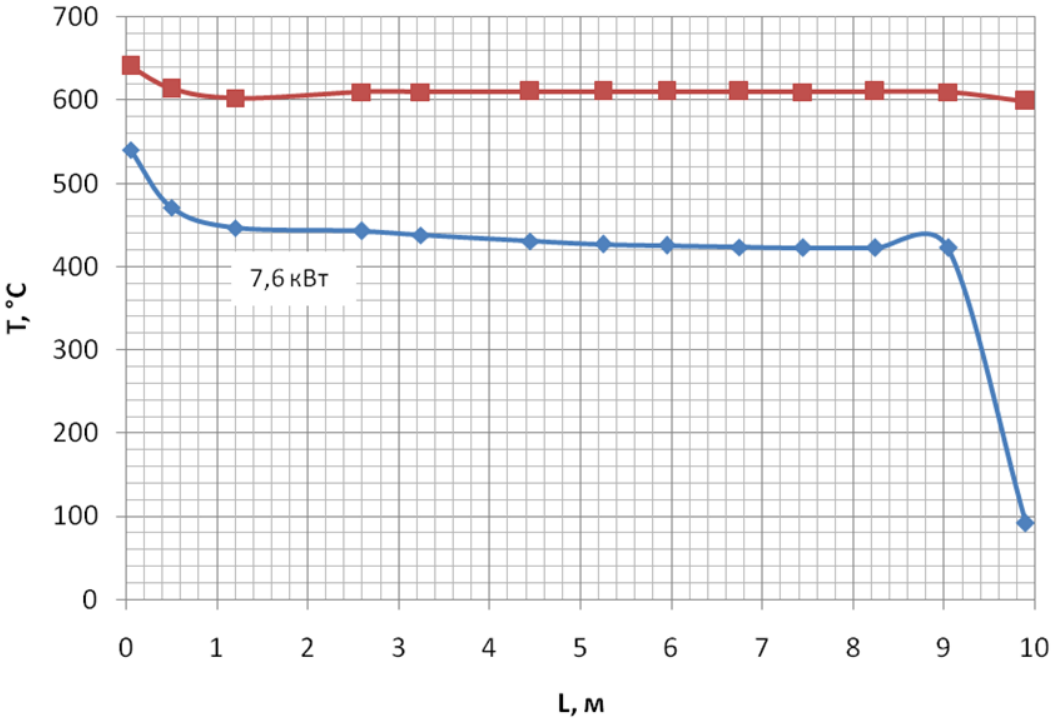


Рис. 2. Распределение температуры по длине тепловой трубы в установившемся режиме при разном теплопереносе (в зазоре – вакуум)

Таким образом, проведенные экспериментальные исследования теплопередающих характеристик модели тепловой трубы с натриевым теплоносителем с соотношением $L/D \approx 100$ подтвердили возможность создания крупногабаритных тепловых труб для реакторных технологий. В частности, можно создавать тепловые трубы больших размеров для передачи тепла от источника тепла (инфракрасной горелки) к рабочей среде химического реактора для осуществления эндотермических реакций.

Ключевое свойство изотермичности тепловой трубы позволяет использовать ее для реализации следующих технологических процессов:

– термообработки изделий (спекание пористых материалов, снятие механических напряжений в материалах для электроники);

– для нужд метрологии (калибровка пирометров, тепловизоров);

– охлаждения при формовании термочувствительных материалов (стекло, пластмасса, пористые материалы);

– нагрева или охлаждения среды при проведении процесса каталитической конверсии углеводородов.

Рассмотрим каждый из перечисленных выше пунктов на примере выполненных в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» разработок.

В 1996 г. разработан, изготовлен и испытан опытный образец вакуумируемой изотермической капсулы на основе высокотемпературной тепловой трубы. Изотермическая капсула является основным конструктивным элементом вакуумной электропечи, в которой производится спекание пористых материалов. Она состоит из коаксиальной кольцевой тепловой трубы, водяного холодильника и разъемного фланцевого соединения, через которое осуществляется загрузка образцов. Рабочее положение изделия – горизонтальное. Водяной холодильник включен в конструкцию для удобства эксплуатации, чтобы в качестве уплотнения использовать обычную вакуумную резину. Технические характеристики капсулы приведены в таблице 1. Общая длина капсулы, исключая патрубки, – 702 мм. Простой фитиль изготовлен из нержавеющей

сетки саржевого плетения. Конструкционный материал корпуса изделия – сталь ЭИ-732. На рис. 3 приведены распределения температуры внутри капсулы на разных уровнях температуры. За начало отсчета принята торцевая (дальняя от охлаждаемого фланца) часть капсулы. Измерения температуры проводились с помощью термопары кабельного типа с номинальной статической характеристикой хромель-алюмель. Изотермическая капсула до сих пор находится в эксплуатации. Средняя наработка в год составляет примерно 1000 часов.

Таблица 1

Технические характеристики изотермической капсулы

Параметр	Значение
Рабочий диапазон температуры, °С	700–850
Рабочее вещество	натрий
Максимальное давление в тепловой трубе, кПа (абс.)	100
Рабочее давление внутри капсулы, Па	1–10
Внутренний диаметр капсулы, мм	40
Внешний диаметр капсулы (по тепловой трубе), мм	73
Длина изотермической зоны, мм	450
Перепад температуры в изотермической зоне, °С	< 8
Расход охлаждающей воды, л/мин	10

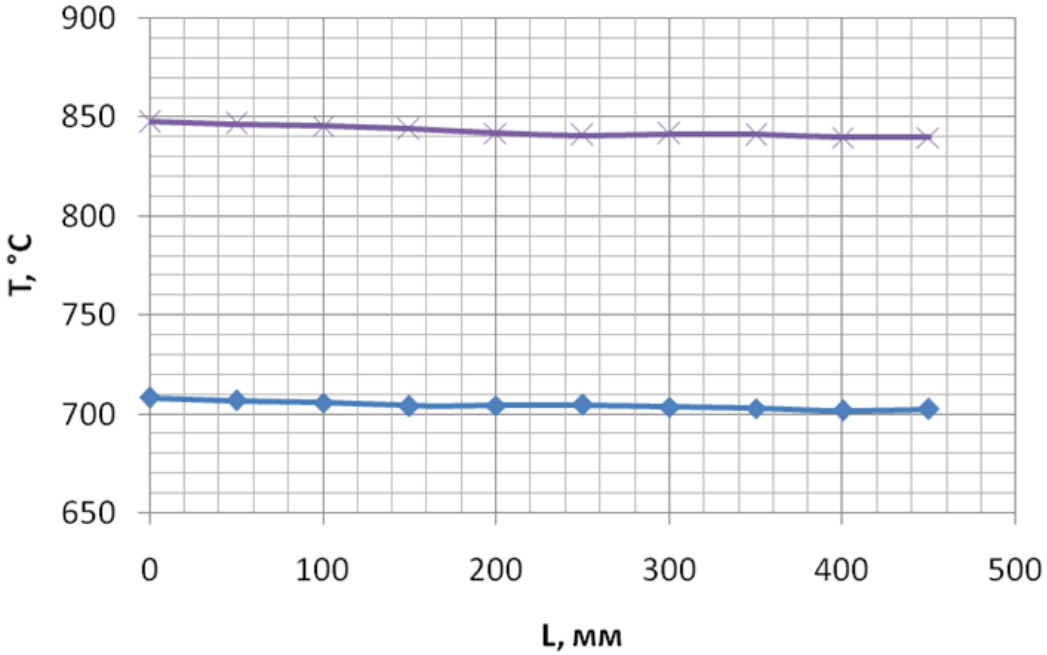


Рис. 3. Распределение температуры вдоль изотермической капсулы

В 2008 г. разработан высокотемпературный термостат колодезного типа на базе тепловой трубы. Он используется для изотермического отжига кварцевой оснастки, применяемой при производстве полупроводниковых материалов. Внешний вид термостата показан на рис. 4 (колодцы закрыты теплоизолирующими пробками). Технические характеристики термостата даны в таблице 2.

Подвод тепла к термостату осуществляется с боковой поверхности. Конструкция термостата допускает его вращение вокруг собственной оси с частотой до 1500 об/мин.

Испытания термостата производились в статических условиях. Нагрев осуществлялся с боковой стороны электрическим нагревателем. Нижняя часть нагревателя начиналась на расстоянии 150 мм от нижнего края термостата. Мощность нагревателя при напряжении 220 В составляла 5,8 кВт. Термостат был установлен на мат из теплоизоляции марки «Суперсил» толщиной 20 мм. Боковая поверхность и верхняя часть также были покрыты одним слоем теплоизоляции из этого материала. Регулирование мощности нагревателя осуществлялось терморегулятором марки «Термодат», в котором реализован метод ПИД-регулирования. Погрешность поддержания температуры во времени – не более 0,1 °С.

Рис. 4. Высокотемпературный термостат колодезного типа

Таблица 2

Технические характеристики термостата колодезного типа

Наименование параметра	Значение
Количество колодцев	3
Конструкционный материал	сталь 12Х18Н10Т
Рабочая жидкость	калий
Диапазон рабочих температур, °С	450 – 600 (кратковременно до 650)
Радиальный градиент температуры в колодце, °С/см	0,01 (в зоне высотой 150 мм от отметки «0»)
Осевой градиент температуры в колодце, °С/см	0,01 (в зоне высотой 150 мм от отметки «0»)
Диаметр колодца, мм	80
Глубина колодца, мм	363
Диаметр корпуса, мм	270
Высота корпуса, мм	577
Высота термостатирующей части, мм	425
Диаметр гильзы для датчика температуры, мм	4
Масса, кг – чистая; – с медным блоком и крышками	 45 58
Примечание. За отметку «0» принимается дно колодца	

Измерения проводились в колодце № 2. На дно колодца была помещена медная втулка с отверстиями. Измерения проводились в каналах 0–7 как показано на рис. 5. Погрешность измерения температуры составила 0,25°С. Результаты измерения представлены на рис. 6. Начало отсчета – дно колодца.

В 2008 г. изготовлен высокотемпературный термостат для метрологических целей – модели абсолютно черного тела (АЧТ). Термостат предназначен для градуировки пирометров. Технические характеристики термостата приведены в таблице 3. Внешний вид одного из вариантов термостата – на рис. 7.

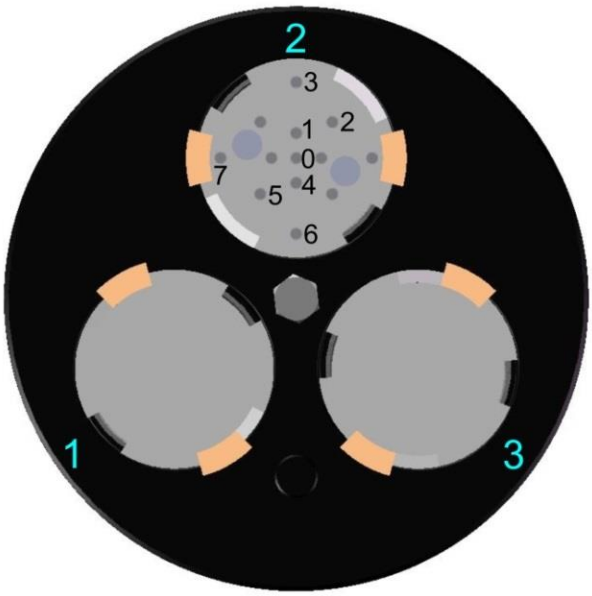


Рис. 5. Расположение каналов измерения в колодце

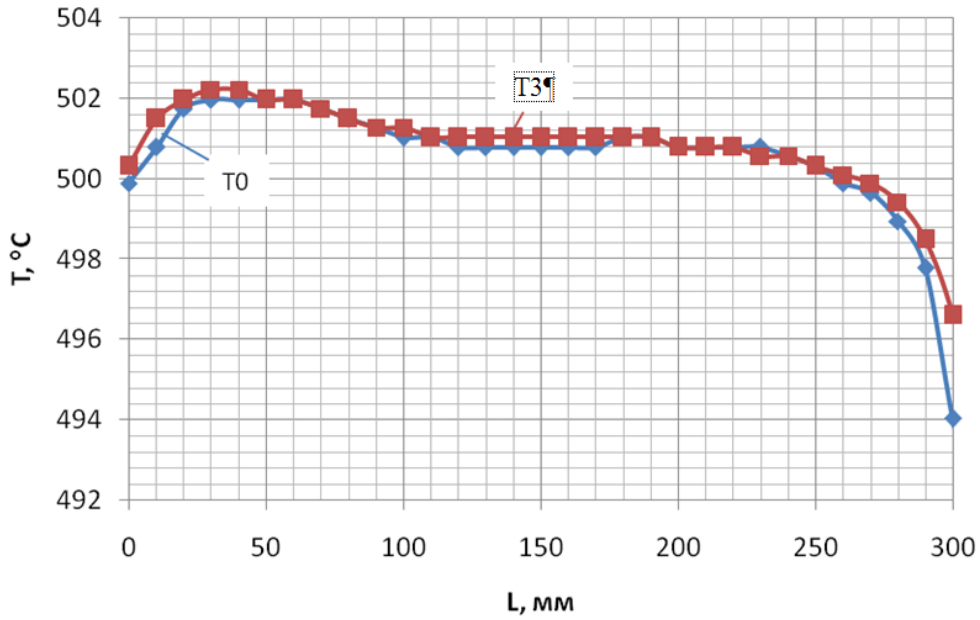


Рис. 6. Результаты измерения поля температуры в колодце № 2 термостата (от дна колодца)

Рис. 7. Термостат для метрологических целей (модель АЧТ)

Таблица 3

Технические характеристики термостата-модели АЧТ

Наименование параметра	Значение
Рабочий диапазон температуры, °С	450–800
Градиент температуры на поверхности, °С/см	0,01 (в зоне длиной 0,2 м в середине изделия)
Рабочая жидкость	Натрий
Длина изделия, мм	550
Диаметр внутренний, мм	71
Конструкционный материал	Сталь ЭИ-732
Масса, кг	7,6

Производство изделий из стекла методом прессования широко распространено, так как этот процесс является наиболее производительным. Однако его применение ограничено несколькими обстоятельствами. При производстве изделий с заданными светотехническими характеристиками, таких как светорассеиватели навигационных огней воздушных и морских судов, автомобилей, оптические линзы и отражатели, экраны телевизионных кинескопов, а также художественных изделий из хрусталя брак достигает 90 %. Лишь от 10 до 50 % изделий удовлетворяют всем требованиям. Существует три основных вида брака, связанные с пресс-формой: образование окалины в наиболее горячей части матрицы и пуансона, «посечка» (образование трещин в наиболее холодном месте пресс-формы) и «кованость» (волнистость поверхности изделия).

Все три вида брака можно уменьшить или устранить полностью, если обеспечить одинаковую температуру по всей рабочей поверхности пуансона во время прессования, то есть от момента падения капли в матрицу до удаления изделия из пресс-формы. Опыт создания изотермических пресс-форм показал, что применение принципа тепловой трубы позволяет:

– выровнять температуру рабочей поверхности пресс-формы и тем самым улучшить качество изделий из стекла (превосходная поверхность и оптические свойства);

– снизить процент брака и уменьшить материалоемкость изделий;

– интенсифицировать охлаждение пресс-формы и, следовательно, увеличить производительность процесса прессования;

– осуществлять надежный контроль температуры пресс-формы в процессе формования.

В качестве примера на рис. 8 показан комплект пресс-форм, работающих на принципе тепловой трубы, для формования кастрюльки из термостойкого стекла.

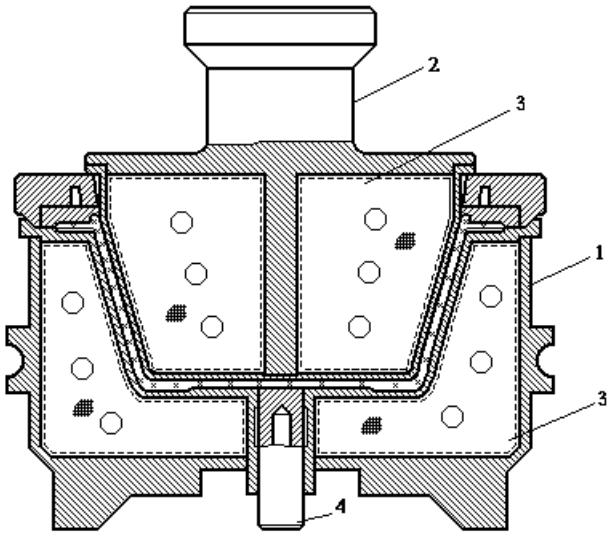


Рис. 8. Изотермическая пресс-форма с матрицей и пуансоном на принципе тепловой трубы для формования кастрюльки из термостойкого стекла
1 – матрица; 2 – пуансон; 3 – капиллярно-пористая структура; 4 – выталкиватель)

Конверсия углеводородного сырья производится в каталитических конверторах, где происходят химические реакции с выделением или поглощением тепла. Подвод или отвод тепла осуществляется прокачкой теплоносителя через реакционную зону. При этом теплоноситель либо охлаждается, либо нагревается в зоне реакции и температура в этой зоне не одинакова по ходу реагентов. Наиболее благоприятные условия для реакций – изобарно-изотермические, то есть при постоянном давлении и постоянной температуре во всём объёме реакционной зоны конвертора. Чтобы разность температуры на входе и выходе конвертора была небольшой, требуется большой расход теплоносителя, превышающий на порядок величины расход реагентов. Это приводит к резкому увеличению габаритов конвертора и к затрате значительной мощности на прокачку теплоносителя. Тем не менее, разность температур остаётся существенной и объём зоны с пониженной температурой используется неэффективно.

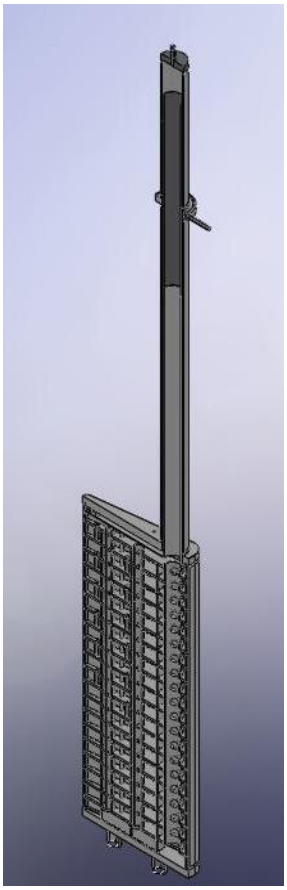


Рис. 9. Изотермическая тепловая панель

В 1998 году изготовлена первая модель изотермического конвертора, термостатированного тепловой трубой тепловой мощностью 2 кВт. Испытания показали, что выход продукта увеличился на 30 % по сравнению с традиционным конвертором. Дальнейшие исследования показали, что внутренне пространство реактора может быть собрано из отдельных тепловых панелей, работающих на принципе тепловой трубы. Вертикальный разрез одного из вариантов конструкции тепловых панелей показан на рис. 9.

Тип используемого рабочего вещества тепловой панели зависит от температуры процесса каталитического риформинга. Большинство процессов укладывается в диапазон температуры 200–450 °C В качестве теплоносителей могут использоваться: цезий, калий, н-додекан, сера, толуол и др. Для защиты от проникновения водорода на поверхности панели наносится защитное покрытие.

Таким образом, использование изотермических тепловых панелей дает следующие преимущества:

– максимальную термодинамическая эффективность процесса конверсии;

– благоприятные условия для работы катализатора (отсутствие тепловых ударов, сажеобразования, разрушения катализатора);

– практически отсутствие обратных химических реакций.

Исследования, проведенные на лабораторных моделях изотермических конверторов в ОИВТ РАН, продемонстрировали степень конверсии сырья на 30–50 % больше, чем для адиабатических конверторов.

Список литературы

1. Loginov N.I., Mikheyev A.S., Chulkov B.A. Isothermal press-moulds based on the heat pipe principle // Proceedings of the 9th IHPC, Albuquerque, 1995.
2. Логинов Н.И., Михеев А.С., Мухлынин А.А. Метод измерения расхода натрия в тепловой трубе на основе электромагнитного датчика // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2012. – № 1. – С. 109–116.
3. Аксенов Ю.В., Логинов Н.И., Михеев А.С. Разработки тепловых труб для новых промышленных технологий // Научно-технический сборник «Исследования в области теплофизики ядерных энергетических установок» (к 60-летию создания теплофизического отдела ФЭИ). – Обнинск: ОНТИ ГНЦ РФ – ФЭИ», 2014.

Особенности гидродинамики и теплообмена в ТВС активной зоны в быстром реакторе с высоким темпом наработки вторичного топлива

Лубина А. С.
НИЦ «Курчатовский институт», Москва, lubina_as@nrcki.ru

Аннотация

В работе рассматривались особенности гидродинамики и теплообмена быстрого натриевого реактора, обеспечивающего темп наработки вторичного ядерного топлива – плутония не ниже 300 кг/ГВт (э)/год за счет высокого объемного энерговыделения в топливе. Конструкции ТВС такого реактора, в отличие от классических БН, сочетает использование U-Pu-Zr металлического топлива в тонких твэлах (6,1 мм) и менее тесной твэльной решетки (с относительным шагом 1,336). Для такой, достаточно новой конструкции проводилось CFD-моделирование гидродинамики проточной части ТВС совместно с расчетом температур теплоносителя и твэлов.

Были созданы модели ячеек без навивки и с навивкой типа «ребро-по-ребру». Из расчетов гидродинамики этих ячеек подбирались характеристики момента импульса, действующего на поток в результате закрутки от проволоки таким образом, чтобы в обеих ячейках становились близкими характеристики потока массы через границу ячейки и коэффициенты трения. Далее эти характеристики использовались для расчета течения натрия в модели ½ТВС реактора.

В данной работе приводятся результаты расчетов по гидродинамике и теплообмену в моделях ячейки и половины ТВС быстрого натриевого реактора. Показаны уровни температур натрия и оболочек твэлов в характерных областях ТВС, а также неравномерности распределений температур по азимуту оболочек центральных, периферийных и угловых твэлов. Приведено сравнение полей температур в вариантах моделей ТВС без закрутки потока и с учетом действия источника распределенного момента импульса, закручивающего поток, аналогично дистанционирующей проволоке.

Ключевые слова: реактор на быстрых нейтронах; вторичное ядерное топливо; гидродинамика; теплообмен; твэл; проволочное дистанционирование; тепловой поток; профили скоростей; поля температур; турбулентное течение.

Введение

Целью исследования является анализ особенностей гидродинамики и теплообмена в ТВС перспективного натриевого реактора с высоким потенциалом воспроизводства в уран-плутониевом замкнутом топливном цикле [1].

В данной работе исследовались проблемы гидродинамики и теплообмена модернизированного быстрого натриевого реактора электрической мощностью 1000 МВт с высокой объемной энергонапряженностью в металлическим уран-плутониевом топливе. Объектом исследования является наиболее энергонапряженная ТВС активной зоны. К особенностям конструкции ТВС данного реактора можно отнести довольно широкий относительный шаг топливной решетки (1,336), маленький диаметр твэлов (6,1 мм) и достаточно тонкий чехол ТВС (2 мм). С точки зрения особенностей режимных параметров теплоносителя нужно отметить, что в данном реакторе скорость теплоносителя в активной зоне ниже, а средний подогрев примерно в 1,5 раза выше (~ 220 К), чем в типичном БН (160 К).

Расчетов гидродинамики и теплообмена для такого типа ТВС ранее не проводилось, поэтому использование существующих корреляций и методик расчета, полученных для специфики активных зон реакторов БН, возможно только после проверки их валидности для условий ТВС данного реактора. В качестве расчетного инструмента было решено использовать CFD-код ANSYS CFX [2]. Была использована модель турбулентности SST [3]. Перед использованием этих кодов для моделирования термогидродинамики теплоносителя в ТВС активной зоны быстрого высокобридингового реактора была проведена предварительная верификация используемых в них моделей турбулентности на прямолинейных каналах различной формы: труба, щель, гексагональные ячейки пучков стержней с относительными шагами 1,1–1,4.

После этого моделировалась гидродинамика потока натрия в ячейке с твэлом и проволочной навивкой вокруг него, а также поток натрия в ячейке без навивки. Из сравнения резуль-

татов расчетов этих ячеек по характеристикам массообмена и температурным полям определялся вид дополнительного источникового члена в уравнении количества движения, симулирующего закрутку потока от воздействия проволоки. Далее, этот способ моделирования закрутки использовался для расчета течения натрия в модели ½ТВС реактора.

В данной работе приводятся результаты расчетов по гидродинамике и теплообмену в моделях ячейки и половины ТВС быстрого натриевого реактора. Показаны уровни температур натрия и оболочек твэлов в характерных областях ТВС, а также неравномерности распределений температур по азимуту оболочек центральных, периферийных и угловых твэлов.

1. Описание моделей шестигранных ячеек ТВС без навивки и с навивкой

На рис. 1 представлена первая модель, которая представляет собой шестигранную ячейку длиной 0,18 м с двухзаходной проволочной навивкой с тремя периодами навивки. Шаг периода навивки – 0,06 м. Диаметр твэла составляет 6,1 мм, относительный шаг решетки s/d = 1,336, диаметр проволоки 1,025 мм. На рис. 2 показан один период навивки.

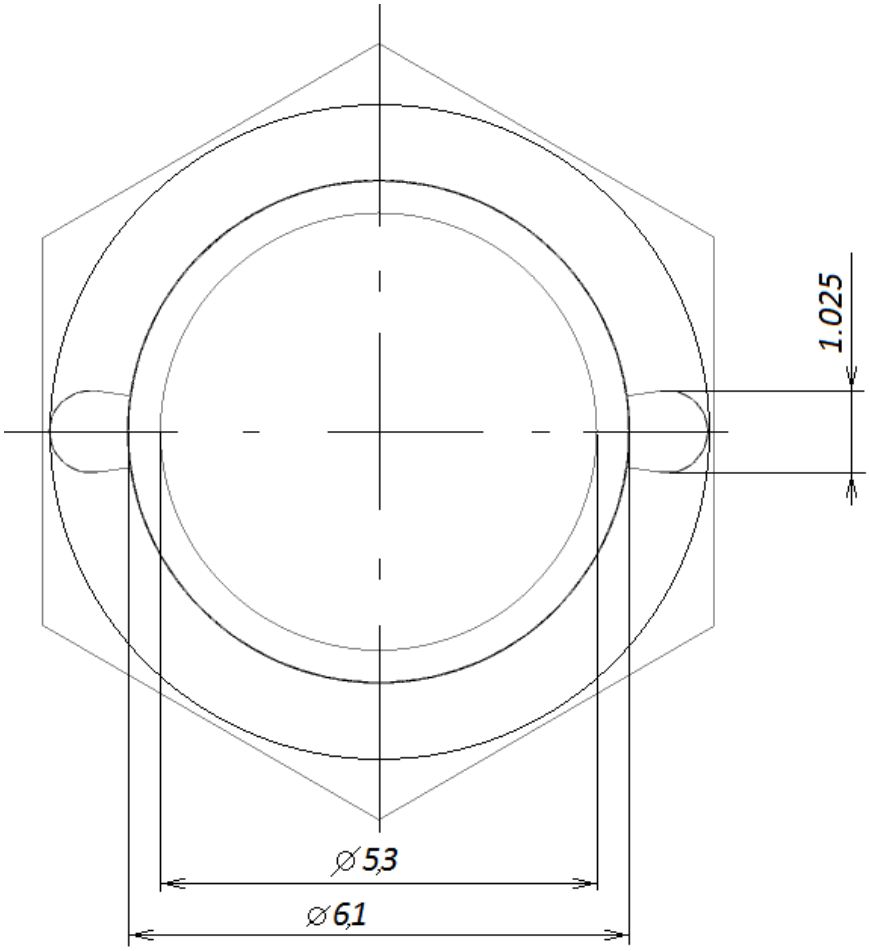


Рис. 1. Модель шестигранной ячейки с дистанционирующей проволокой

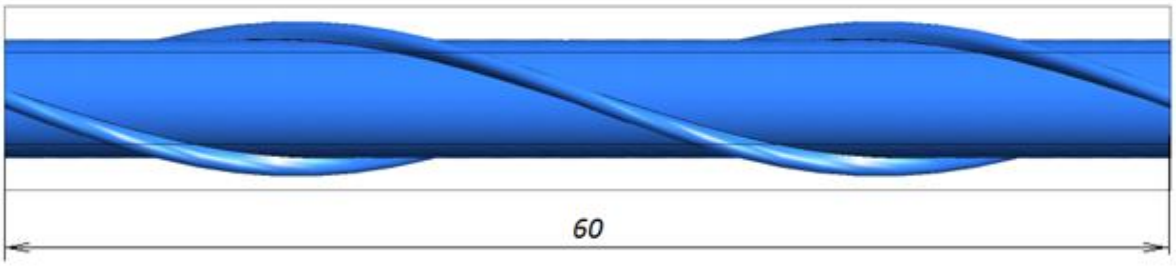


Рис. 2. Один период навивки ячейки с двухзаходным проволочным дистанционированием твэла типа «ребро-по-ребру»

Температура входа натрия в данной модели составляла 450°С. В модели задавался равномерный тепловой поток на поверхности твэла, равный $q_{s\,max} = 2{,}582 \cdot 10^5$ Вт/м^2. Подвод тепла производится на высоте двух последних периодов, на высоте первого периода тепло не подводилось – участок использовался для формирования поля скоростей.

Вторая модель представляет собой шестигранную ячейку с твэлом без навивки длиной 0,8 метра. Диаметр твэла – 6,1 мм, относительный шаг решетки *s/d* = 1,336. Модель ячейки показана на рис. 3.

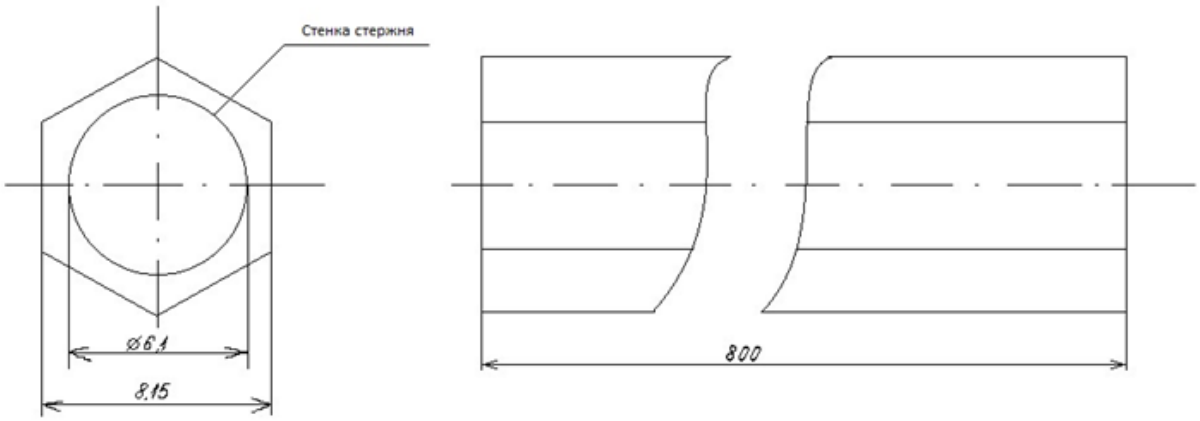


Рис. 3. Модель шестигранной ячейки без дистанционирования

Температура рабочего тела на входе и тепловой поток с поверхности твэла задавался тем же образом, что и в первой модели. Для задания свойств натрия использовались данные справочника [4].

2. Моделирование закрутки потока от проволочной навивки

Для получения возможности расчета гидродинамики в ТВС, содержащей большое количество твэлов, дистанционируемых проволочными навивками типа «ребро-по-ребру» была разработана методика учета закрутки потока без моделирования самих дистанционаторов. Для этого была проведана серия расчётов на моделях ячейки ТВС с навивкой и без нее. Расчет течения натрия в ячейке без навивки осуществлялся по уравнению количества движения с дополнительным источником импульса, симулирующего закрутку потока от проволоки:

$$\frac{\partial\left(\rho\mathbf{U}\right)}{\partial\tau} + \nabla\partial\left(\rho\mathbf{U}\otimes\mathbf{U}\right) = \nabla\partial\boldsymbol{\tau} + \rho\mathbf{g} + \mathbf{M}, \tag{1}$$

где $\mathbf{U}$ – вектор скоростей; $\boldsymbol{\tau}$ – тензор касательных напряжений; $\mathbf{g}$ – вектор объемных сил; $\mathbf{M} = (M_x, M_y, M_z)$ – задаваемый источник вектора распределенного импульса.

По результатам расчетов сравнивалась интегральная величина интенсивности массообмена между ячейками. Интенсивность массообмена через границу ячейки ТВС оценивалась по следующей формуле на высоте каждой четверти периода навивки:

$$I = \frac{1}{F}\int_F \left|\left(\rho\mathrm{U}\right)_F\right| dF, \tag{2}$$

где F – площадь границы ячейки ТВС на высоте каждой четверти периода навивки; $\left(\rho\mathrm{U}\right)_F$ – проекция массовой скорости теплоносителя, перпендикулярная данной границе.

По результатам расчетов был выбран следующий вид функции источника импульса для потока в ячейке без навивки:

$$M_x = \frac{A}{\rho}\frac{y - y_i}{\sqrt{(x - x_i)^2 + (y - y_i)^2}}\sin\left(2\pi\frac{z_i}{0{,}09}\right);$$

$$M_y = \frac{A}{\rho}\frac{x_i - x}{\sqrt{(x - x_i)^2 + (y - y_i)^2}}\sin\left(2\pi\frac{z_i}{0{,}09}\right); \tag{3}$$

$$M_z = 0.$$

где M_x – проекция источника импульса на ось OX; M_y – проекция источника импульса на ось OY; M_z – проекция источника импульса на ось OZ; x – координата по оси OX; y – координата по оси OY; x_i, y_i, z_i – координаты центра твэла; ρ – плотность теплоносителя в точке с координатами (x, y); A – константа.

После получения соответствия межячейкового массообмена для ячейки с проволочной навивкой и ячейки без навивок коэффициент A имел значение 778000.

3. Результаты расчета гидродинамики и теплообмена в моделях ячеек ТВС

В результате расчетов гидродинамики потока натрия в ячейке без закрутки и в ячейке с двухзаходной проволочной навивкой было установлено, что при одной и той же величине задаваемого входного расхода натрия, наличие навивки увеличивает потери на трение в ячейке примерно в 2 раза (коэффициент трения возрастает с $\xi = 0{,}021$ в ячейке без закрутки до $\xi = 0{,}041$ в ячейке с проволокой). Коэффициент трения в ячейке, определялся на основе расчетных данных по среднему градиенту давления $\left|\frac{\partial P}{\partial z}\right|$, осредненному по сечению динамическому напору теплоносителя ρU_z^2 и по гидравлическому диаметру $d_Г$:

$$\xi = \frac{\left|\frac{\partial P}{\partial z}\right| 2d_Г}{\rho U_z^2}. \qquad (4)$$

Данный результат хорошо согласуется с формулой ФЭИ [5]:

$$\frac{\xi}{\xi_0} \approx 1 + \frac{600\left(\left(s/d\right)-1\right)}{\left(h/d\right)^2}, \qquad (5)$$

где ξ_0 − коэффициент сопротивления гладкого пучка, h – период навивки.

Расчеты в ячейке без проволочной навивки, но с заданием дополнительного закручивающего источника показали, что сам эффект закрутки повышает потери на трение в ячейке на 30 %. Остальные 70 % вклада в увеличение трения в ячейке, содержащей дистанционирующие проволочные навивки, обусловлены уменьшением проходного сечения ячейки на ~10 % и одновременным увеличением ее смоченного периметра на ~34 % за счет проволок.

Сравнение температурных полей в моделях ячеек ТВС показало достаточно похожие распределения температур натрия и оболочек твэлов. Азимутальные неравномерности температур оболочек на уровне «горячего пятна» в ячейке с дистанционирующей проволокой и в ячейке без проволоки, но с закручивающим источником, оказались достаточно близкими.

Максимальный размах азимутальных температурных неравномерностей в ячейке с проволокой составил 12,5 К, а в ячейке без проволоки, но с закруткой, 10,5 К.

4. Особенности гидродинамики и теплообмена в модифицированной ТВС быстрого реактора

Модель ТВС с большим количеством твэлов и навитыми проволочными дистанционаторами требует применения неструктурированных расчетных сеток. При этом расчетная область только для модели ½ТВС должна разбиваться, минимум, на 30 миллиардов элементов. Создание расчетной модели и производство по ней расчетов требует пентафлопсового суперкомпьютера, значительных ресурсов оперативной памяти и временных затрат. Но, даже решив такую задачу, мы получим довольно грубое разрешение полей скорости и температур в ТВС. Причиной этого является низкая подробность сеточного разбиения в сечении ТВС. При 30 млрд общего количества элементов окажется, что между двумя соседними твэлами находится, всего лишь, от 3 до 5 элементов, в то время, как для хорошего разрешения полей скорости и температуры требуется не менее 30.

Для получения возможности повышения подробности разбиения ТВС в плане и одновременного существенного снижения общего количества элементов было принято решение об использования модели гидродинамики потока натрия в ТВС без дистанционирующих проволок на твэлах, но с добавлением источника, симулирующего закрутку от проволок в форме (3). Это упрощение позволяет применять структурированные расчетные сетки с достаточно подробным разбиением в сечении ТВС (см. рис. 4 и 5), что дает возможность получения хорошего разре-

шения полей скорости и температур в пристенной области теплоносителя около поверхности твэлов. Допустимость такого моделирования продемонстрировало сравнение результатов расчетов гидродинамики и теплообмена в моделях ячеек ТВС, в которых было получено хорошее согласие по результатам межъячейкового массообмена и распределениям температур (см. п. 3).

Конструкция моделируемой ТВС представлена на рис. 4, а ее конструктивные характеристики в табл. 1. В каждой ТВС такого типа содержится 331 твэл с металлическим топливом. ТВС имеет «глухой» чехол. Граница межкассетного зазора показана на рис. 4 пунктирной линией. Встречные дистанционирующие проволочные навивки типа «ребро по ребру» показаны круговыми стрелками.

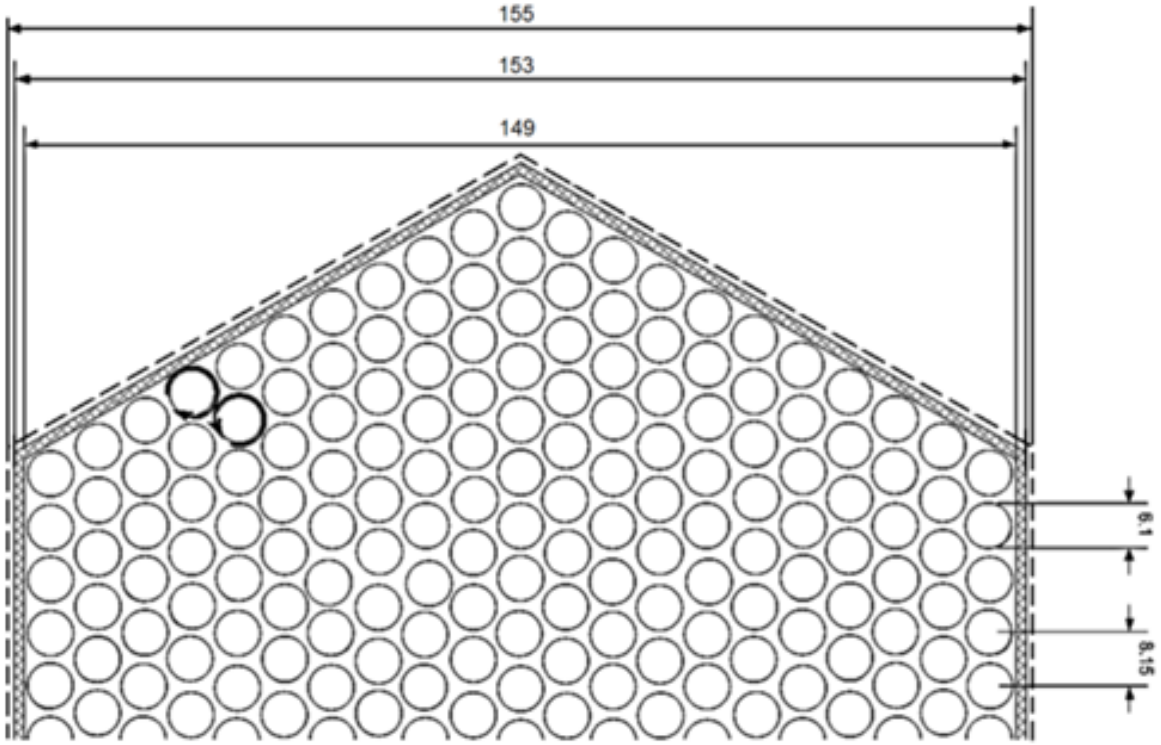


Рис. 4. Схема ТВС активной зоны без каналов СУЗ

Таблица 1

Основные конструктивные характеристики ТВС активной зоны

Характеристика	Величина
Высота активной зоны, м	0,8
Толщина торцевых экранов верхнего/нижнего, м	0,25/0,25
Высота газовой полости твэл, м	0,7
Шаг расположения ТВС, мм	155,0
Размер ТВС «под ключ» наружный, мм	153,0
Размер ТВС «под ключ» внутренний, мм	149,0
Толщина чехла, мм	2
Степень перфорации (прозрачность) чехла, %	0
Число твэлов в ТВС, шт.	331
Шаг решетки твэлов в ТВС, мм	8,15
Внешний диаметр твэла, мм	6,1
Дистанционирование проволокой «ребро по ребру», мм	1,025
Материал оболочки твэла	Сталь типа ЭП-450 ОДУ
Толщина оболочки твэла, мм	0,4
Число нетопливных каналов в ТВС (для СУЗ), шт.	0

Расчетная сетка модель половины ТВС показана на рис. 5. Она включает проточную часть ТВС, оболочки твэлов, чехол и межкассетный зазор.

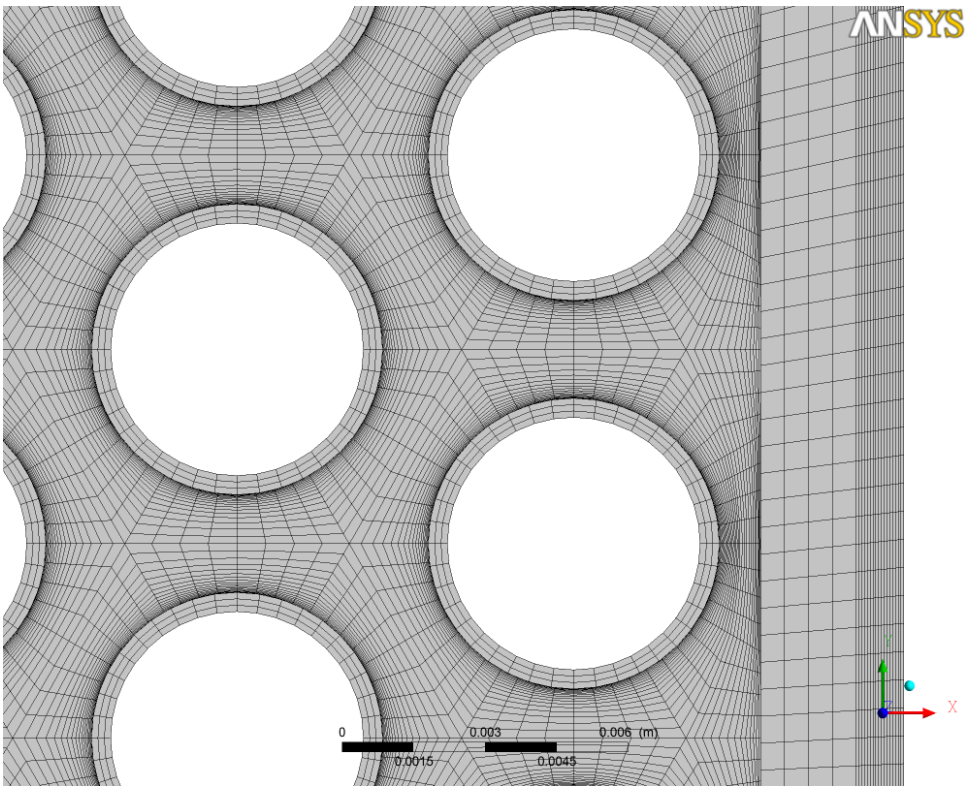


Рис. 5. Расчетная сетка модели ТВС

Скорость теплоносителя на входе была задана 3,7 м/с, расход через межкассетный зазор задавался величиной 10 % от расхода через ТВС, температура теплоносителя на входе в ТВС равна 350 °С. Тепловыделение по высоте задавалось следующим распределением теплового потока на внутренней поверхности оболочек:

$$q(z) = q_{l\max} \cdot K_z \cdot K_r \cdot \sin\left(\varphi + \frac{\pi z}{H + \delta}\right), \quad (6)$$

где $q_{l\max}$ = 2,582·10^5 Вт/м^2; K_z = 1,3; K_r = 1,2; φ = 0,349; H = 0,8 м; δ = 0,224.

Расчеты моделей ТВС с учетом и без учета закрутки теплоносителя вокруг твэлов показали, что конструкция ТВС, представленная на рис. 4, характеризуется довольно ровным полем подогревов теплоносителя.

Так, в варианте без учета закрутки теплоносителя средний подогрев теплоносителя в ТВС составил 236 К, максимальный 244 К, а минимальный 210 К. Максимальная разница подогревов в ТВС не превышает 14 % от среднего подогрева в ТВС. Максимальные подогревы реализуются в угловых ячейках ТВС, минимальные – на периферии ТВС между твэлами и чехлом (см. рис. 6 *а*).

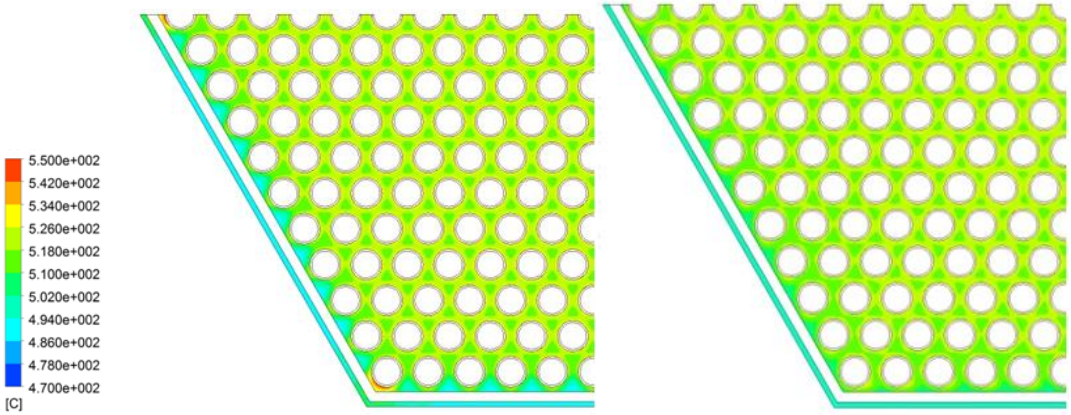
В варианте с учетом закрутки теплоносителя максимальный подогрев снизился на 4 К, а минимальный повысился на 14 К (см. рис. 6 *б*). Максимальная разница подогревов при этом в ТВС снизилась до 6,7 % подогрева в ТВС.

Результаты расчетов показали, что максимальная температура наружной стороны оболочек твэлов в исследуемой конструкции ТВС не превышает 586 °С, а температура внутренней поверхности твэлов при этом не выше 600 °С. Средняя температура внутренней поверхности чехла ТВС составляет ~556 °С.

На рис. 7 *а-в* приведены разверки температур по азимуту центрального, периферийного и углового твэлов в модели ТВС без учета закрутки теплоносителя. Приведенные на рис. 7 данные, относятся к сечению на высоте активной зоны, где достигаются максимальные неравномерности температур. На рис. 7 видно, что максимальная азимутальная неравномерность температур для центрального твэла не превышает 2 К, для периферийного твэла 12 К, для углового 25 К.

Азимутальные неравномерности температур оболочек центрального, периферийного и углового твэлов в модели ТВС с учетом закрутки теплоносителя приведены на рис. 8 *а-в*. На рис. 8 видно, что максимальная азимутальная неравномерность температур для центрального твэла не превышает 1,5 К, азимутальная неравномерности температуры оболочки периферий-

ного твэла с учетом закрутки снизилась до 5,5 К, для углового – также до 5.5 К. Таким образом, расчеты показали, что без учета влияния формоизменения ТВС температурные поля в кассетах активной зоны достаточно ровные. Это обстоятельство способствует повышению надежности работы твэл активной зоны.



а) *б*)

Рис. 6. Распределение температур теплоносителя в сечении ТВС на высоте «горячих пятен»:
а – в модели ТВС без учета закрутки потока; *б* – в модели ТВС с учетом закрутки потока теплоносителя

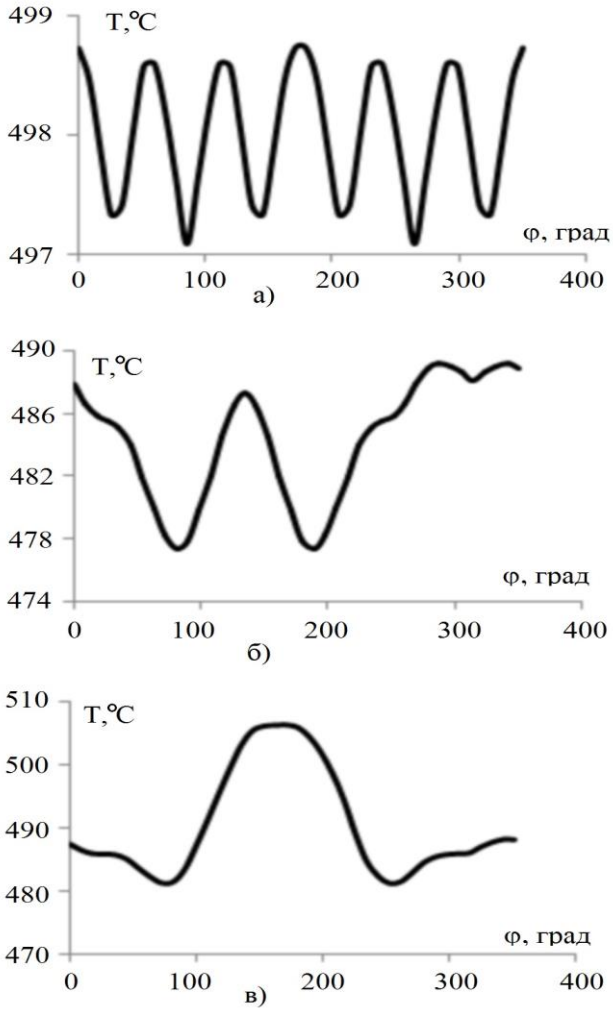


Рис. 7. Азимутальные развертки температур оболочек твэлов на высоте 2/3 активной зоны
в модели ТВС без учета закрутки потока:
а – для центрального твэла; *б* – для периферийного твэла рядом с чехлом ТВС; *в* – для углового твэла

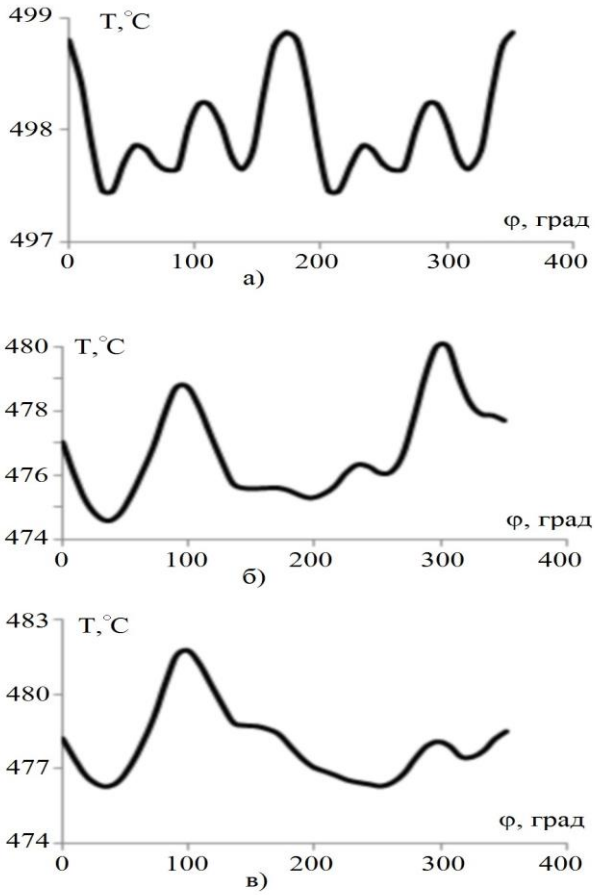


Рис. 8. Азимутальные развертки температур оболочек твэлов на высоте 2/3 активной зоны в модели ТВС с учетом закрутки потока:
а – для центрального твэла; *б* – для периферийного твэла рядом с чехлом ТВС; *в* – для углового твэла

Азимутальные неравномерности температур внутренней поверхности чехла вблизи выхода из активной зоны представлены на рис. 9. На рис. 9 видно, что максимальный разброс температур внутренней поверхности чехла не превышает 10,5 К. Результаты расчетов показали также, что максимальный перепад температур на толщине чехла не превышает 10,6 К.

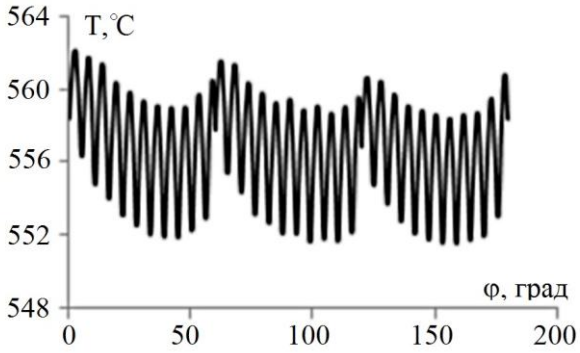


Рис. 9. Азимутальная развертка температур внутренней поверхности чехла

Заключение

В данной работе проводился анализ особенностей гидродинамики и теплообмена в ТВС быстрого натриевого реактора с высоким темпом наработки вторичного ядерного топлива.

Были проведены расчеты элементарных ячеек с проволочной навивкой и без нее, а также расчеты исследуемой ТВС такого реактора.

В результате расчетов гидродинамики теплоносителя в ячейке без закрутки и в ячейке с двухзаходной проволочной навивкой было установлено, что наличие навивки увеличивает потери на трение в ячейке примерно в 2 раза. Результаты CFD-расчета гидродинамики ячейке с

проволочным дистанционатором показали хорошее согласие по величине коэффициента трения с формулой ФЭИ [4] для пучка стержней с навивкой типа «ребро-по-ребру».

Сравнение результатов расчетов гидродинамики и теплообмена в моделях ячеек ТВС с проволочной навивкой и без навивки, но с дополнительным источником импульса, закручивающим поток, показали хорошее согласие по величинам межъячейкового массообмена и распределениям температур потока натрия и поверхностей твэлов.

Расчеты моделей ТВС с учетом и без учета закрутки теплоносителя вокруг твэлов показали, что конструкция ТВС с уменьшенным диаметром твэлов (6,1 мм) и более широкой твэльной решеткой (s/d = 1,336) характеризуется довольно ровным полем подогревов теплоносителя. Учет закрутки потока в ТВС показал, что она выравнивает подогревы в ТВС, и максимальная разница подогревов в ТВС снижается с 34 К до 14 К, максимальные азимутальные неравномерности температур оболочек снижаются с 2 К до 5,5 К.

При температуре натрия на входе в ТВС 350 °С максимальная температура наружной стороны оболочек твэлов в исследуемой конструкции ТВС не превышает 586 °С. Средняя температура внутренней поверхности чехла ТВС составляет ~ 556 °С.

Азимутальные неравномерности температур внутренней поверхности чехла не превышает 10,5 К, а максимальный перепад температур на толщине чехла 10,6 К.

Полученные результаты по уровню максимальных температур и температурных неравномерностей в конструкционных материалах изучаемой конструкции ТВС говорят о том, что, в первом приближении, можно говорить о достаточно хорошей теплотехнической надежности такой ТВС, несмотря на высокий уровень подогрева в ней (236 К).

Список литературы

1. Бландинский В.Ю. Влияние состава загружаемого плутония на изменение реактивности и изотопный состав нарабатываемого топлива в реакторе на быстрых нейтронах // ВАНТ, серия «Физика ядерных реакторов». – 2012. – Т. 4. – С. 62–68.
2. ANSYS CFX. URL: http://www.cae-expert.ru/product/ansys-cfx (дата обращения 21.01.2014)
3. Menter F.R. Zonal Two Equation k-ω Turbulence Models for Aerodynamic Flows // AIAA Paper 93-2906. – 1993.
4. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетом (Ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). – М: Энергоатомиздат, 1990. – 360 с.
5. Субботин В.И., Габрианович Б.Н., Шеина А.В. Гидродинамическое сопротивление при продольном обтекании пучков гладких и оребрённых стержней // Атомная энергия. – 1972. – Т. 33. – Вып. 5. – С. 889–892.

Исследование теплообмена при подъемном течении жидкого металла в компланарном магнитном поле

Костычев П. В., Разуванов Н. Г., Свиридов В. Г.
НИУ «МЭИ», Москва, Kostychev@yandex.ru

Аннотация

Выполнены исследования гидродинамики и теплообмена при подъемномтечении жидкого металла (ЖМ) в вертикальном канале прямоугольного поперечного сечения с соотношением сторон ~3/1 в компланарном магнитном поле (МП) при условии одностороннего обогрева. Задача моделирует течение ЖМ в теплообменном канале системы охлаждения жидкометаллического модуля бланкета термоядерного реактора (ТЯР) типа ТОКАМАК. Эксперименты проведены на базе ртутного магнитогидродинамического (МГД) стенда.

Использовались зондовые методы измерений локальных характеристик теплообмена в канале. Применялись два типа термопарных зондов: шарнирный зонд рычажного типа для детальных измерений полей скорости и температуры в поперечном сечении, и продольный зонд для измерений по длине зоны обогрева канала. Для измерения локальной скорости применялся корреляционный метод.

В работе представлены профили осредненной скорости и температуры, распределение безразмерной температуры стенки по периметру канала, характеристики температурных пульсаций потока. Получены распределения осредненной и пульсационной температур стенки по длине каналаи построеныкритериальные зависимости характеристик теплоотдачи.

В ряде режимов течения обнаружены эффекты, связанные с ростом интенсивности пульсаций температуры в компланарном магнитном поле. По мнению авторов, под влиянием термогравитационной конвекции (ТГК) происходит формирование и отрыв возле обогреваемой стенки крупномасштабных вихревых структур, оси вращения которых параллельны вектору индукции МП. Эти вихревые образования вызывают пульсации температуры, в ряде режимов превышающей уровень пульсаций турбулентных. Полученные данные по теплообмену необходимо учитывать при проектировании МГД каналов охлаждения ТЯР.

Ключевые слова: магнитная гидродинамика, термогравитационная конвекция, теплообмен, измерение скорости и температуры.

Введение

Жидкие металлы (ЖМ) рассматриваются как перспективные теплоносители в ТЯР типа ТОКАМАК [1] для охлаждения бланкета и дивертора благодаря своим хорошим теплофизическим свойствам: высокой температуре кипения при атмосферном давлении и низкому давлению паров, что выгодно отличает их от традиционных теплоносителей. В проектах гибридных реакторов — термоядерных источников нейтронов (ТИН) — ЖМ предпочтительны, так как они практически не замедляют нейтроны. Для строящегося международного ТЯР ИТЭР разрабатываются ЖМ-модули бланкета, предназначенные, главным образом, для наработки трития. Основная проблема использования ЖМ в ТЯР — большие потери давления при течении в МП ТОКАМАКа. Концепция индийско-российского испытательного модуля бланкета (ИМБ) с двойной системой охлаждения, где теплоносителем является гелий, а литий-свинцовая эвтектика Pb-Li (ЛСЭ) охлаждает зону воспроизводства трития, позволяет минимизировать эти потери. В вертикальных теплообменных каналах прямоугольного сечения, расположенных в компланарном МП, будет реализовано подъемное и опускное течение ЖМ. Теплообмен при течении ЖМ в каналах ТЯР благодаря наличию МП будет сильно отличаться от закономерностей при течении теплоносителей в аппаратах традиционной энергетики, а это требует экспериментальных исследований.

Уже многие годы проводятся комплексные исследования гидродинамики и теплообмена при течении ртути в трубах и каналах на уникальном ртутном МГД-стенде МЭИ – ОИВТ РАН (УСУ «Ртутный МГД-стенд») [2–5]. Последние опытные данные были получены в экспериментах в вертикальном канале прямоугольного поперечного сечения с соотношением сторон ~3/1 в компланарном МП при опускном течении ртути [5]. Исследования локальных полей температуры и скорости проводились зондовыми методами с использованием микротермопарных дат-

чиков. Неизотермичность потока ЖМ приводила к значительному влиянию термогравитационной конвекции, вызванной силами плавучести. МП изменяет структуру течения, подавляет турбулентный перенос, что снижает теплообмен. При этом в МП формируются крупномасштабные вторичные вихревые течения ТГК, с осями, параллельными вектору магнитной индукции. Этот эффект приводит к генерации низкочастотных пульсаций температуры аномально высокой интенсивности. Такие пульсации опасны для стенки теплообменника, так как легко проникают в нее и могут вызвать ее преждевременное усталостное разрушение засчет переменных термических напряжений [7].

Интересно, что будет наблюдаться в случае подъемного течения в МП, где влияние ТГК способствует устойчивости потока.

1. Описание экспериментального стенда

Экспериментальный стенд, на котором проводятся экспериментальные исследования, представляет собой замкнутый ртутный контур. Вид стенда показан на рис. 1.

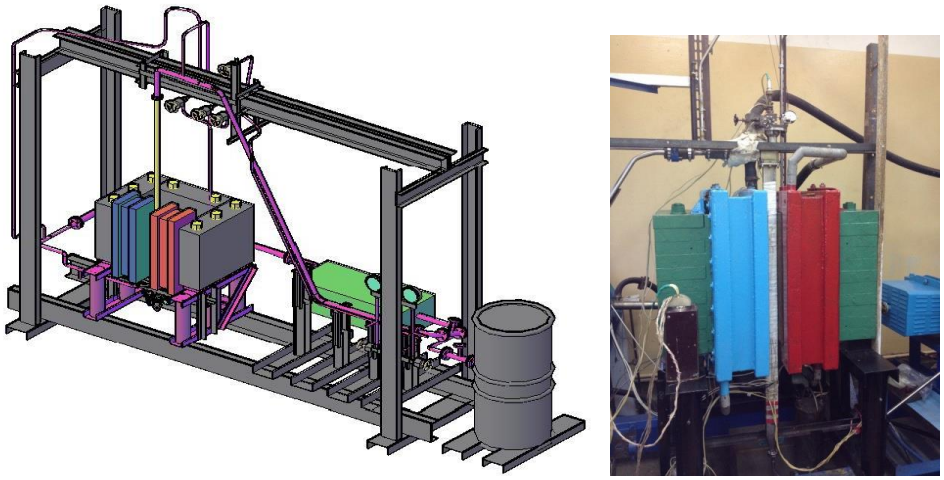


Рис. 1. Вид ртутного стенда

Исследуемая схема течения ЖМ показана на рис. 2. Рассматривается подъемное течение ртути в прямом вертикальном канале прямоугольного поперечного сечения с соотношением сторон примерно (сечение $a \times b = 56 \times 17$ мм) и толщиной стенки 2,5 мм. Материал стенки канала – нержавеющая сталь 12Х18Н10Т. Режим обогрева однородный односторонний: обогревается одна из широких сторон канала, параллельных вектору МП. Плотность теплового потока на обогреваемой стенке регулируется и может достигать $q_C = 35$ кВт/м^2. Рабочий участок расположен между полюсами электромагнита. Участок однородного обогрева совпадает с участком однородного магнитного поля.

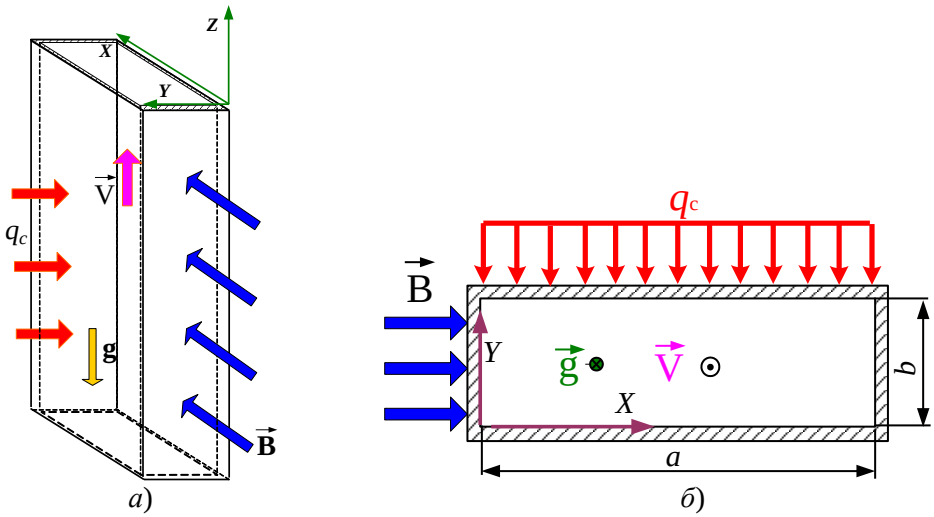
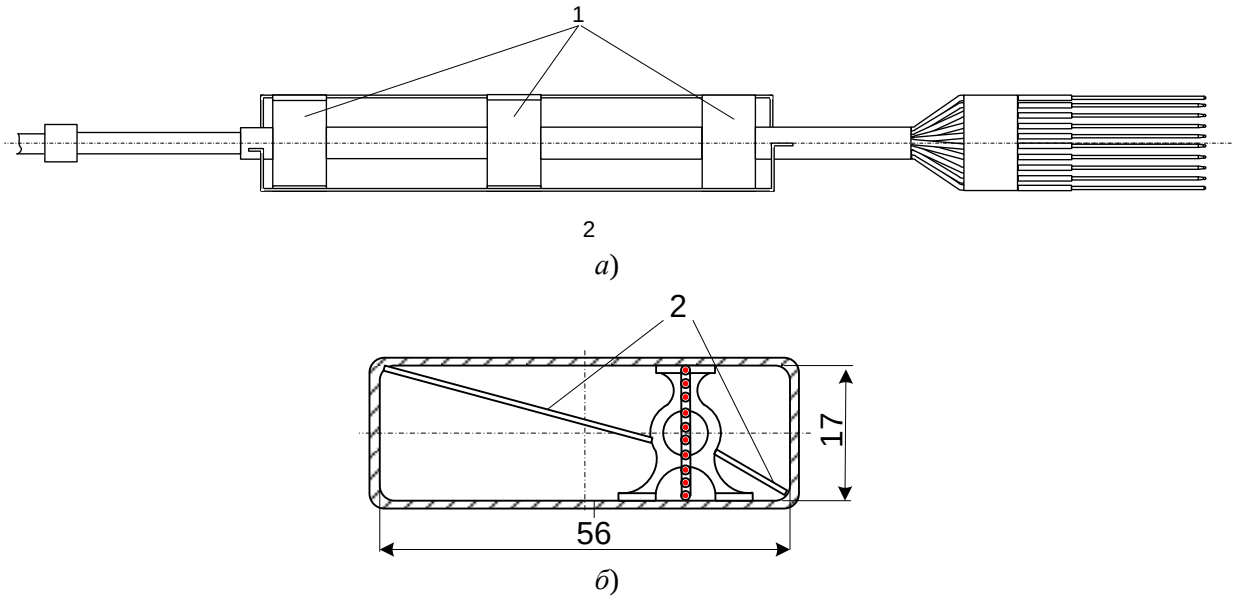


Рис. 2. Исследуемая схема течения в полях массовых сил (*а*) и вариант одностороннего обогрева в сечении канала (*б*)

Измерения полей температуры и скорости в поперечном сечении канала на расстоянии 21*d* от входа в зону обогрева выполнялись с помощью шарнирного зонда рычажного типа. Подобный зонд применялся в ранних исследованиях, в частности при опускном течении ртути в канале в аналогичных условиях течения [5].

Для проведения измерений профилей температуры по длине канала использовался специально сконструированный нами зонд типа «гребенка». На рис. 3 показаны два вида этого зонда: вид сбоку и вид с торца канала. На конце зонда установлены десять медь-константа новых термопар, расположенных в плоскости, параллельной узким стенкам канала (плоскость *Y*-*Z*). Две крайние термопары касаются стенок канала. Центрирующие элементы из текстолита (*1*) и диагональные скобы (*2*) из нержавеющей стали обеспечивают сохранение координат термопар с точностью ±0,1 мм в поперечном сечении канала. Перемещение и герметичность зонда обеспечивается сальниковым уплотнением в торцевом фланце рабочего участка.



а)

б)

Рис. 3. Зонд-гребенка для канала прямоугольного сечения:
а – вид сбоку; *б* – вид с торца рабочего участка

Безразмерные коэффициенты теплоотдачи (числа Нуссельта) определялись следующим соотношением:

$$\mathrm{Nu} = \frac{q_\mathrm{C}\, d}{\left(T_\mathrm{C} - \overline{T}\right)\lambda}. \qquad (1)$$

Говоря о локальной теплоотдаче, мы используем обратную числу Нуссельта величину – безразмерную температуру стенки Θ_C:

$$\Theta_\mathrm{C} = \frac{\left(T_\mathrm{C} - \overline{T}\right)\lambda}{q_\mathrm{C}\, d}, \qquad (2)$$

где q_C – плотность теплового потока на обогреваемой стенке; $\overline{T}$ – среднемассовая температура жидкости в данном сечении *z*/*d*; T_C – локальная температура стенки.

Более подробное описание зонда и методики измерений, а также параметров экспериментальной установки можно найти в [5] и [6].

2. Результаты измерений при подъемном течении и одностороннем обогреве

В неизотермическом потоке на турбулентное течение накладывается ТГК, влияние которой определяется соотношением $\mathrm{Gr}/\mathrm{Re}^2$. Силы плавучести наиболее велики вблизи обогреваемых стенок канала, направлены вверх и при подъемном течении ускоряют поток в этой области. При этом силы плавучести способствуют устойчивости потока.

Профили скорости *V* при подъемном течении, отнесенные к средней скорости потока $\overline{V}$, в двух плоскостях симметрии по оси $X = x/b$ ($Y = 0{,}5$) и $Y = y/b$ ($X = 1{,}5$), измеренные на расстоянии $Z = 21d$ от входа в рабочий участок, показаны на рис. 4. Ось с координатой *X* направлена

вдоль длинной стороны поперечного сечения канала и параллельна индукции МП. Хорошо видно, что профили по оси X заполненные – почти стержневые, как в отсутствие МП, так и в компланарном МП, а профили по оси Y – несимметричные с максимумом вблизи обогреваемой стенки ($Y = 1$). Это результат влияния ТГК: сила плавучести, как уже отмечалось, направлена вверх, как и вынужденное течение, и ускоряет поток вблизи нагретой стороны канала. В МП характер зависимости существенно не меняется вдоль оси Y, а вдоль оси X можно заметить уплощение профиля скорости с ростом МП вследствие эффекта Гартмана.

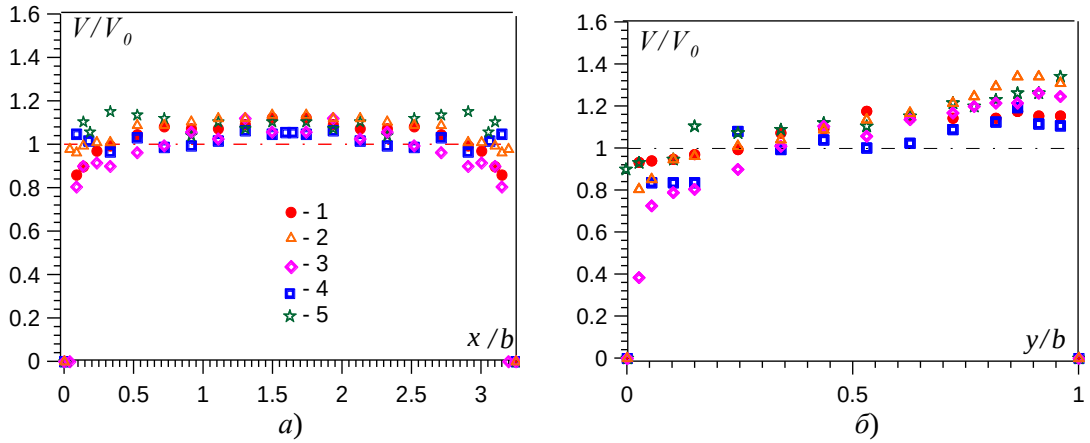


Рис. 4. Профили безразмерной продольной компоненты скорости потока по оси X ($Y = 0{,}5$) (*а*) и по оси Y ($X = 1{,}5$) (*б*) в сечении канала $Z = 21d$ при подъемном течении, Re = 30000: 1 – Ha = 0; 2 – Ha = 120; 3 – Ha = 300; 4 – Ha = 500; 5 – Ha = 800

Измерения полей температуры показали, что изотермы располагаются почти параллельно длинным сторонам поперечного сечения канала. Профили осредненной температуры при подъемном течении без МП и в компланарном МП в двух перпендикулярных осевых плоскостях $X = 1{,}5$ и $Y = 0{,}5$ показаны на рис. 5. Температура по оси X практически не меняется, а температура вдоль оси Y (вдоль короткой стороны канала) монотонно растет от необогреваемой к обогреваемой стенке. В МП профили расслаиваются по числам Гартмана так, что температура близи обогреваемой стенки несколько возрастает, а на необогреваемой – снижается. Такое поведение, видимо, связано с изменением профиля скорости и снижением турбулентности в компланарном МП.

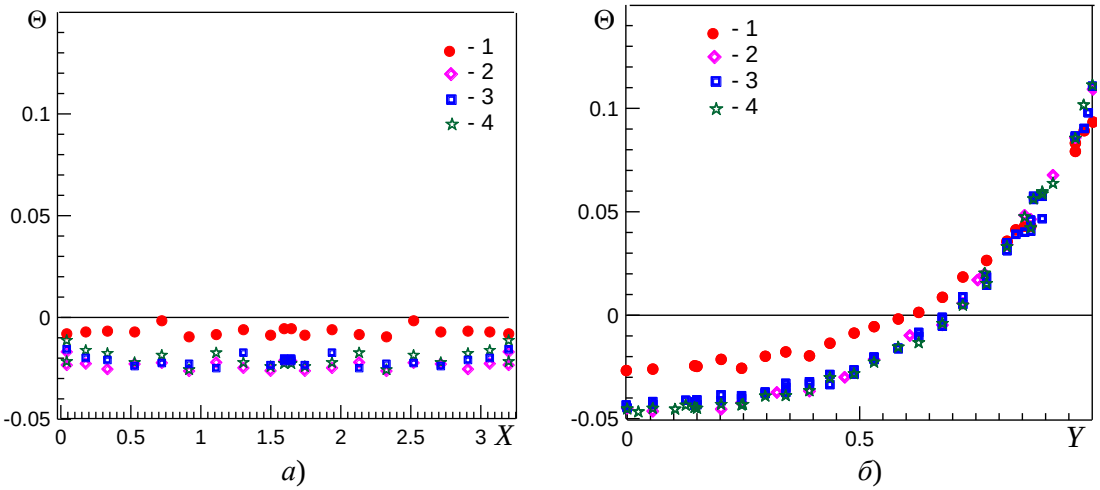


Рис. 5. Профили безразмерной температуры по оси X ($Y = 0{,}5$) (*а*) и по оси Y ($X = 1{,}5$) (*б*) в сечении канала $Z = 21d$ при подъемном течении, Re = 30000: 1 – Ha = 0; 2 – Ha = 300; 3 – Ha = 500; 4 – Ha = 800

На рис. 6 показано распределение безразмерной температуры стенки Θ_C по развертке периметра сечения канала. Для сравнения пунктирами на графиках также показаны значения обратные числу Нуссельта (1/Nu): для развитого турбулентного течения, рассчитанные по формуле Лайона для щелевого канала $Nu_T = 5{,}4 + 0{,}018Pe^{0{,}8}$, и для стабилизированного ламинарного течения $Nu_Л = 5{,}38$ в случае одностороннего обогрева [8]. Показательно, что в отсутствие МП

опытные точки совпадают с зависимостью. Безразмерная температура Θ_C на обогреваемой стороне канала в компланарном МП немного возрастает, так что значения Θ_C оказываются гораздо ближе к зависимости, чем к $Nu_Л$. Расслоение температуры также невелико на необогреваемой стороне канала, где температура в МП монотонно снижается с ростом числа Гартмана, то есть разность температур в сечении потока несколько увеличивается с ростом числа, вследствие совместного воздействия МП и ТГК на течение, о чем речь пойдет ниже. В целом же, при подъемном течении, температуры на обогреваемой и на необогреваемой стенках канала по оси *X* достаточно однородны.

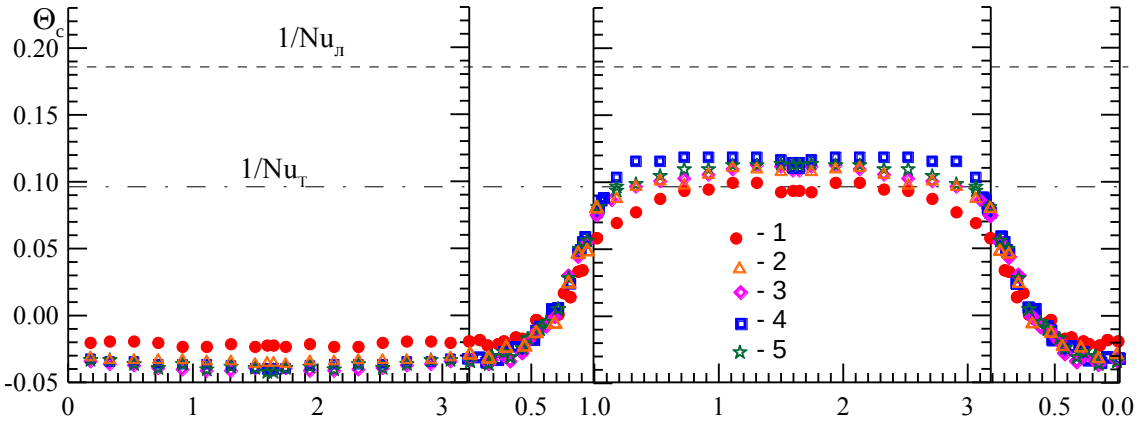


Рис. 6. Распределение безразмерной температуры стенки по в сечении канала $Z = 21d$ при подъемном течении, Re = 30000:
1 – Ha = 0; 2 – Ha = 120; 3 – Ha = 300; 4 – Ha = 500; 5 – Ha = 800

Рассмотрим теперь данные измерений характеристик температурных пульсаций. Распределения безразмерной интенсивности температурных пульсаций $\sigma/(q_C \cdot d/\lambda)$ (σ – среднеквадратичное значение пульсаций температуры) при подъемном течении в отсутствие и при наличии МП показаны на рис. 7. Круглыми символами показаны точки для режима без магнитного поля. По оси *X* профили интенсивности температурных пульсаций достаточно однородны и несколько снижаются возле стенок. По оси *Y* интенсивность пульсаций растет от необогреваемой к обогреваемой стенке, проходя через максимум, соответствующий координате $Y \sim 0{,}8$. В МП при Ha = 300–800 интенсивность пульсаций несколько снижается – примерно в 1,5 раза, а максимум по мере роста числа смещается к центру канала.

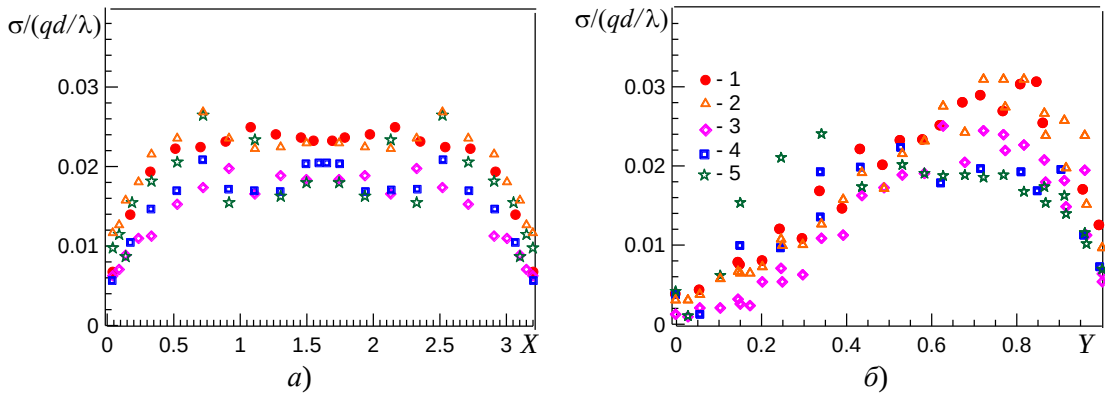


Рис. 7. Профили безразмерной интенсивности температурных пульсаций по оси *X* (*Y* = 0,5) (*а*) и по оси *Y* (*X* = 1,5) (*б*) в сечении канала $Z = 21d$ при подъемном течении, Re = 30000:
1 – Ha = 0; 2 – Ha = 120; 3 – Ha = 300; 4 – Ha = 500; 5 – Ha = 800

Характерные осциллограммы пульсаций температуры при подъемном течении показаны ниже на рис. 8. На рисунке при разных числах Гартмана показаны осциллограммы пульсаций в районе максимума интенсивности пульсаций. При Ha = 0 мы имеем характерный турбулентный вид сигнала. С ростом числа Гартмана до 300 характер сигнала почти не меняется и остается турбулентным. Однако при дальнейшем росте МП вид осциллограмм меняется: на фоне сниженного высокочастотного фона появляются интенсивные низкочастотные всплески. Частота этих всплесков с ростом числа уменьшается.

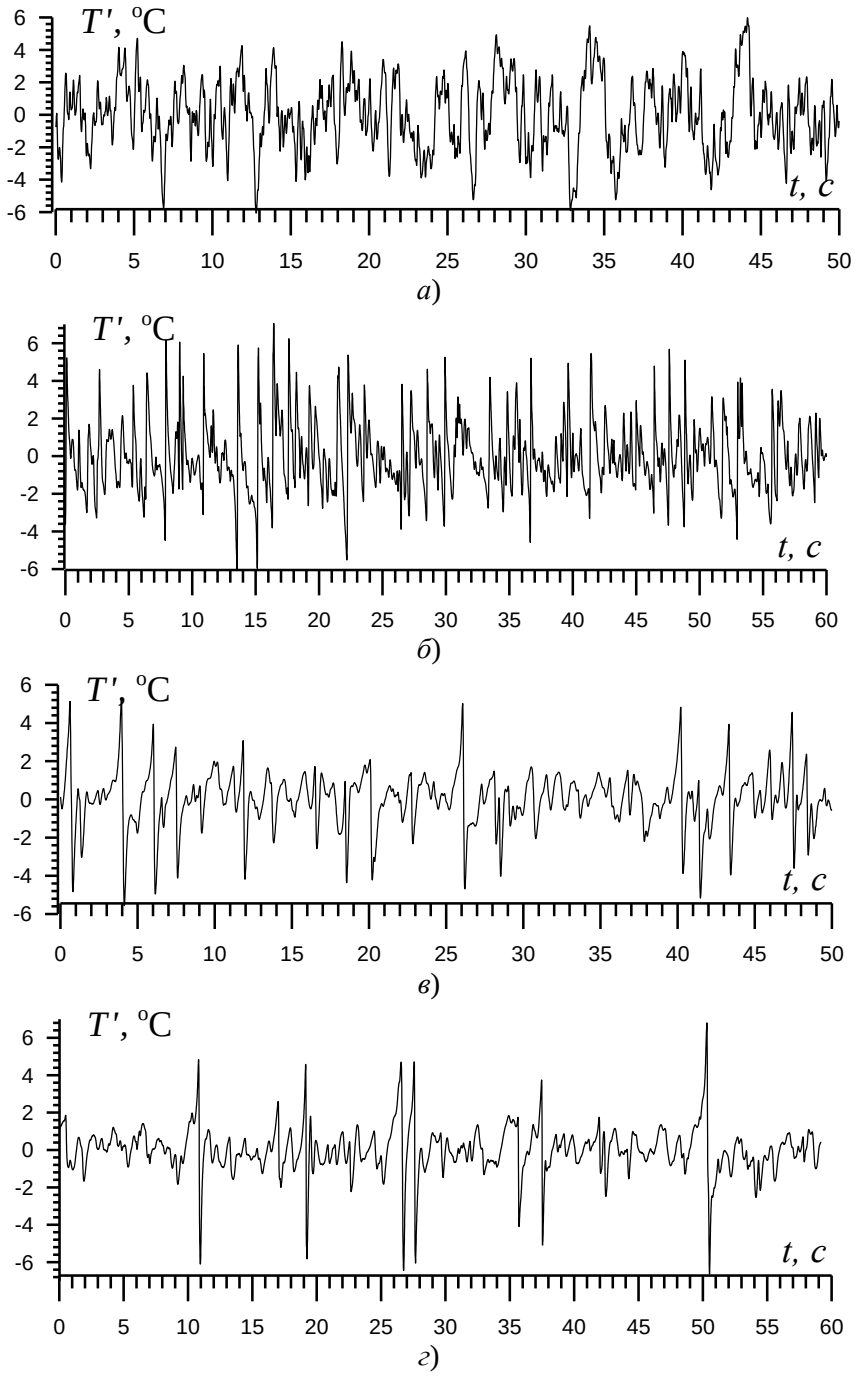


Рис. 8. Осциллограммы температурных пульсаций в районе максимума интенсивности пульсаций (Y = 0,8) при подъемном течении, Re = 30000:
а – Ha = 0; *б* – Ha = 300; *в* – Ha = 500; *г* – Ha = 800

Ниже показаны результаты, полученные с использованием зонда-гребёнки. Наибольший интерес представляют распределения безразмерной температуры стенки по длине канала, полученные для двух образующих на обогреваемой и необогреваемой сторонах канала (рис. 9). Распределения температуры получены для разных чисел Гартмана. Температура обогреваемой (необогреваемой) стенки, начиная от входа, монотонно растет (падает) до некоторого значения безразмерной продольной координаты, примерно z/d = 15, и выходит на постоянный уровень. Характер изменения температуры вдоль оси Z позволяет судить о длине начального термического участка. В данном режиме она составляет примерно 15 калибров.

Значения чисел Нуссельта на обогреваемой стенке по мере удаления от входа в рабочий участок достаточно хорошо ложатся на расчетную зависимость, полученную для турбулентного режима течения в плоском щелевом канале Nu_T (рис. 9).

Односторонний обогрев канала приводит к дополнительным термическим напряжениям в теплообменных каналах ТЯР. Как видим из рис. 9, эта неоднородность велика по всей длине канала и несколько увеличивается в магнитном поле.

Данные по пульсациям температуры, измеренные по длине канала с использованием продольного микротермопарного зонда, приведены ниже на рис. 10. Здесь показаны значения безразмерной интенсивности пульсации температуры $\sigma/(q_C \cdot d/\lambda)$ на обогреваемой стенке (*а*) и в центре потока (*б*). Без МП интенсивность пульсаций монотонно возрастает по длине канала, выходя на стабилизированное постоянное значение при $z/d \sim 15$. В МП пульсации температуры ведут себя не так однозначно. Сначала интенсивность пульсаций растет, затем при $z/d \sim 5$, где поток ЖМ входит в область однородного магнитного поля, она начинает снижаться. Потом, с некоторого значения Z в середине участка обогрева, снова начинает расти. Особенно это заметно в случае Ha = 800, где интенсивность пульсаций существенно превысила турбулентный уровень без МП.

Такое поведение пульсаций температуры объясняется формированием по длине канала вторичных течений в форме крупномасштабных вихревых структур вследствие совместного влияния ТГК и МП. Рассмотрим этот процесс подробнее.

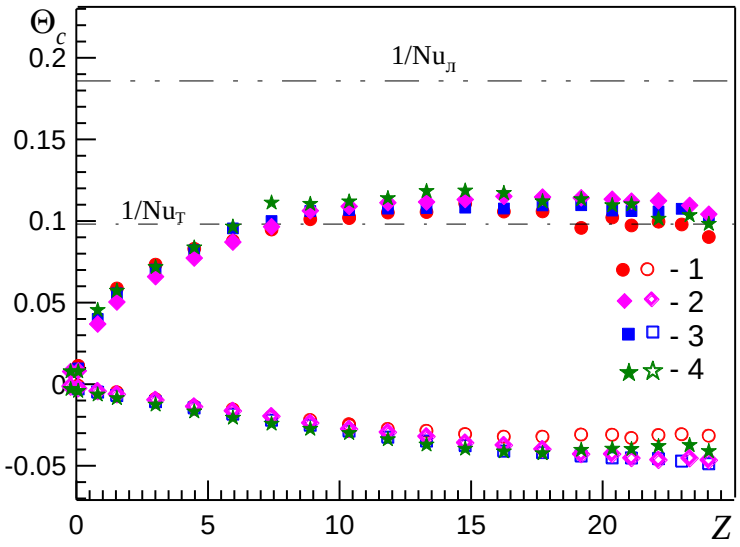


Рис. 9. Распределение осредненной температуры по длине канала
на образующей обогреваемой (закрашенные маркеры) и необогреваемой (не закрашенные маркеры) стенке при разных числах Гартмана:
1 – Ha = 0; 2 – Ha = 300; 3 – Ha = 500; 4 – Ha = 800

В соответствии с оценкой критического числа Рейнольдса в канале с соотношением сторон 3/1 значение $Re_{кр}$ изотермического потока в компланарном МП должно быть порядка 130·Ha [9]. Например, числу Гартмана Ha = 300 должно соответствовать критическое число Рейнольдса $Re_{кр}$ = 39000. Следовательно, в режиме с Re = 30000 при числах Гартмана Ha ≥ 300 должно быть полное подавление турбулентности и ламинарный режим течения. В нашем случае подъемного неизотермического течения в компланарном МП этого не наблюдалось. При подъемном течении, у обогреваемой стенки силы плавучести ускоряют поток. При этом увеличивается градиент скорости на стенке, уменьшается толщина вязкого подслоя по сравнению с изотермическим течением. Тем не менее, почти периодически происходит потеря устойчивости, отрыв вязкого подслоя и выброс молей жидкости в поток, которые в магнитном поле приобретают вид квазидвумерных вихревых структур с осями, параллельными МП. Такие вторичные вихри, часто называемые «двумерной» или «квазидвумерной» турбулентностью, строго говоря, турбулентностью не являются, поскольку носят почти периодический характер.

Следует отметить, что поскольку пульсации температуры имеют низкую частоту, то они легко проникают в стенку канала и могут привести к дополнительным усталостным напряжениям, вызывающим разрушение материала стенки. В условиях реактора ТОКАМАКа, где тепловые потоки на порядок больше реализуемых в наших опытах, размах этих низкочастотных пульсаций может достигать, по оценкам, 100–150 градусов, что недопустимо при эксплуатации теплообменных систем.

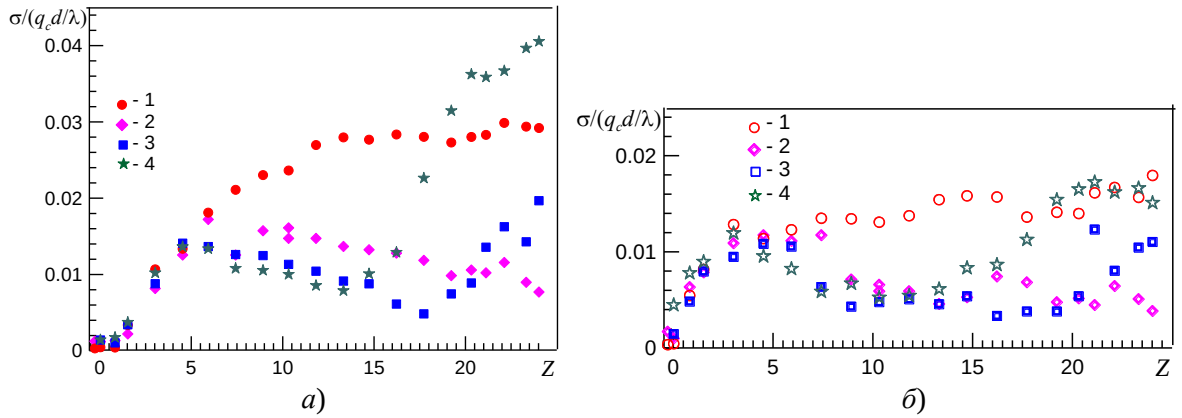


Рис. 10. Распределение безразмерной интенсивности пульсаций температуры по длине канала на образующих обогреваемой стенки (*а*) и в центре потока (*б*) при Re = 30000 для разных чисел Гартмана: 1 – Ha = 0; 2 – Ha = 300; 3 – Ha = 500; 4 – Ha = 800

Аналогичные закономерности течения и теплоотдачи проявляются и в других режимах течения в исследованном диапазоне критериев.

Рассмотрим, как ведут себя коэффициенты теплоотдачи (числа Нуссельта) на участке стабилизированного теплообмена в сечении потока с координатой по длине $z/d = 21$. На рис. 11 *а* представлены зависимости числа относительного числа Нуссельта Nu/Nu_T от параметра Ra/Re^2 ($Ra = Gr \cdot Pr$), для обогреваемой стенки, где Nu_T рассчитан для одностороннего обогрева щелевого канала по формуле: $Nu_T = 5{,}4 + 0{,}018Pe^{0{,}8}$. В отсутствие МП (круглые символы) при сравнительно больших числах Рейнольдса ($Re = 40000–50000$) значения относительного числа Нуссельта оказываются около единицы. С уменьшением числа Рейнольдса (с увеличением параметра Ra/Re^2) коэффициенты теплоотдачи возрастают в логарифмических координатах почти линейно. Это говорит о том, что силы плавучести, ускоряя поток вблизи обогреваемой стенки, улучшают теплоотдачу. Похожие закономерности влияния свободной и вынужденной конвекции на теплообмен хорошо известны для течения неметаллических жидкостей в трубах – например [10]. В нашем случае для жидких металлов прослеживается та же закономерность теплообмена при подъемном течении, что и для неметаллических жидкостей. Хотя в исследованиях Петухова Б.С. и Стригина Б.К. наблюдается минимум на графике зависимости Nu/Nu_T от Ra/Re^2, где $Nu/Nu_T < 1$, мы для течения ЖМ в канале похожего минимума не обнаруживаем. Возможно, это связано с отличительными особенностями среды ЖМ от неметаллических жидкостей и газов или с геометрией канала.

На рис. 11 *а* показаны результаты также и в МП для разных чисел Гартмана. Характер зависимости чисел Нуссельта от комплекса Ra/Re^2 в МП в общем такой же, как и в случае без МП, но опытные точки располагаются несколько ниже значений при Ha = 0. Хотя МП и подавляет турбулентность, как уже отмечалось, силы плавучести ускоряют поток близи стенки, что приводит к неустойчивости течения (генерации турбулентности) и, соответственно, к росту теплоотдачи, так что она оказывается в ряде режимов выше не только ламинарных, но и турбулентных значений без МП.

На рис. 11 *б* показаны значения безразмерной температуры Θ_C на обогреваемой (закрашенные символы) и необогреваемой стенке (не закрашенные символы) от числа Пекле. Для сравнения на графике сплошными линиями показаны характерные зависимости температуры обогреваемой стенки от числа для ламинарного и турбулентного режимов течения в щелевом канале с односторонним обогревом. Этот график показывает, насколько неоднородно в поперечном сечении нагрет канал. В МП эта неоднородность еще увеличивается. Неоднородность обогрева, как уже отмечалось выше, имеет значение для разработчиков систем охлаждения ТЯР и требует обязательного учета, поскольку приведет к дополнительным термическим напряжениям в стенках каналов.

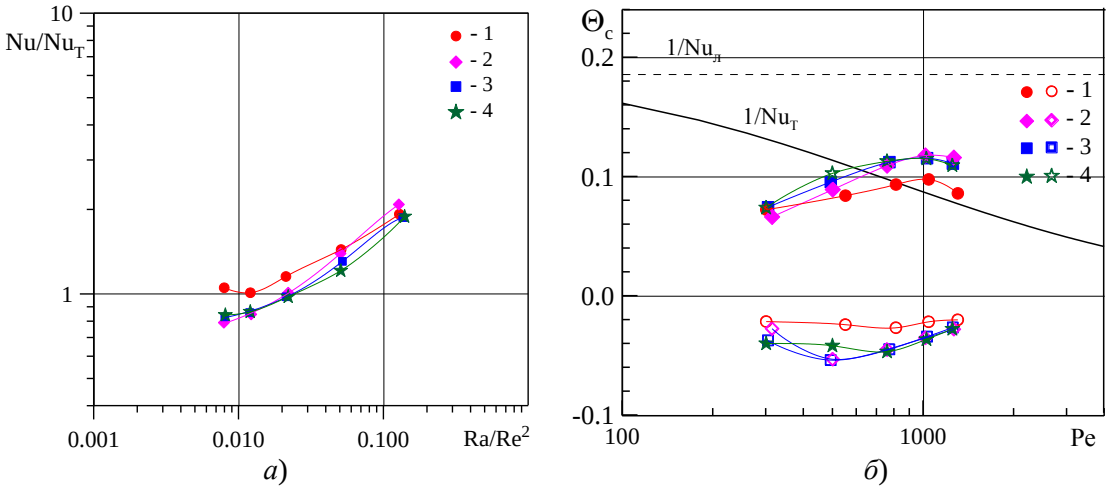


Рис. 11. Зависимость числа Нуссельта Nu и безразмерной температуры стенки Θc, для обогреваемой (*а*) и необогреваемой (*б*) стенок от числа Пекле при разных числах Гартмана:
1 – Ha = 0; 2 – Ha = 300; 3 – Ha = 500; 4 – Ha = 800

Заключение

Проведены экспериментальные исследования теплообмена подъемного течения ЖМ (ртути) в канале прямоугольного сечения с соотношением сторон ~3/1 в компланарном МП при однородном одностороннем обогреве широкой сторон канала. Трехмерные локальные измерения в потоке выполнены с использованием микротермопарных зондов разного типа.

В результате подробных измерений пульсационных и осредненных характеристик теплоотдачи в фиксированном сечении канала, а также и по его длине, были получены профили осредненной скорости потока и поля и профили осредненной и пульсационной температуры; распределения характеристик теплоотдачи.

В исследуемой конфигурации подъемного течения обнаруживается сильное влияние ТГК на осредненные и пульсационные характеристики теплообмена.

При одностороннем обогреве наблюдается сильная неоднородность в распределении температуры стенки, что в условиях модуля бланкета ТЯР приведет к появлению значительных термических напряжений в стенке канала и что необходимо учитывать при проектировании каналов охлаждения ТЯР.

В некоторых режимах наблюдалось появление и рост пульсаций температуры в магнитном поле с интенсивностью, превышающей турбулентный уровень. Эти пульсации связаны с появлением и развитием в потоке крупномасштабных вихревых структур, вызванных ТГК, которые улучшают теплообмен, перемешивая жидкость.

Построены критериальные зависимости характеристик теплоотдачи в координатах Nu/Nu_T (Ra/Re^2) и проведено их сопоставление с аналогичными зависимостями, построенными для неметаллических теплоносителей.

Список литературы

1. ITER Organisation. Annual report 2013. — Available at: http://www.iter.org/doc/www/content/com/Lists/list_items/Attachment/553/2013_iter_annual_report.pdf.
2. Генин Л.Г., Свиридов В.Г. Гидродинамика и теплообмен МГД-течений в каналах. – М.: Издательство МЭИ, 2001 – 200 с.
3. Поддубный И.И., Пятницкая Н.Ю., Разуванов Н.Г., Свиридов В.Г., Свиридов Е.В., Лешуков А.Ю., Алесковский К.В., Обухов Д.М. Опасные режимы теплообмена при течении жидкого металла в вертикальных трубах и каналах в условиях термоядерного реактора // ВАНТ. Серия: Термоядерный синтез. – 2015. – Т. 38. – Вып. 3. – С. 5–15.
4. Smolentsev S., Moreau R., Abdou M. Characterization of key magnetohydrodynamix phenomena in PbLi flow for the US DCLL blanket //Fusion Enqineering Design. – 2008. –V. 83. – P. 771–783.

5. 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.
6. Костычев П.В., Поддубный И.И., Пятницкая Н.Ю., Разуванов Н.Г., Свиридов Е.В. Особенности теплообмена при течении жидкого металла в вертикальном канале в компланарном магнитном поле // ВАНТ. Серия: Термоядерный синтез. – 2017. – Т. 40. – Вып. 3. – С. 68–77.
7. Генин Л.Г., Листратов Я.И., Свиридов В.Г., Свиридов Е.В., Беляев И.А., Мельников И.А., Ивочкин Ю.П., Разуванов Н.Г. Особенности теплообмена жидкого металла в реакторетокамаке // Сборник докладов Научно-технической конференции «Теплофизика-2012». – Обнинск: ФГУП «ГНЦ РФ – ФЭИ». – 2012. – Т. 1. – С. 110–123.
8. Генин Л.Г., Краснощекова Т.Е. Гидродинамика и теплообмен при течении электропроводной жидкости в плоском канале в продольном магнитном поле // Вестник МЭИ. – 1998. – №3. – С. 59–62.
9. Брановер Г.Г., Циннобер А.Б. Магнитная гидродинамика несжимаемых сред – М.: Наука, 1970. – 379 с.
10. Петухов Б.С., Стригин Б.К. Экспериментальное исследование теплообмена при вязкостно-инерционно-гравитационном течении жидкости в вертикальных трубах // ТВТ. – 1968. – Т. 6. – Вып. 5. – С. 933–937.

О влиянии направления течения жидкометаллического теплоносителя на теплогидравлические характеристики в витом парогенерирующем канале

Грабежная В. А., Михеев А. С.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, gva@ippe.ru

Аннотация

Изучение теплообмена в спирально навитых трубах представляет большой интерес в виду широкого использования подобных каналов в инженерной практике, в частности, в атомной энергетике в виде парогенераторов на исследовательских реакторах и АЭС. В проектируемой реакторной установке БРЕСТ-ОД-300 в качестве парогенератора рассматривается витой парогенератор бухтовой компоновки.

В 2011–2013 гг. в ГНЦ РФ – ФЭИ на стенде СПРУТ были проведены теплогидравлические испытания модели витого парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300 (вариант 2000 г.) с продольным обтеканием свинцом пучка теплообменных труб. Программа испытаний модели парогенератора была направлена на изучение теплообмена и теплогидравлической устойчивости парогенерирующих труб. Во всем диапазоне изменения режимных параметров не выявлено пульсационных режимов с опрокидыванием циркуляции во втором контуре.

Несмотря на то, что результаты проведенных испытаний модели парогенератора дали обширную информацию о характере теплообмена в различных зонах парогенерирующего канала, однако недостаточное количество теплопередающих труб в модуле (всего три) не позволяет сделать вывод о гарантии полной гидродинамической устойчивости ПГ РУ БРЕСТ во всем возможном диапазоне эксплуатационных параметров. С другой стороны, в реальной конструкции движение греющего теплоносителя опускное с обтеканием пучка труб, близким к поперечному обтеканию. Поэтому недостаточная аргументированность переноса результатов, полученных на трехтрубной модели, на натурный парогенератор послужили основанием для проведения испытаний на многотрубной, полновысотной фрагментной модели уменьшенного диаметра одного ряда трубного пучка модуля штатного парогенератора.

При проведении испытаний отсутствовали какие-либо шумы, свойственные неустойчивым режимам работы контура. Не обнаружено пульсаций температуры воды и пара, соответственно на входе в коллекторы и выходе из коллекторов. При высоких температурах свинца температура перегретого пара всегда была близка к входной температуре свинца.

Проведенные испытания показали отсутствие теплогидравлической неустойчивости, как в случае продольного, так и поперечного омывания парогенерирующей трубы жидкометаллическим теплоносителем в исследованной области параметров свинца и воды. При прочих равных параметрах температура пара на выходе парогенерирующей трубы в случае поперечного омывания выше, чем в случае продольного омывания парогенерирующих труб.

Полученные экспериментальные данные при испытании рассматриваемых моделей в первую очередь необходимы для верификации кодов, позволяющих правильно рассчитывать различные режимы работы парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300.

Ключевые слова: витой канал, пучок теплообменных труб, модель парогенератора, гидродинамическая устойчивость, продольное течение, поперечное течение, свинец, вода, пар, пульсации температуры и расхода.

Введение

В конце 90-х годов прошлого века НИКИЭТ предложил проект РУ БРЕСТ-ОД-300 со свинцовым теплоносителем в первом контуре и водой сверхкритических параметров во втором контуре. В том проекте реакторной установки (РУ) был заложен ряд новых, ранее не опробованных в практике ядерной энергетики систем, одной из которых являлся парогенератор (ПГ), обогреваемый тяжелым жидкометаллическим теплоносителем – свинцом. Технический проект ПГ РУ БРЕСТ был выполнен в ОКБ «ГИДРОПРЕСС». Парогенерирующая установка прямоточного типа без промежуточных смесительных устройств рассчитана на сверхкритические параметры по водяному контуру. Парогенератор представлял собой бухту теплообменных труб с углом наклона к горизонту в 8°. В настоящее время данная конструкция ПГ РУ БРЕСТ рас-

сматривается в качестве одного из возможных вариантов ПГ, обогреваемого свинцовым теплоносителем, но с большим углом закрутки.

Для обоснования работоспособности любого парогенератора необходимо подтвердить его проектные характеристики либо расчетным путем, если есть доказательные экспериментальные данные, подтверждающие соотношения, заложенные в расчетные коды, либо провести экспериментальные исследования на моделях штатного парогенератора, в отсутствии расчетных соотношений, что имеет место в случае ПГ РУ БРЕСТ-ОД-300. Другим аспектом, требующим экспериментального подтверждения, является гидродинамическая устойчивость парогенерирующего канала в широком диапазоне изменения режимных параметров – от пусковых режимов до штатного режима работы ПГ.

Для проведения испытаний в обоснование натурного ПГ в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» была разработана модель ПГ, но с продольным течением теплоносителей, состоящая из двух идентичных трехтрубных секций (модулей), несмотря на то, что в реальной конструкции ПГ движение греющего теплоносителя опускное. Однако, в модели организовать подобное течение затруднительно. Модель ПГ по конструктивным характеристикам (высотные отметки, движение сред: винтовое опускное – по свинцу, винтовое подъемное – по воде) максимально приближена к конструкции парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300. Модель была изготовлена на ЗИО (г. Подольск), установлена на стенде СПРУТ. В силу ряда обстоятельств в середине 2000-х годов работы по теме БРЕСТ на пятилетие были остановлены. И только с 2009 года после принятия ФЦП НТП ЯЭ начались активные работы по продвижению проекта БРЕСТ-ОД-300. Но это был уже иной вариант РУ, отличный от проекта РУ БРЕСТ-ОД-300 конца 90-х годов прошлого столетия. Поскольку изготовление новой модели заняло бы несколько лет, решено было провести испытания на уже имеющейся модели ПГ, но при режимных параметрах, соответствующих условиям эксплуатации новой РУ БРЕСТ-ОД-300.

Результаты проведенных испытаний модели парогенератора позволили получить обширную информацию о характере теплообмена в различных зонах парогенерирующего канала при различных условиях эксплуатации (номинальный и частичные режимы, пусковые режимы).

Однако недостаточное количество теплопередающих труб в модуле (всего три) не позволяет сделать вывод о гарантии полной гидродинамической устойчивости ПГ РУ БРЕСТ во всем возможном диапазоне эксплуатационных параметров. С другой стороны, в реальной конструкции движение греющего теплоносителя опускное с обтеканием пучка труб, близким к поперечному обтеканию. Геометрические характеристики витого парогенератора варианта 2000 года отличаются от таковых, закладываемых в проект парогенератора настоящей РУ (иные размеры теплопередающей трубы, другие шаги коридорного размещения этих труб, другой угол наклона труб к горизонту). Поэтому недостаточная аргументированность переноса результатов, полученных в экспериментах [1–3], на натурный парогенератор послужили основанием для необходимости проведения испытаний на многотрубной модели штатного парогенератора, разработка проекта которого была выполнена в АО «ИК «ЗИОМАР».

1. Экспериментальные модели и исследовательский стенд

1.1. Исследовательский стенд

Испытания моделей ПГ РУ БРЕСТ-ОД-300 проводились на стенде СПРУТ. Технические характеристики стенда приведены в [3], а продробное описание основных элементов контуров (насосы, подогреватели, компенсаторы объема и др.) можно найти, например, в [4].

Принципиальная схема свинцового контура исследовательского стенда представлена на рис. 1. На схеме указано расположение контурных термопар, вентилей и некоторого другого оборудования.

При запуске стенда в работу свинец плавился в сливном баке и при достижении температуры 380–420 °С передавливался в контур на заданную высоту путем подачи требуемого давления аргона над зеркалом свинца.

Для очистки свинца от кислорода в контуре имеется система технологии теплоносителя. На байпасе центробежного насоса свинцового контура установлен эжектор для подачи аргонно-водородной смеси для химической очистки контура от загрязнений. Очистка свинца проводится эжектированием аргонно-водородной смеси заданного состава в свинец в процессе циркуляции его в контуре. Контроль чистоты свинца осуществляется посредством датчиков термодинамической активности кислорода (ДАК), установленных на входе и выходе модели. Измере-

ние расхода свинца осуществляется магнитными расходомерами. Жидкометаллический свинцовый контур располагает расширительным и загрузочным баками.

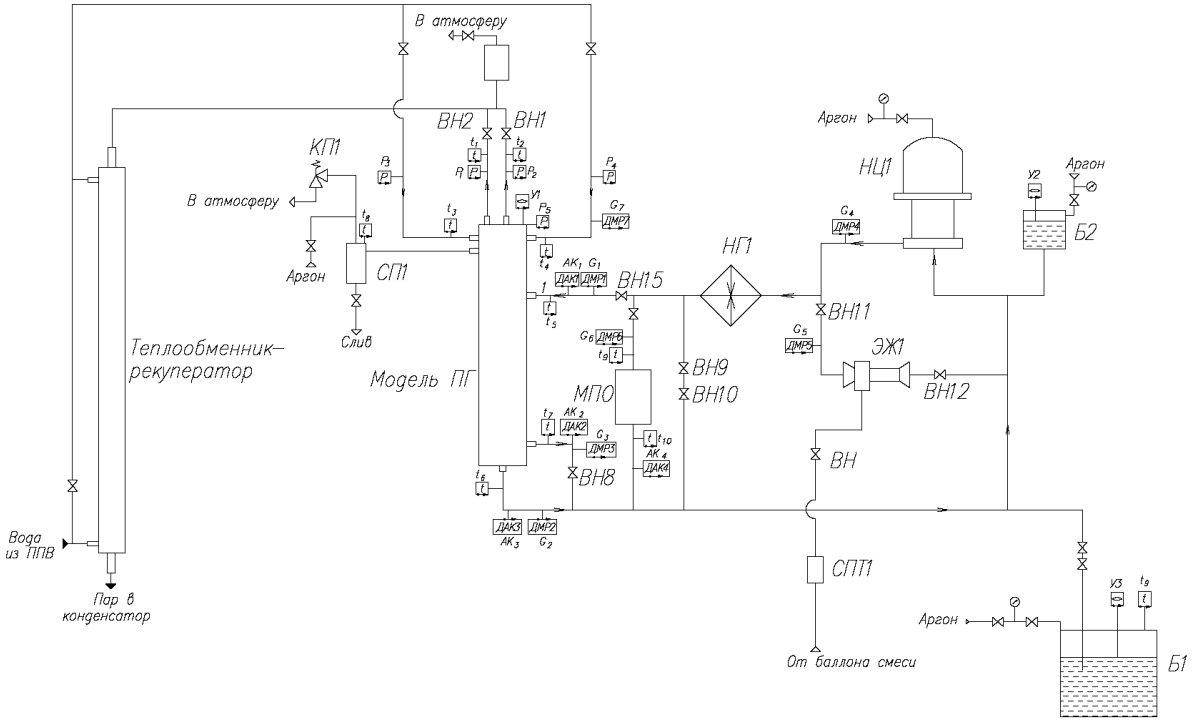


Рис. 1. Принципиальная схема свинцового контура стенда СПРУТ:
Р1…Р5 – точки замера давления; t1…t8 – точки замера температуры; G1…G7 – точки замера расхода; АК1…АК3 – точки замера активности кислорода; $У_1$…$У_3$ – точки замера уровня; Б1 – бак сливной; Б2 – бак насоса; ВН1…ВН12 – вентиль; КП1 – клапан предохранительный; МПО – модель с поперечным обтеканием пучка теплообменных труб; НГ1 – петля нагревательная; НЦ1 – насос центробежный; СП1 – сепаратор; СПТ1 – система подготовки теплоносителя; ЭЖ1 – эжектор аргоно-водородной смеси; ППВ – подогреватель питательной воды

Стенд оснащен системой КИПиА. Управление стендом осуществляется дистанционно, из пультовой, в которой размещаются пульт системы КИПиА и пульт системы дистанционного управления оборудованием (насосы, электронагреватели, компенсаторы давления, арматура и т.д.). Система КИПиА обеспечивает преобразование и передачу сигналов к различным потребителям, а также:

– сбор и вывод on-line информации на пульт управления (персональный компьютер) о параметрах стенда;

– дискретное управление и защиту.

1.2. Двухсекционная трехтрубная модель парогенератора

Модель ПГ состояла из двух идентичных трехтрубных секций (модулей). В качестве диаметра навивки трехтрубного пучка был выбран средний диаметр навивки теплопередающих трубок натурного парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300, 1600 мм (вариант 2000 г.). Модель включает в себя электрический обогрев, тепловую изоляцию и металлоконструкции, связывающие два модуля. Разработчиком модели, ее электрического обогрева, тепловой изоляции и металлоконструкций, связывающих две трехтрубные модели, является ОКБ «ГИДРОПРЕСС».

Корпус модуля парогенератора был выполнен из трубы диаметром 76×4,5 мм и рассчитан на давление до 2,5 МПа при температуре до 550 °С. Высотные отметки коллекторов (камер) соответствуют натурному парогенератору, материал теплопередающих трубок соответствует материалу натурных парогенерирующих труб, примененных в проекте РУ БРЕСТ-ОД-300 (2000 г.). Каждый модуль состоял из опускного участка, через который прокачивается до 5 % от общего расхода свинца, и подъемного витого участка, через который прокачивался основной расход свинца, рис. 2. Наружный диаметр теплопередающих труб – 17 мм, толщина стенки теплопередающей трубы – 3,0 мм. Осевой шаг расположения труб – 25 мм. По длине витой трубы было установлено 15 дистанционирующих элементов, расположенных на расстоянии 750 мм друг от друга.

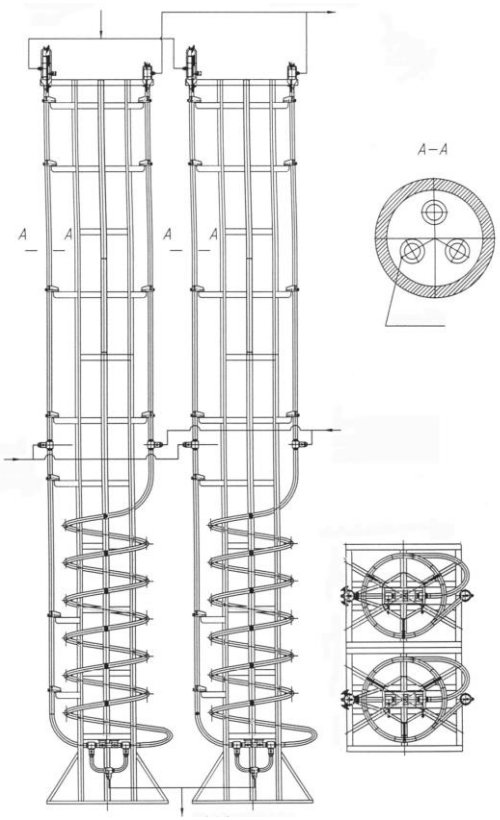


Рис. 2. Модель парогенератора

Экспериментальная модель была хорошо термометрирована. В одном сечении на расстоянии 19 м от входа по свинцу по периметру корпуса модели были размещены четыре термопары для выявления возможных разверок температуры свинца. На расстоянии 13 м от входа воды в витой участок на стенках трех теплопередающих труб было установлено по одной термопаре.

На корпусе модуля парогенератора, а также по всему тракту тяжелого теплоносителя были установлены компенсационные нагреватели, которые служили для предотвращения замораживания свинца при различных переходных режимах при испытаниях модуля парогенератора, и тепловая изоляция. При выходе на заданный режим компенсационные нагреватели выключались.

Движение теплоносителей на витом участке, где проходил теплосъем, было параллельным – свинец двигался сверху вниз по кольцевому зазору, образованному корпусом модели и теплопередающей трубой, а вода – снизу вверх внутри трубы.

1.3. Фрагментарная теплогидравлическая модель парогенератора

Как уже отмечалось, в реальной конструкции движение теплоносителей косое – свинец движется в межтрубном пространстве из труб бухтовой навивки, в вода – в витых трубах.

Многотрубная (фрагментная) теплогидравлическая модель парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300 состоит из 18 витых парогенерирующих трубок, расположенных на одном условном диаметре (спираль с 18 заходами).

Модель парогенератора была разработана в АО ИК «ЗИОМАР». При проектировании модели закладывались следующие геометрические характеристики модели с учетом технических возможностей ее подключения к стенду СПРУТ: вид исполнения трубного пучка – однорядный; количество теплообменных труб – 18 штук.

Модель ПГ представляет собой конструкцию, включающую опускной и подъемный участки по воде/пару с опускным движением жидкого свинца. Модель состоит из корпуса, кожуха подъемного участка, кожуха опускного участка, вытеснителя, коллекторов пара и питательной воды и равных по длине витых парогенерирующих труб. Общий вид модели показан на рис. 3.

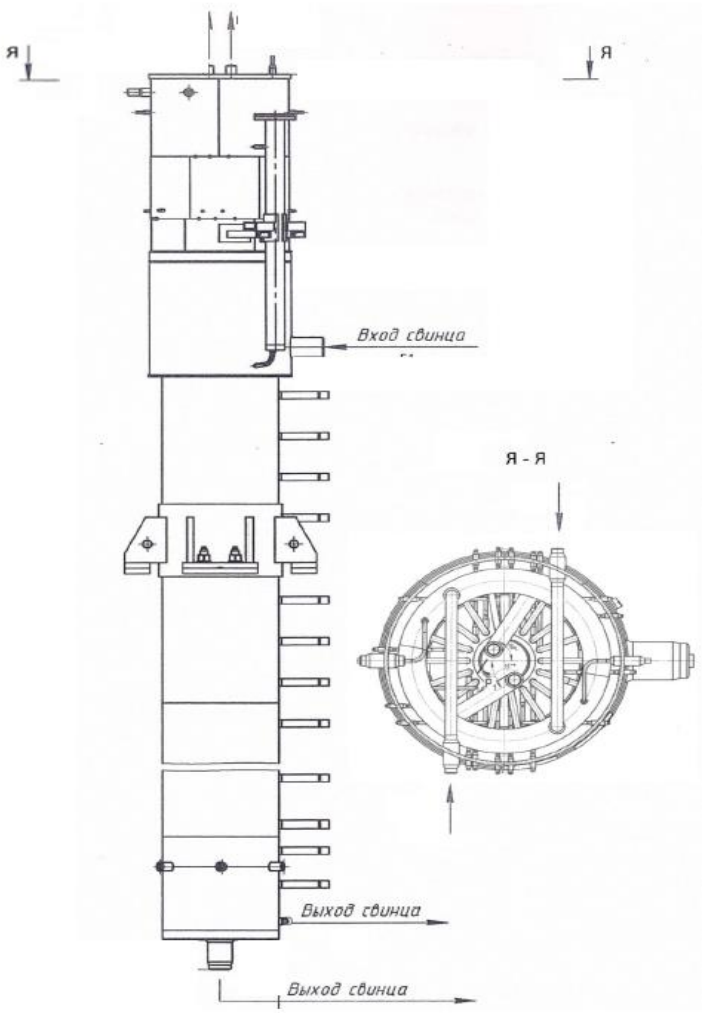


Рис. 3. Общий вид 18-трубной модели ПГ

Поверхность теплообмена фрагментной модели представляет собой однорядный пучок из 18 труб. Тепловая мощность модели ограничена располагаемой мощностью источника электроснабжения на стенде – до 1,0 МВт (эл.). В зависимости от условий испытаний модели задействовано различное количество труб: 9 – при параметрах номинального режима, 18 – в условиях параметров частичных режимов. Дистанционирование теплообменных труб на подъемном участке модели ПГ осуществляется с помощью равномерно расположенных по периметру гребенок.

Опускной участок образован кольцевым зазором между двумя цилиндрическими обечайками – кожухом опускного участка и вытеснителем. Вода в модель поступает из полуколлекторов в опускные трубы, расположенные внутри теплообменных труб. Использование опускных труб в модели способствует дополнительному дросселированию потока воды. Пространство над уровнем свинца заполняется инертным газом (аргоном) с избыточным давлением 500–1000 Па.

Модель ПГ состоит из двух независимых парогенерирующих секций по 9 теплообменных труб. Каждая секция оснащена полуколлектором питательной воды и полуколлектором пара.

Подъёмный змеевиковый участок находится в кольцевом зазоре между кожухом подъемного участка и корпусом модели, заполненным витыми подъемными трубами Получаемый пар поступает в два полуколлектора перегретого пара. Раздача труб в коллекторах выполнена в соответствии с разводкой труб по питательной воде. Свинец от раздающего коллектора модели поступает в кольцевой зазор с витыми трубами. Часть свинца в объеме ~ 5% перетекает в кольцевой зазор на опускном участке.

Движение сред: прямоточное на опускном прямом участке теплообменных труб (вода) и противоточное на подъёмном витом участке (пароводяная смесь, пар). Сбор пара осуществляется в один или два коллектора (в зависимости от режимов работы – 100 % или 50 %) и через патрубки пар отводится на конденсаторы и холодильники стенда СПРУТ.

2. О перегреве пара

Испытания моделей парогенераторов, направленные на обоснование теплогидравлики ПГ РУ БРЕСТ начались в 2011 году [5]. Первоначально испытания проводились на двухсекционной модели: вначале на одной секции, затем — в условиях совместной работы обеих секций. Диапазон изменения параметров включал в себя номинальный режим, пусковые режимы на пониженном уровне мощности, а также работу на частичных параметрах. Небольшое количество парогенерирующих каналов в секции (всего три) позволяло варьировать расходы воды в пределах от 125 до 4 % номинальной величины. Подавляющее число испытаний было проведено при номинальном расходе свинца при изменении температуры свинца на входе в модель от 545 до 385 °С.

Испытания фрагментной модели, включающей два коллектора по девять парогенерирующих труб в каждом, провести при номинальных параметрах, как по расходу свинца, так и по расходу питательной воды, было невозможно из-за ограниченных возможностей насосов. Основная цель испытаний фрагментной модели состояла в изучении гидродинамической устойчивости в условиях одновременной работы девяти либо восемнадцати парогенерирующих каналов [6].

Для сравнения были отобраны два режима, относящиеся по параметрам к пусковым режимам, в которых практически совпадали расходы питательной воды и свинца, приходящиеся на одну парогенерирующую трубу. Совсем незначительно отличались входные значения температуры свинца и питательной воды. На рис. 4 показано распределение температуры адиабатной стенки по корпусу витой модели, а на рис. 5 представлено распределение температуры по высоте фрагментной модели в режиме с 4 % расходом питательной воды.

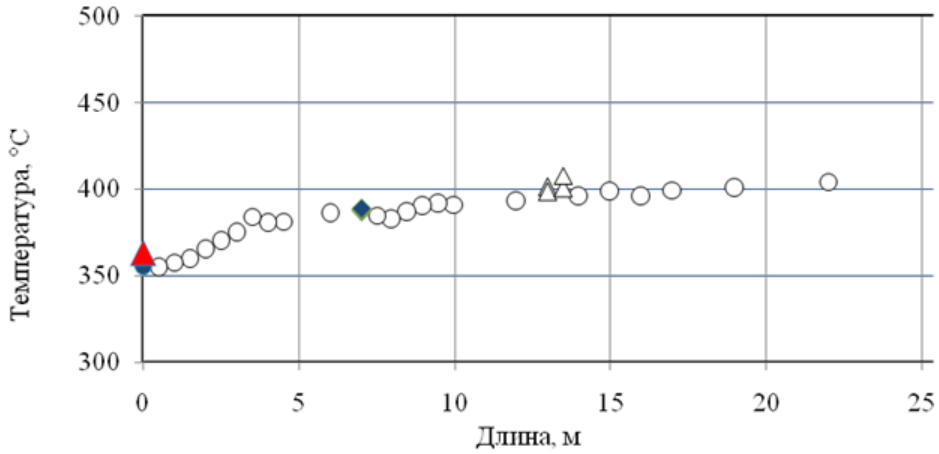


Рис. 4. Распределение температуры адиабатной стенки по длине модели [7]:
● – вход/выход воды/пара; ▲ – вход/выход свинца; ◆ – по периметру на корпусе;
△ – на поверхности теплопередающих труб; ○ – температура корпуса

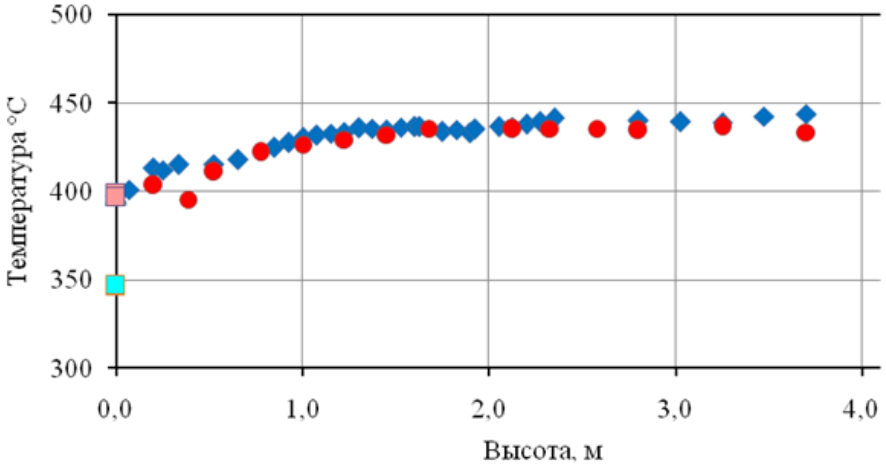


Рис. 5. Распределение температуры по высоте фрагментной модели [6]:
■ – вход/выход воды/пара; ▲ – вход/выход свинца; ◆ – по высоте термопары на корпусе;
● – по высоте, погружные термопары в свинце

Из представленных распределений видно, насколько эффективен теплообмен в случае поперечного (косого) омывания парогенерирующих каналов по сравнению с продольным омыванием. При косом омывании парогенерирующих труб температура перегретого пара ближе по значениям к температуре свинца на входе в модель, разница в температурах составляет 13 °С. В случае продольного омывания парогенерирующих труб разница этих температур составляет 55 °С. Однако следует заметить, что в случае продольного омывания при увеличении расхода питательной воды эта разница уменьшается. Так, при номинальных параметрах температура пара на выходе модели составила 507 °С, а разница температур составила 33 °С [7]. При изменении расхода воды на ±20 % от номинального значения, как показали эксперименты, практически не сказывается на величине перегрева пара.

3. О пульсациях в контуре воды

Одним из важнейших условий надежной работы парогенератора является теплогидравлическая устойчивость во всем возможном диапазоне изменения рабочих параметров. Поэтому вопросам возможного возникновения теплогидравлической неустойчивости на рассматриваемых моделях парогенератора было уделено большое внимание.

Результаты проведенных испытаний одиночной секции в условиях частичных и переходных режимов показали, что во всем диапазоне изменения режимных параметров отсутствуют пульсационные режимы с опрокидыванием циркуляции во втором контуре. На рис. 6 представлена запись пульсаций расхода воды в одном из режимов. Наблюдаемые колебания расхода питательной воды на входе в секцию парогенератора обусловлены условиями работы модуля и свинцового стенда в целом.

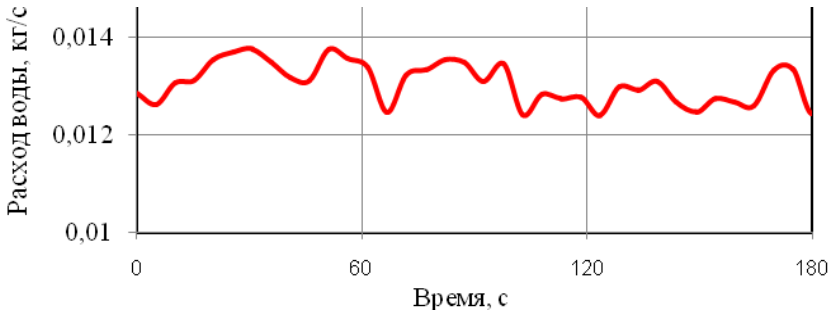


Рис. 6. Запись во времени расхода воды [8]

Наиболее напряженными с точки зрения устойчивости были режимы с малыми расходами воды при высоких значениях температуры и расхода свинца в контуре (работа на частичных уровнях мощности), особенно при совместной работе двух секций, когда повысилась температура питательной воды на входе в модель с 340 °С до 350 °С. Благоприятными режимами для возникновения гидродинамической неустойчивости являлись те, в которых температура питательной воды на входе в секцию соответствовала температуре насыщения для данного давления. На рис. 7 приведена запись во времени при совместной работе двух секций расхода воды, давления воды на входе в секцию и давления пара на выходе из нее в одном из режимов, когда на вход в секцию поступала насыщенная вода.

Испытания двухсекционной модели, проведенные в диапазоне изменения расхода питательной воды от 4 % до 125 % номинальной величины показали полное отсутствие гидродинамической неустойчивости в парогенерирующих трубах. Следует подчеркнуть, что на входе парогенерирующих каналов отсутствовали дроссельные устройства, повышающие гидродинамическую устойчивость.

Испытания фрагментной модели парогенератора проводились в менее напряженных условиях, чем двухсекционной модели, из-за невозможности по техническим возможностям стенда получить номинальные параметры по расходу свинца. На входе каждой парогенерирующей трубы были установлены дроссельные устройства. Поэтому можно говорить, что условия гидродинамических испытаний фрагментной модели были существенно менее напряженными по сравнению с двухсекционной моделью парогенератора. На рис. 8–10 показано, как во времени изменяются характеристики водяного контура (расход питательной воды через модель и

давление питательной воды на входе в коллекторы) при совместной работе двух коллекторов (18 парогенерирующих труб).

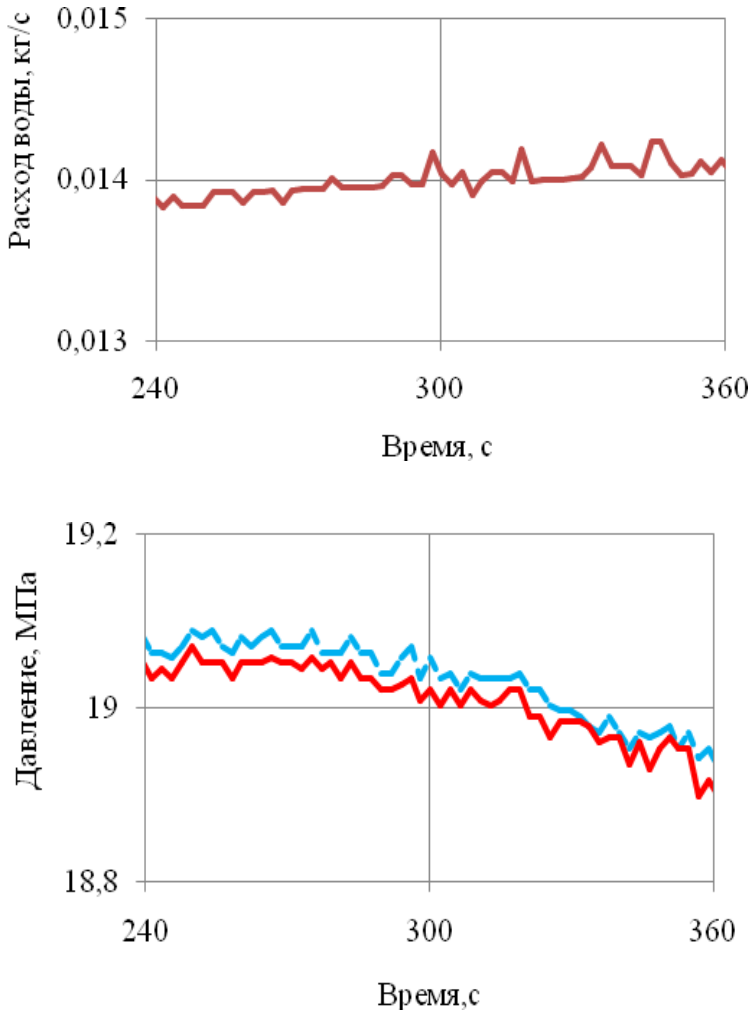


Рис. 7. Запись во времени расхода питательной воды, давления на входе/выходе из секции [9]

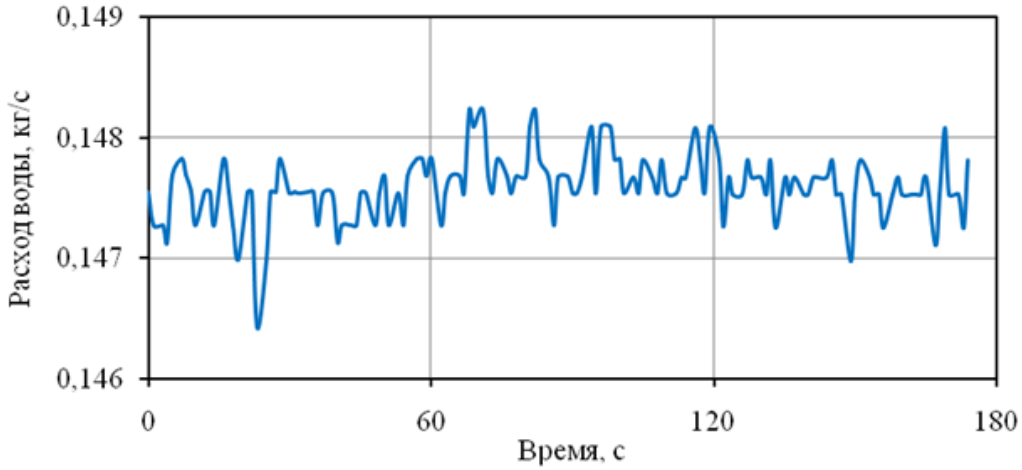


Рис. 8. Запись пульсаций расхода воды на входе в модель

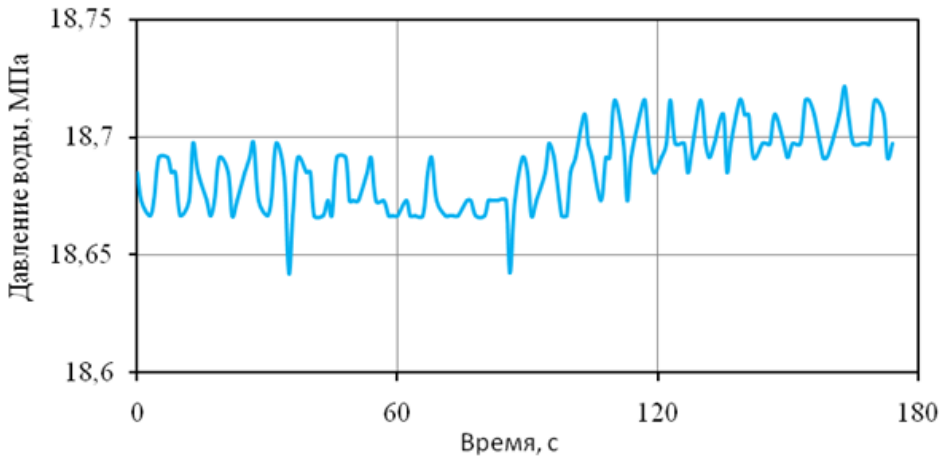


Рис. 9. Запись пульсаций давления воды в коллекторе 2

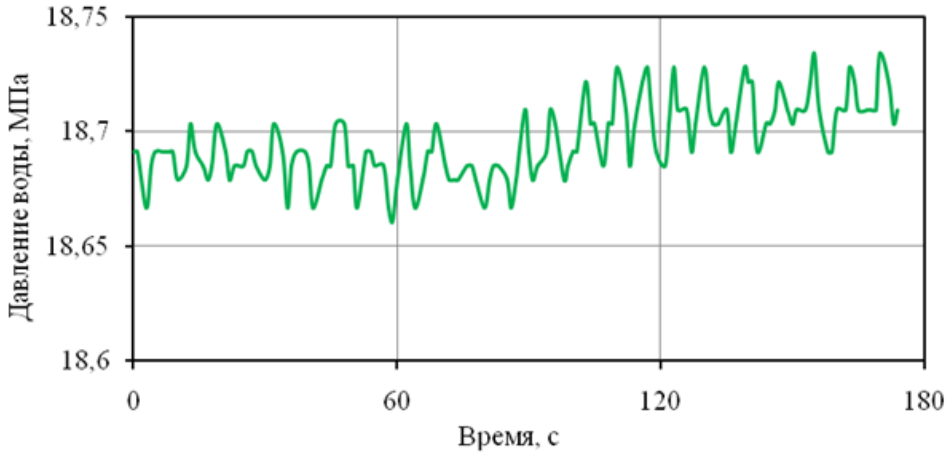


Рис. 10. Запись пульсаций давления воды в коллекторе 1

Исходя из представленных на рисунках записей пульсаций режимных параметров воды, можно отметить следующее. Несмотря на то, что входная температура воды в коллекторы отличалась от температуры насыщения при заданном давлении менее, чем на 5 °С, то есть в опускной ветви парогенерирующей трубы имело место кипение, пульсаций расхода воды на входе в коллектор, которые бы указывали на теплогидравлическую неустойчивость, не говоря об опрокидывании циркуляции, обнаружено не было. Пульсации расхода воды на входе были менее 1 %. По-видимому, пульсации расхода обусловлены работой насоса. Пульсации давления на входе коллекторов коррелировали между собой и с пульсациями расхода воды в модели. Двойная амплитуда пульсаций давления не превышала 0,045 МПа.

На основании результатов испытаний моделей парогенератора с разными способами омывания теплопередающих труб можно утверждать, что влияние направления движения теплоносителя (продольное или косое) на гидродинамическую устойчивость работы парогенерирующего канала отсутствует.

Заключение

Проведенный анализ испытаний двух моделей парогенератора, отличающихся способом омывания парогенерирующих каналов жидкометаллическим теплоносителем, показал, что при поперечном (косом) омывании теплообмен эффективнее, чем при продольном омывании. Это особенно заметно в режимах с пониженными расходами питательной воды.

Ни на одной модели парогенератора в широком диапазоне изменения режимных параметров неустойчивых режимов работы парогенерирующих труб зафиксировано не было. Поэтому не приходится говорить о влиянии способа обогрева на гидродинамическую устойчивость.

Полученные результаты необходимо использовать при верификации расчетных кодов, определяющих режимы работы парогенератора.

Список литературы

1. Расчетно-экспериментальное исследование работы модели парогенератора / Грабежная В.А., Михеев А.С., Штейн Ю.Ю., Семченков А.А. // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2013. – № 1. – С. 101–109.
2. Грабежная В.А., Михеев А.С., Штейн Ю.Ю., Крюков А.Е. Результаты испытаний модели парогенератора БРЕСТ в условиях частичных и пусковых режимов // Труды научно-технической конференции «Теплофизика реакторов на быстрый нейтронах (Теплофизика – 2013)» Обнинск, 23 октября – 1 ноября, 2013 г. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. – 2014. – Т. 1. – С. 287–293.
3. Расчетно-экспериментальные исследования теплогидравлики модели прямоточного парогенератора свинец-висмут / А.А. Лукьянов, А.С. Михеев, В.В. Сергеев, В.А. Грабежная, Л.М. Янцева // Сб. докладов четвертой конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях (ТЖМТ-2013)». 23–27 сентября 2013 г., Обнинск. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2014. – Т. 1. – С. 129–138.
4. Грачев Н.С., Кириллов П.Л., Мартынов П.Н. Парогенераторы с прямым контактом между жидким металлом и водой // Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях: Тр. конф. В 2-х томах. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. – 1999. – Т. 2. – С. 799–806.
5. Грабежная В.А., Михеев А.С., Штейн Ю.Ю. Испытания модели парогенератора БРЕСТ на стенде СПРУТ // Научн.-техн. сб. «Итоги научно-технической деятельности Института ядерных реакторов и теплофизики за 2011 год». – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. – 2012. – С. 227–235.
6. Грабежная В.А., Михеев А.С. Теплогидравлические испытания многотрубной модели парогенератора в режиме частичных параметров // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. – 2017. – Вып. 3. – С. 177–186.
7. Расчетно-экспериментальное исследование парогенератора РУ БРЕС-ОД-300/ Березин А.Н., Грабежная В.А., Михеев А.С., Орлов Ю.И., Парфенов А.С., Сергеев В.В. // Труды Третьей международной научно-технической конференции «Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики (МНТК НИКИЭТ-2014)», 7–10 октября 2014 г.– М.: ОАО «НИКИЭТ». – 2014. – Т. 1. – С. 224–236.
8. Грабежная В.А., Михеев А.С., Крюков А.Е. Испытания модели парогенератора БРЕСТ при работе на частичных и пусковых режимах // Научн.-техн. сб. «Итоги научно-технической деятельности Института ядерных реакторов и теплофизики за 2012 год». – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. – 2013. – С. 131–142.
9. Некоторые результаты исследования модели витого парогенератора, обогреваемого свинцом / Грабежная В.А., Крюков А.Е., Михеев А.С., Штейн Ю.Ю. // Сб. докладов четвертой конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях (ТЖМТ-2013)». 23–27 сентября 2013 г., Обнинск. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2014. – Т. 1. – С. 139–152.

Расчётный анализ азимутальной неравномерности температуры оболочки твэла реакторов БН

Мумренков Е. А., Фаракшин М. Р.
АО «ОКБМ Африкантов», Нижний Новгород,ankrukov@okbm.nnov.ru

Аннотация

Азимутальная неравномерность температуры оболочки твэл ТВС реакторов БН обусловлена неравномерностью подогрева натрия в межтвэльных ячейках и ухудшением условий охлаждения в месте касания спиральной дистанционирующей проволоки. Неравномерность температуры оболочки твэл, обусловленная неравномерностью подогрева натрия в межтвэльных ячейках незначительна и рассчитывается по аттестованной программе MIF-2. При этом локальное влияние касания спиральной дистанционирующей проволоки не учитывается. С помощью CFD кода ANSYS CFX выполнен оценочный расчетный анализ влияния дистанционирующей проволоки твэл на неравномерность температуры оболочки.

Ключевые слова: неравномерность температуры оболочки твэл, расчетный анализ, CFD расчет, ANSYS CFX, расчетная модель, метод конечных элементов, реактор БН, активная зона.

Введение

В настоящее время разработчиком проекта твэл планируются работы по совершенствованию кодов для расчета напряжённо-деформированного состояния твэл реакторов БН. В существующих твэльных кодах учёт азимутальной неравномерности температуры оболочки не предусмотрен. Эта неравномерность может иметь значение не только в части корректного определения собственно максимальной температуры, но в части корректного описания напряжённо-деформированного состояния оболочки в месте её силового взаимодействия с дистанционирующей проволокой. Таким образом, возникла необходимость оценки указанной неравномерности для принятия решения об учете её в будущих твэльных кодах.

Азимутальная неравномерность температуры оболочки твэл ТВС реакторов БН обусловлена не только неравномерностью подогрева натрия в межтвэльных ячейках, но и ухудшением условий охлаждения в месте касания спиральной дистанционирующей проволоки.

Для расчета температуры оболочки твэл в настоящее время используется аттестованная программа MIF-2, которая не учитывает локальное влияние дистанционирующей проволоки на неравномерность температуры оболочки твэл.

Азимутальная неравномерность температуры оболочки центральных твэл (с максимальной температурой оболочки), обусловленная неравномерностью подогрева натрия между твэльными ячейками, незначительна и составляет примерно от 1 до 10 °С (в зависимости от неравномерности энерговыделения по радиусу ТВС).

Для определения азимутальной неравномерности температуры оболочки твэла, вызванной касанием спиральной дистанционирующей проволоки, проведены оценочные расчеты с помощью CFD кода ANSYS CFX, представленные в докладе.

Описание конструкции и расчетных моделей

Твэлы тепловыделяющих сборок располагаются в треугольной решетке и заключаются в шестигранный чехол. Однозаходные проволочные навивки обеспечивают взаимное дистанционирование твэлов и перемешивают натрий между твэльными каналами.

Расчетная модель представляет собой фрагмент пучка из семи твэл со спиральными дистанционирующими проволоками окруженный натрием шестигранной формы. Для имитации перемешивания натрия и минимизации влияния граничных условий модель содержит семь твэл, таким образом, вблизи центрального твэл формируется характер течения теплоносителя схожий с характером течения вблизи ценральных твэл ТВС. Анализ азимутальной неравномерности температуры оболочки выполнен для центрального твэл.

Конечно-элементная модель приведена на рис. 1.

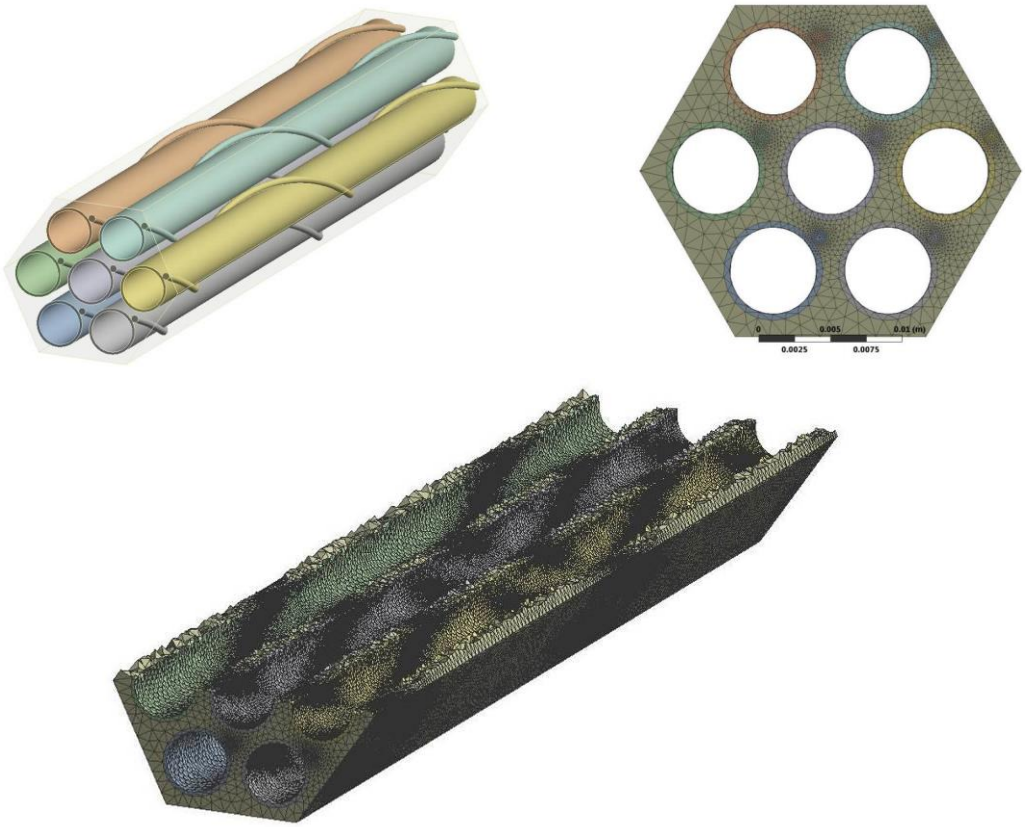


Рис. 1. Конечно-элементная модель с семью твэл

В расчетной модели заданы следующие граничные условия:

– нижний торец области натрия – теплоноситель с фиксированной скоростью 5 м/с и температурой 400 °С;

– боковые поверхности области натрия – граничное условие симметрии;

– внутренняя поверхность оболочки твэл – тепловой поток $2{,}5 \cdot 10^6$ Вт/м^2, соответствующий максимальной линейной нагрузке 48 кВт/м.

Размер модели в осевом направлении 200 мм. Относительный шаг решетки твэлов 1,16.

Теплопроводность оболочки и проволоки в расчетной модели – 21,4 Вт/(м·°С).

Свойства натрия заданы в виде полиномов в зависимости от температуры [1].

Модель турбулентности – *k*-ε.

Результаты расчета

В результате выполненного расчетного анализа получено стационарное поле температур и скоростей. Результаты расчета приведены на рис. 2, 3 для сечения по высоте 150 мм, в котором проволока находится не в самом узком месте между твэл, а в центральной области межтвельной ячейки, таким образом, исключается влияние межтвэльного затеснения на профиль скорости и температуры натрия вблизи проволоки.

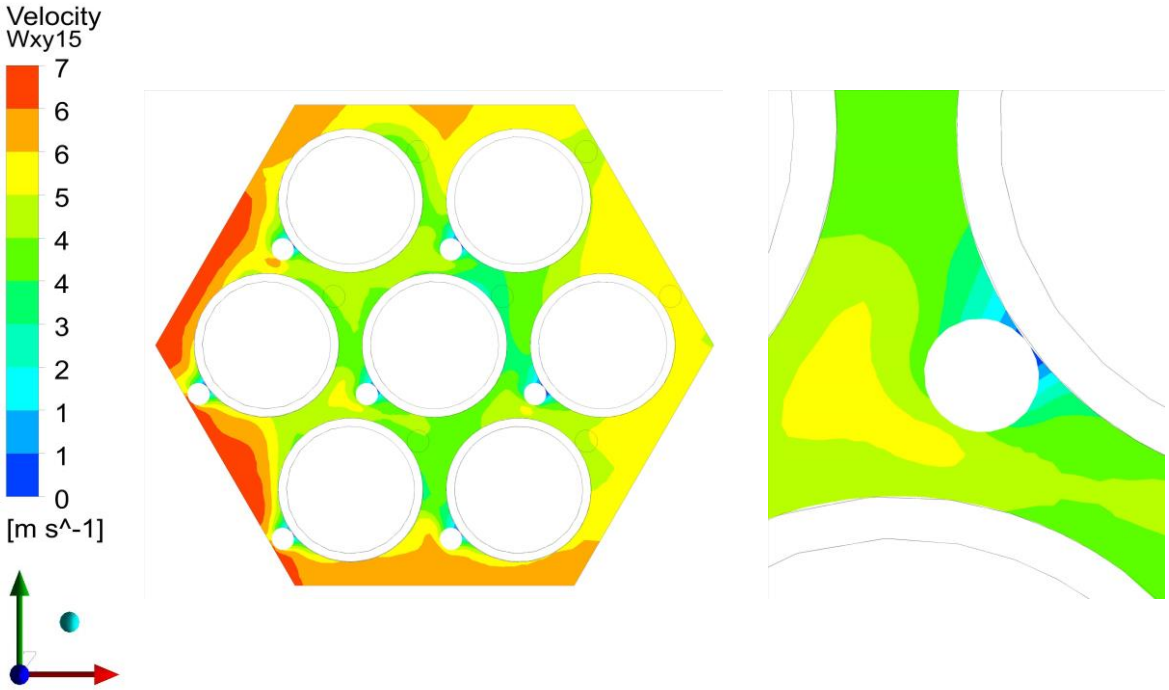
На рис. 2 приведены профили скорости и температуры теплоносителя. Скорость натрия в центральных более тесных ячейках ниже скорости в периферийных ячейках, соответственно температура в центральных ячейках выше. Между проволокой и оболочкой образуется область натрия со значительно более низкой скоростью и высокой температурой, что непосредственно влияет на температуру оболочки.

На рис. 3 приведен профиль температуры оболочки центрального твэл, из которого видно повышение температуры под проволокой.

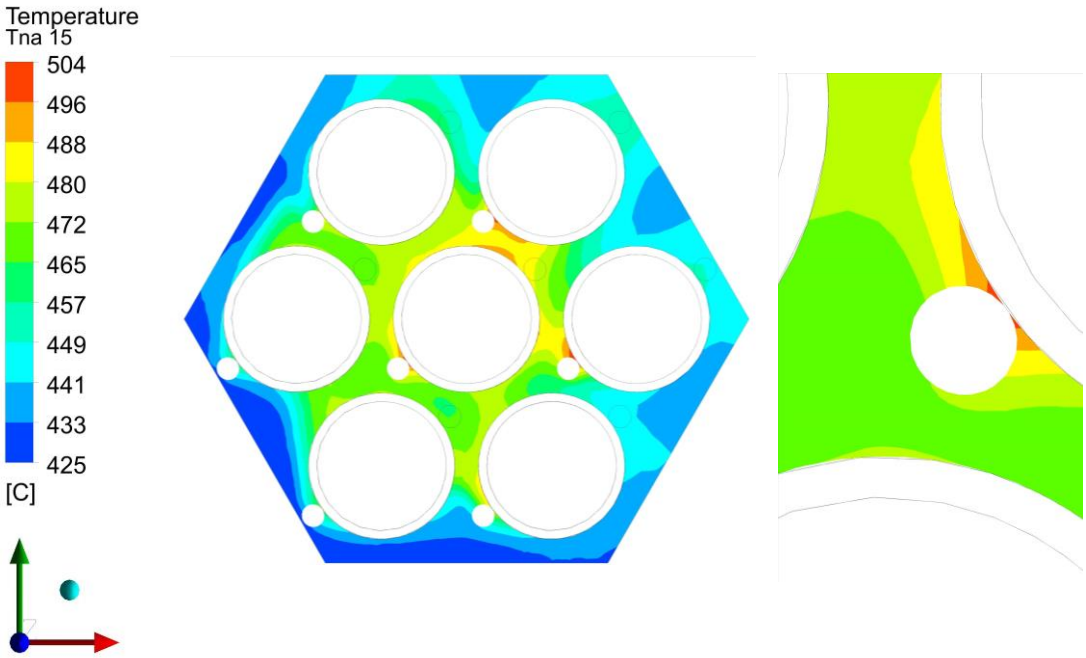
При аналитическом решении задачи теплопроводности оболочки при заданной линейной нагрузке 48 кВт/м перепад температуры по толщине составляет 44 °С.

В расчетной модели перепад температуры по толщине оболочки в месте касания проволоки составляет 38 °С. При смещении по азимуту на 10 градусов от места касания проволоки в рассматриваемом сечении по высоте перепад по толщине оболочки становится равен максимальному при данной линейной нагрузке и соответствует аналитическому решению – 44 °С.

Таким образом, область влияния дистанционирующей проволоки на неравномерность температуры оболочки твэл по азимуту составляет примерно 20° около места касания проволоки и твэл.



а)



б)

Рис. 2. Профиль скорости и температуры натрия в модели с семью твэл:
а – профиль скорости натрия; *б* – профиль температуры натрия

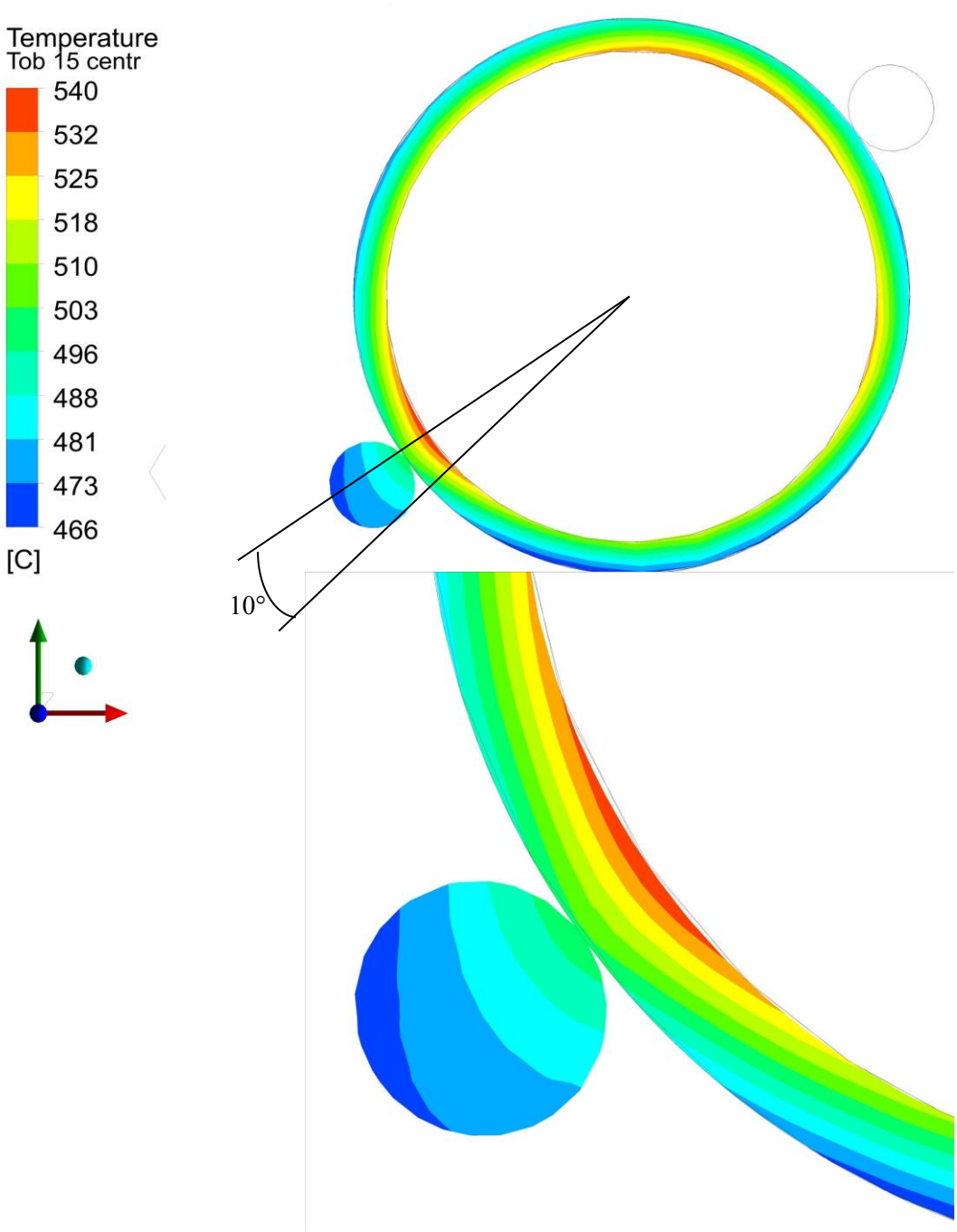


Рис. 3. Профиль температуры оболочки центрального твэл в модели с семью твэл

Совокупность факторов, таких как термическое сопротивление проволоки, застойный горячий натрий под проволокой, характер перемешивания натрия в данных расчетных моделях, привели к тому, что различие между температурой внутренней поверхности оболочки под проволокой и температурой оболочки в сечении, смещенном по азимуту на 10 градусов (в котором реализуется перепад на оболочке соответствующий аналитическому решению задачи теплопроводности цилиндрической стенки) составляет 4 °С. При этом температура наружной поверхности в точке касания проволоки выше на 10 °С, чем в точке смещенной на 10 градусов по азимуту. В этих сечениях не одинаковый тепловой поток, а следовательно, и перепад температуры на самой оболочке, он отличается на 44 – 38 = 6 °С, поэтому суммарное различие температуры внутренней поверхности составляет 10 – 6 = 4 °С. Данную величину можно рассматривать как вклад касания проволоки в азимутальную неравномерность.

Суммарная неравномерность оболочки твэл в области касания дистанционирующей проволоки с учетом ее касания может достигать 15 °С для центральных твэл с максимальной температурой оболочки при максимальной линейной нагрузке и для ТВС с максимальным коэффициентом неравномерности энерговыделения по радиусу.

Заключение

По результатам проведенных расчетов азимутальная неравномерность температуры оболочки твэл ТВС, обусловленная касанием дистанционирующей проволоки, составляет 4 °С при максимальной линейной нагрузке. Область влияния дистанционирующей проволоки на неравномерность температуры оболочки твэл по азимуту составляет примерно 20° от места касания проволоки.

Суммарная азимутальная неравномерность температуры оболочки может достигать 15 °С, что представляется незначительным с точки зрения влияния на напряженно-деформированное состояние. Тем не менее, решение об учете азимутальной неравномерности при расчете НДС твэл остается за разработчиком проекта.

Список литературы

1. Absorber materials, control rods and designs of shutdown systems for advanced liquid metal fast reactors // IAEA-TECDOC-884, June 1996.

О возможности исследований отработавших кассет и твэлов реакторов АПЛ с ТЖМТ проектов 705 и 705К для обоснования технологий перспективных ЯЭУ

Забудько А. Н., Бугреев М. И., Иванов К. Д., Николаев С. А., Чернов В. А., Николаев А. Н., Мастеров А. В.

АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, iss@ippe.ru

Аннотация

При разработке новых реакторных установок с ТЖМТ используется опыт эксплуатации реакторных установок со свинцово-висмутовым теплоносителем. При этом общепринятым считается, что в части решения вопросов технологии жидкого металла опыт эксплуатации первого поколения установок (АПЛ заказа 645 и наземный прототип стенд 27/ВТ-5) в основном негативный. Это подтверждается не только косвенными данными, но и прямым обследованием активных зон стенда 27/ВТ-5 после завершения эксплуатации, а также обследованием трактов циркуляции теплоносителя. Во многом именно этот опыт используется оппонентами при критике вновь разрабатываемых установок (БРЕСТ, СВБР).

В то же время при эксплуатации установок второго поколения были реализованы принципиально другие условия по обеспечению качества теплоносителя и чистоты первых контуров этих установок, которые позволили кардинально снизить масштаб шлакования первых контуров и исключить связанное с этим изменение их теплогидравлических характеристик.

Однако упомянутые выше аргументы являются лишь косвенными признаками успешного решения задач технологии теплоносителя, и не воспринимаются должным образом оппонентами, поскольку не подтверждены количественными результатами соответствующих обследований после завершения эксплуатации установок. Необходимость проведения таких исследований является актуальной задачей настоящего времени.

Ключевые слова: тяжелый жидкометаллический теплоноситель, активные зоны, реакторная установка, шлаковые отложения, оксидные пленки, модель эксплуатации ЯЭУ, утилизация активных зон, отработавшие кассеты, отработавшие выемные части, твэлы, реакторы АПЛ.

Введение

При разработке новых реакторных установок с ТЖМТ используется опыт эксплуатации реакторных установок со свинцово-висмутовым теплоносителем. При этом общепринятым считается, что в части решения вопросов технологии жидкого металла опыт эксплуатации первого поколения установок (АПЛ заказа 645 и наземный прототип стенд 27/ВТ-5) в основном негативный. Это подтверждается не только косвенными данными, но и прямым обследованием активных зон стенда 27/ВТ-5 после завершения эксплуатации, а также обследованием трактов циркуляции теплоносителя.

В то же время при эксплуатации установок второго поколения были реализованы принципиально другие условия по обеспечению качества теплоносителя и чистоты первых контуров этих установок, которые позволили кардинально снизить масштаб шлакования первых контуров и исключить связанное с этим изменение их теплогидравлических характеристик.

Кроме того, анализ интенсивности потребления первым контуром кислорода показал, что в процессе эксплуатации на всех установках наблюдалось устойчивое её снижение. В целом, это можно рассматривать как подтверждение достаточности использованных технических решений по обеспечению коррозионной стойкости конструкционных сталей и благоприятные тенденции развития процессов взаимодействия теплоносителя со сталями.

Однако упомянутые выше аргументы являются лишь косвенными признаками успешного решения задач технологии теплоносителя, и не воспринимаются должным образом оппонентами, поскольку не подтверждены количественными результатами соответствующих обследований после завершения эксплуатации установок.

Поэтому, учитывая относительно высокие темпы утилизации отработавших активных зон этих установок, их всестороннее обследование является актуальным.

1. Опыт и основные результаты обследования отработавших активных зон РУ первого поколения

В ГНЦ РФ – ФЭИ в свое время были обследованы активные зоны стенда 27/ВТ-5 после завершения эксплуатации, а также обследованы тракты циркуляции теплоносителя.

Сначала была обследована активная зона после завершения второй кампании. Как известно, первый же выход на мощность после завершения реконструкции стенда 27/ВТ-5, отработавшего первую кампанию, после которой было заменено всё оборудование, кроме корпуса реактора, обнаружил значительное превышение измеренной температуры сплава в активной зоне по сравнению с расчетной. Указанное обстоятельство определило характер дальнейших работ на стенде, которые были ориентированы, в основном, на выяснение причин выявленных температурных аномалий. Все последующие работы на стенде в значительной степени были связаны с испытанием и отработкой режимов очистки теплоносителя, поверхностей 1 контура и активной зоны от шлаков, путём восстановления их водородом или парами гидразин – гидрата.

Проведённый комплекс технологических опытов по регенерации теплоносителя не привел к существенному снижению поля температур в активной зоне. Работа стенда на номинальной мощности была невозможна. Поэтому стенд эксплуатировался с ограничениями мощности.

Активная зона отработала в составе стенда 27/ВТ-5 с 1966 по1976 год (68445 часов).

В 1976 году была выгружена активная зона из реактора и произведена её разборка в отделении разборки на отдельные кассеты и твэлы. Осмотру подвергались грани кассет и межтвэльное пространство. Фиксировалась примерная высота забитого шлаками межтвэльного пространства и по этим данным составлялась картограмма распределения шлаков по активной зоне. Картограмма распределения шлаков представлена на рис. 1.

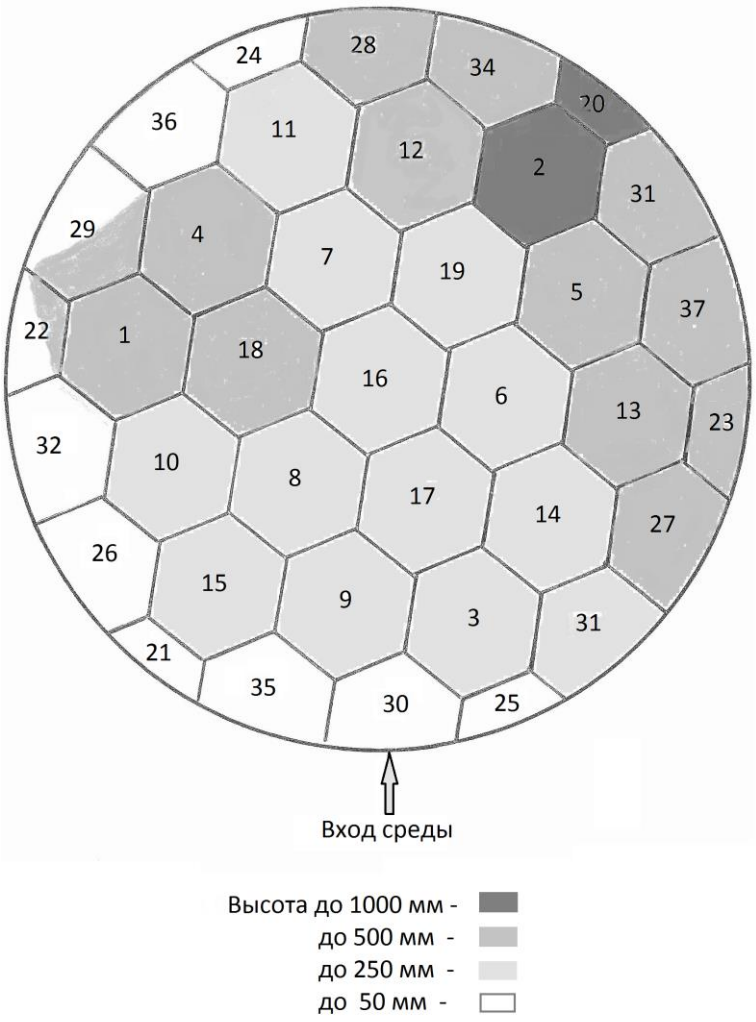


Рис. 1. Картограмма распределения шлаков по высоте секций выемной части от нижней решетки

Исследование секции № 4

Цель исследований:

– визуальный осмотр и фотографирование;

– разборка секции на отдельные твэлы по ярусам от периферии к центру;

– сбор шлаковых отложений в межтвельных проходных сечениях и проведение химического, спектрального, рентгеноструктурного и радиометрического анализа этих отложений;

– измерение толщины отложений и защитного покрытия на твэле;

– материаловедческие исследования материала твэла;

– измерение диаметра твэла до отмывки от отложений и после отмывки и осветления поверхности твэла.

В качестве примера результатов выполненных обследований достаточно привести результаты внешнего осмотра и состава проанализированных оксидов.

Визуальный осмотр секции твэлов № 4 осуществлялся с использованием бинокля типа «Прибор № 100», а его типичные результаты представлены на рис. 2–4, взятых из материалов конференции [1].

На рис. 2 слева направо видны твэлы, в межтвэльных проходных сечениях видны массивные отложения вида А, частично или полностью (отмечено стрелкой) перекрывающие проход теплоносителя, и отложения вида Б – черные и темно-серые отложения в виде тонких плоских чешуек, имеющих слабое сцепление с оболочкой. Собрать пробы этих отложений не удалось. На рис. 3 и 4 показаны отслоения отложений этого вида.

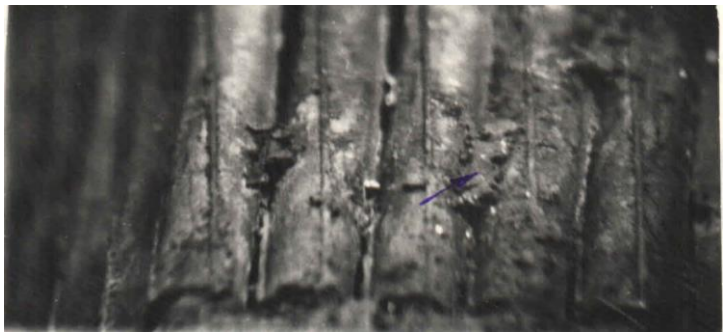


Рис. 2. Нижняя часть (50 мм от низа) грани V

Рис. 3. Внешняя поверхность второго яруса твэлов со стороны грани III (низ секции).

Рис. 4. Внешняя поверхность нижней части секции грани I.
Слева направо твэлы № 3 1, 2, 3, 4, 5.

Аналогичная картина наблюдалась в последующем и при разборке активных зон стенда 27/ВТ после завершения I кампании – межтвельное пространство их было забито от нижней решетки до средины активной зоны оксидами теплоносителя и конструкционных материалов. Отдельные кассеты активной зоны 11 кампании были забиты отложениями на всю длину.

Химический и фазовый состав отложений в секции № 4 активной зоны стенда 27/ВТ-5 на конец кампании изучался, данные имеются.

Толщина шубных отложений, измеренных до и после химической отмывки твэл без его осветления, составляла от 0,05 до 0,5 мм

В соответствии с целью обследования активных зон проведены также металлографические исследования защитных покрытий на твэлах.

2. Ситуация с отработавшими активными зонами АПЛ второго поколения и существующие возможности их обследования

В настоящее время установки проектов 705 и 705К являются единственными промышленными ЯЭУ с ТЖМТ, успешно завершивших эксплуатацию в объёме проектного ресурса. Отработавшие выемные части (ОВЧ) реакторов АПЛ проектов 705 и 705К хранятся в отделении Гремиха СЗЦ «СевРАО» – филиала ФГУП «РосРАО». Для контроля параметров ядерной и радиационной безопасности при хранении ОВЧ внедрена единая система контроля параметров ОВЧ (ЕСК), которая включает в себя систему контроля нейтронного потока, систему аварийной сигнализации о возникновении самоподдерживающейся цепной реакции (САС СЦР), систему температурного контроля и систему контроля наличия и удаления воды в ячейках хранения ОВЧ. За время непрерывной работы с 2008 года ЕСК не зафиксировала отклонений параметров ОВЧ от штатных.

С 2012 года в отделении Гремиха начаты работы по разборке ОВЧ. Согласно принятому регламенту, ОВЧ извлекается из ячейки хранения в ячейку разогрева, а далее – в специальный бак разборки, затем после кантования на 180º помещается на стапель разборки, где производится демонтаж дна ОВЧ, фильтра и нижней твэльной решетки. Далее кассеты извлекаются из ОВЧ и помещаются в контейнер тип 6 для промежуточного хранения, либо сразу помещаются в герметичные пеналы и далее в ТУК-108/1, который обеспечивает защиту топливных кассет от механических и климатических воздействий при хранении и транспортировке кассет, а также обеспечивает биологическую защиту обслуживающего персонала. Далее ТУК-108/1 доставляются на накопительную площадку АО «Атомфлот» (г. Мурманск) на специальном теплоходе «Серебрянка», затем отправляются железнодорожным транспортом на ФГУП «Маяк». Для обоснования этого регламента выполнен цикл расчетов в обоснование ядерной и радиационной безопасности, а также внедрены системы контроля нейтронного потока, САС СЦР и система температурного контроля сплава при разогреве.

К настоящему моменту разобраны 4 ОВЧ проекта 705 и 1 ОВЧ проекта 705К. Разборка выполнена в штатном режиме, без аварийных ситуаций, повреждений оболочек твэлов и выхода активности за пределы твэлов не обнаружены.

Исследования твэлов реакторов с ТЖМТ являются логическим завершением этой эксплуатации и одновременно источником информации для создания расчетных методик массопереноса и их верификации. ГНЦ РФ – ФЭИ и ОКБ «Гидропресс» располагают подробной информацией о режимах и условиях эксплуатации всех реакторных установок, в том числе, включая имевшие место отклонения от нормальных условий и все проводимые технологические мероприятия.

В ходе обследования выбранных для этого кассет и твэлов могут быть определены следующие параметры:

– толщина налёта на оболочке твэлов продуктов коррозии конструкционных материалов и оксидов теплоносителя и её распределение по высоте твэлов;

– химический и фазовый состав отложений;

– изменение толщины защитного покрытия и его других свойств по длине твэла от входа теплоносителя до выхода из АЗ;

– структурный и фазовый состав защитного покрытия;

– сплошность защитного покрытия и возможное наличие коррозионных очагов;

– прочность сцепления защитного покрытия с оболочкой твэла, твердость защитного покрытия;

– распределение элементного состава защитного покрытия по его толщине;

– распределение элементного состава стали вблизи границы с оксидным покрытием;

– материаловедческие характеристики непосредственно самого материала оболочек твэлов.

Эти результаты с учетом истории эксплуатации ЯЭУ могут быть использованы для корректировки базовой (полуэмпирической) физико-химической модели роста оксидных пленок, которая абсолютно необходима при последующей верификации расчетных кодов массопереноса в первых контурах реакторных установок с тяжелым теплоносителем.

Значимость и уникальность имеющихся результатов для создания адекватных моделей взаимодействия в системе сталь – теплоноситель состоит не только в длительной и успешной эксплуатации установок с ТЖМТ, но и в том, что они получены при воздействии на материал оболочек твэлов нейтронного потока, который со временем принципиально изменяет свойства сталей, в том числе и диффузионные свойства их компонентов, которые влияют на состав и кинетику формирования оксидных покрытий.

При обследовании активных зон будут получены экспериментальные данные, которые позволят применительно к РУ нового поколения достичь следующих результатов:

– подтвердить прямыми исследованиями правильность принятых технических решений по технологии теплоносителя при длительной эксплуатации серии промышленных установок, что существенно усилит позиции разработчиков РУ нового поколения в плане доказательств успешности решения данных вопросов;

– определить влияние радиационных факторов на поведение сталей в условиях воздействия нейтронного потока, которые необходимо использовать при разработке моделей массопереноса в тяжелом теплоносителе;

– скорректировать базовую физико-химическую модель роста оксидных пленок, которая абсолютно необходима при последующей верификации расчетных кодов массопереноса в первых контурах реакторных установок с тяжелым теплоносителем.

Все вышесказанное позволяет оформить результаты выполненного анализа в виде конкретного предложения.

Предложение

Цель работы:

1. Анализ параметров защитных покрытий твэлов активной зоны, отработавшей проектный ресурс.
2. Определение характера массопереноса продуктов коррозии в активной зоне.
3. Разработка исходных данных по результатам проведенных исследований для верификации расчетных методик при прогнозе проектного ресурса реакторов нового поколения.

Настоящая работа может быть выполнена путём обследования нескольких ТВС, отобранных при разборке активных зон ЯЭУ АПЛ с ЖМТ.

Этапы выполнения работы:

1. *Подготовительный:* разработка необходимой технической документации, согласование объемов, сроков и финансовых затрат на выполнение работы.
2. Доставка ТВС к месту разборки (из п. Гремиха в г. Обнинск).
3. Разборка кассеты на отдельные твэлы (осмотр, фотографирование, взятие проб отложений, химический и рентгеноструктурный анализ).
4. Проведение материаловедческих исследований твэл.

В настоящее время проводятся работы по разборке активных зон ЯЭУ с ЖМТ АПЛ, завершивших эксплуатацию, и вывозу отработавшего ядерного топлива на переработку в ПО «Маяк». Для проведения настоящих исследований достаточно отобрать одну или две кассеты ТВС, доставляемых в ПО «Маяк», разобрать ТВС на отдельные твэлы и провести их материаловедческие исследования.

Наиболее представительными для обследования с точки зрения эксплуатационных режимов работы и общей наработки являются активные зоны исследовательского стенда «КМ-1» и БМ-40А.

Технические возможности выполнения работы:

– технология транспортировки ТВС и твэлов отработана;

– в ГНЦ РФ – ФЭИ имеется законсервированное специальное отделение разборки ТВС, которое по своему техническому оснащению удовлетворяет условиям выполнения настоящей работы;

– в НИИАР имеется экспериментальная база и опыт проведения материаловедческих исследований твэлов.

Заключение

Рассмотрен опыт проведения и основные результаты обследования отработавших активных зон РУ с ТЖМТ первого поколения и показана достаточно высокая информативность получаемых при этом научных и практических результатов.

Проанализирована ситуация с отработавшими активными зонами АПЛ второго поколения и рассмотрены существующие возможности их обследования. Показана целесообразность проведения таких работ, прежде всего, относительно активных зон АПЛ и РУ стенда КМ-1.

Разработано техническое Предложение об исследовании состояния твэлов и активных зон ЯЭУ с ЖМТ АПЛ, завершивших эксплуатации, в котором указаны цели работы, этапы её выполнение и технические возможности успешной реализации.

Список литературы

1. Громов Б.Ф., Тошинский Г.И. и др. Создание РУ со свинцово-висмутовым теплоносителем для АПЛ // Сборник докладов конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях» – Обнинск: ФЭИ. – 1998. – Т. 1. – С. 14.
2. Громов Б.Ф., Григорьев О.Г. и др. Анализ опыта эксплуатации реакторных установок с теплоносителем свинец-висмут и имевших место аварий // Сборник докладов конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях» – Обнинск: ФЭИ. – 1998. – Т. 1. – С. 63.
3. Суворов Г.П., Бугреев М.И., Кузько О.В. Опыт создания и эксплуатации стенда 27 ВТ // Сборник докладов конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях» – Обнинск: ФЭИ. – 1998. – Т. 1. – С. 70.

Повышение информативности контроля термодинамической активности кислорода в расплавах тяжелых жидкометаллических теплоносителей

Иванов К. Д., Ниязов С.-А. С., Чёпоров Р. Ю.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, sniyazov@ippe.ru

Аннотация

Наиболее простым методом повышения информативности контроля термодинамической активности (ТДА) кислорода в тяжелых жидкометаллических теплоносителях (ТЖМТ) является изменение температуры теплоносителя, в ходе которого происходит перераспределение кислорода между химически активными в данных условиях примесями, которое, в свою очередь, отражается на характере изменения ТДА кислорода и может быть зафиксировано экспериментально.

Этот прием может использоваться в различных вариантах. В данной работе использованы два способа. В условиях статической установки применялся метод периодического отключения обогрева всего объёма теплоносителя. В условиях неизотермического циркуляционного стенда использовался метод измерения ТДА кислорода в различных температурных зонах. Полученные экспериментальные результаты подтверждают заложенные теоретические предпосылки.

Ключевые слова: термодинамическая активность кислорода, тяжелый жидкометаллический теплоноситель, твердый электролит, водород, диффузионный выход железа, оксидная пленка, парциальное давление, термокачка.

Введение

При определении физико-химического состояния жидкометаллического расплава возникает проблема неоднозначной трактовки параметра ТДА кислорода, когда одним и тем же значениям определяемого параметра соответствуют качественно различные состояния теплоносителя.

Наиболее распространенными в ТЖМТ примесями, способными активно влиять на физико-химическое состояние теплоносителя, а, следовательно, и на показания датчиков ТДА кислорода, являются примеси водорода и железа.

Взаимодействие этих примесей с растворенным в теплоносителе кислородом приводит к тому, что часть растворенного кислорода, химически связанная до этого с теплоносителем, меняет своего «хозяина» и образует новые соединения с данными примесями. При этом возникает проблема, которая заключается в том, что изменение ТДА кислорода, связанное с перераспределением кислорода, на практике невозможно отличить от реальной потери кислорода из теплоносителя.

Общим подходом к повышению информативности контроля ТДА кислорода в плане определения реального физико-химического состояния теплоносителя является создание условий, позволяющих получить отклик в виде соответствующих изменений параметра ТДА кислорода на то или иное целенаправленное воздействие на теплоноситель. При этом наиболее простым способом получения подобной информации на практике является изменение температуры теплоносителя.

Этот прием может использоваться в различных вариантах. В данной работе использованы два способа. В условиях статической установки применялся метод периодического отключения обогрева всего объёма теплоносителя. В условиях неизотермического циркуляционного стенда использовался метод измерения ТДА кислорода в различных температурных зонах. Полученные при этом результаты представлены в настоящей работе.

1. Результаты определения температурных зависимостей показаний датчиков ТДА кислорода в расплаве свинца-висмута в статической лабораторной установке

Эксперименты по определению температурных зависимостей показаний датчиков ТДА совмещались с испытаниями ряда металлургических сталей AISI-430, 03Х18Ю3БТ и ЭИ-417 на предмет их коррозионной стойкости в расплаве свинца-висмута. Подробно описание экспери-

ментальной установки приведено в работах [1, 2], а описание методики проведения испытаний изложены в работе [3].

Испытания проводились при температуре 650 °С и поддержании заданного, достаточно низкого уровня ТДА кислорода в свинцово-висмутовом теплоносителе. Переход на пониженные уровни активности кислорода осуществлялся с использованием аргоно-водородных смесей, подаваемых в газовую систему установки в начальный период микрокампании. При достижении заданного уровня ТДА кислорода его дальнейшее поддержание осуществлялось подачей в газовую систему дозированных порций воздуха. Испытания образцов сталей осуществлялись путем проведения микрокампаний продолжительностью ~75–100 часов. В некоторых микрокампаниях периодически осуществлялось кратковременное снижение температуры теплоносителя на 10–15 °С с последующим возвратом на исходный уровень.

При выполнении этих операций по термоциклированию теплоносителя фиксировались соответствующие изменения температуры и показаний датчиков ТДА кислорода. Пример таких изменений во времени показан на рис. 1.

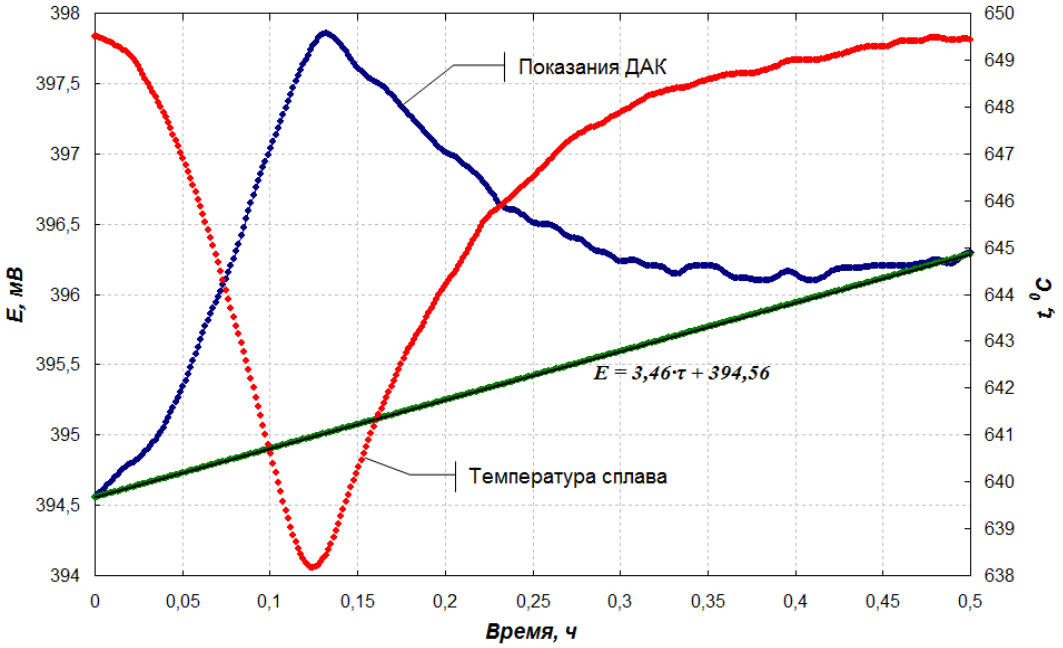


Рис. 1. Изменения показаний датчика ТДА кислорода и температуры сплава (Pb-Bi) во времени при его термоциклировании

В данном случае температурные изменения показаний датчика накладывались на изменения, связанные с общим раскислительным воздействием на теплоноситель образцов испытываемых сталей. Поэтому для расчета температурной зависимости использовались не абсолютные отклонения показаний датчика, а его отклонения от показанной на рисунке линейной зависимости связи начальных и конечных значений до и после завершения термокачки.

Методика расчета коэффициентов температурной зависимости показаний датчика состояла в следующем. На первом этапе проводилось сглаживание исходных зависимостей ЭДС и температуры методом плавающего усреднения по 5 экспериментальным точкам. Из изменений показаний датчика вычитались изменения, не связанные с температурой, после чего найденные значения ΔE представлялись в виде зависимости от температуры. На рис. 2 приведены полученные таким образом зависимости для приведенного ранее примера возмущения температурного режима.

Представленные на рис. 2 зависимости демонстрируют достаточно сложный характер изменения показаний датчика ТДА кислорода от температуры, угол наклона которых и должен соответствовать численным значениям температурного коэффициента. На данном графике ему соответствует центральная и конечная часть ветви снижения температуры, а также центральная часть ветви повышения температуры. Наблюдаемые искажения строго линейной зависимости связаны с процессами несинхронного изменения температуры расплава и электрода сравнения датчика, которые проявляют себя особенно заметно в начальный период нестационарного процесса изменения температурного режима. Наиболее представительными для определения чис-

ленных значений температурной зависимости показаний ДАК являются данные, полученные на этапе охлаждения расплава. Именно такие данные представлены на рис. 3 в виде зависимостей температурного коэффициента от показаний датчика (уровня ТДА кислорода) перед термокачкой в ходе последовательных измерений с момента начала микрокампании. На этом же рисунке приведена пунктирная прямая, соответствующая расчетным температурным зависимостям показаний датчиков с электродом сравнения Bi-Bi_2O_3, для рафинированного от посторонних примесей теплоносителя с различным содержанием растворенного кислорода.

Как видно из представленных экспериментальных данных, наблюдается существенное отклонение численных значений температурной зависимости показаний датчика от их расчетных значений для рафинированного от посторонних примесей теплоносителя. Более того, эти отклонения наблюдаются уже в области достаточно высокой термодинамической активности кислорода, что не характерно даже для теплоносителя с высоким содержанием примеси железа. Наиболее вероятной причиной таких отклонений является взаимодействие растворенного в теплоносителе кислорода с водородом, который вводился в газовую систему установки для ускорения процесса выхода показаний датчика в заданный диапазон регулирования E = 365–425 мВ.

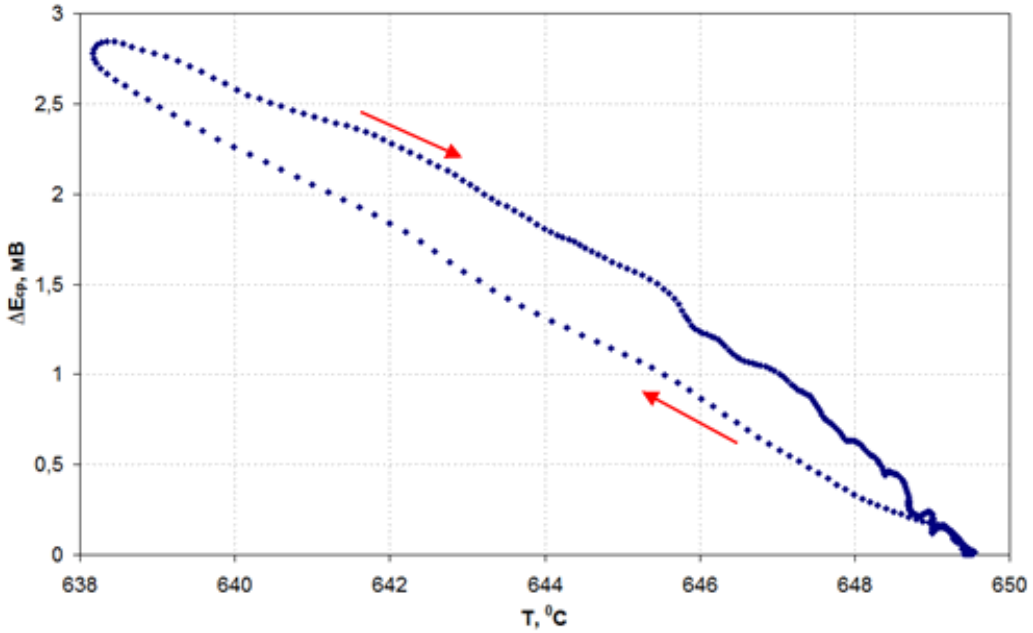


Рис. 2. Изменения показаний датчика ТДА кислорода в зависимости от температуры сплава (Pb-Bi) при его термоциклировании

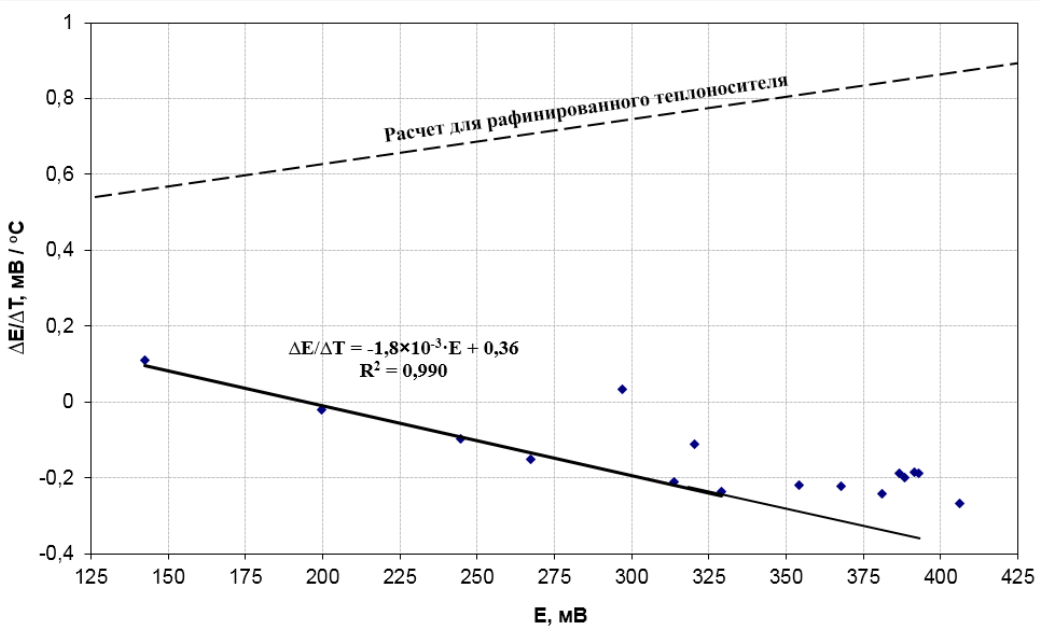


Рис. 3. Экспериментальная зависимость функции $\frac{dE}{dT} = f(E)$ в экспериментальной кампании № 3

В последующем вследствие протекания восстановительного процесса, а также в результате взаимодействия с кислородом воздуха, вводившегося в газовую полость установки для поддержания заданного уровня ТДА кислорода, содержание водорода постепенно снижалось практически до нуля. Поэтому к концу экспериментальной кампании единственной примесью, влияющей на состояние теплоносителя (естественно, кроме кислорода) оставалась примесь железа, поступающая в теплоноситель из испытываемых сталей. Численные значения функции $\frac{dE}{dT} = f(E)$, измеренные в этот период, представлены на рисунке 3 в виде отдельных точек. На графике они располагаются выше первичной кривой. При этом было замечено, что измерения, выполненные сразу после введения порции кислорода и увеличения ТДА кислорода, приводят к увеличению численных значений $\frac{dE}{dT}$. Напротив, более-менее длительная работа в режиме раскисления теплоносителя приводит к снижению численных значений этой функции.

Вероятной причиной такого поведения температурной зависимости являются кинетические затруднения при переходе теплоносителя из одного состояния в другое.

2. Результаты определения температурных зависимостей показаний датчиков ТДА кислорода в расплаве свинца-висмута в циркуляционном стенде

В отличие от лабораторной установки, где в ходе изменений температурного режима изменяются температурные условия в месте расположения датчика ТДА кислорода, при работе циркуляционного стенда в неизотермическом режиме температурные условия в местах расположения датчиков, как правило, поддерживаются постоянными. Это исключает влияние изменяющихся температурных условий в электродах сравнения датчиков, позволяя путем сравнения показаний датчиков, расположенных в разных температурных зонах стенда, непосредственно определять температурную зависимость ТДА кислорода в теплоносителе.

Эксперименты по определению этого параметра выполнены на стенде «ТТ-2М», который используется для проведения различных исследований по технологии ТЖМТ, например, в работе [4]. Принципиальная схема стенда приведена на рис. 4.

Эксперименты по определению температурных зависимостей ТДА кислорода проводились в неизотермических режимах работы стенда при $T_{гор} \approx 540$ °С и $T_{хол} \approx 420$ °С. Для этого использовались три датчика активности кислорода, расположенные на «горячей» стороне стенда (на входе в горячий рекуператор и на «холодной» стороне (на выходе из холодильника). Изменение физико-химического состояния теплоносителя в ходе экспериментов обеспечивалось путем включения в работу источника металлических примесей (ИМП), расположенного на од-

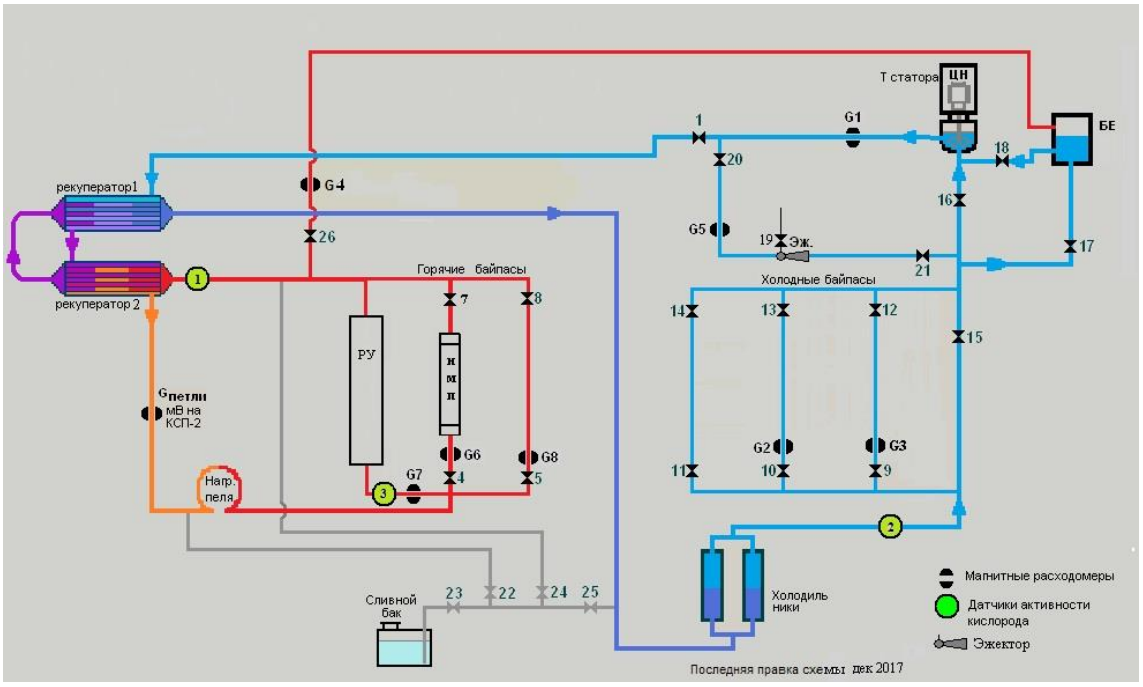


Рис. 4. Принципиальная схема циркуляционного стенда «ТТ-2М»

ном из «горячих» байпасов, и его последующего вывода из работы. При этом в теплоноситель искусственно вводилась примесь железа, и ТДА кислорода в теплоносителе снижалась. При выключении из работы ИМП активность кислорода за счет действия внутренних источников кислорода повышалась.

Особенность измерений ТДА кислорода в стендовых условиях заключается в том, что они фиксируют результаты одновременного измерения данного параметра в различных точках циркуляционного тракта. Поэтому для того, чтобы судить об изменениях, происходящих в определенном объёме движущегося теплоносителя, необходимо вводить временное запаздывание. Оно характеризует время перемещения теплоносителя из одной точки измерений в другую и зависит от скорости движения теплоносителя. С учетом времени запаздывания на рис. 5 представлены результаты определения температурной зависимости показаний датчиков как функции показаний «горячего» датчика на линии охлаждения теплоносителя.

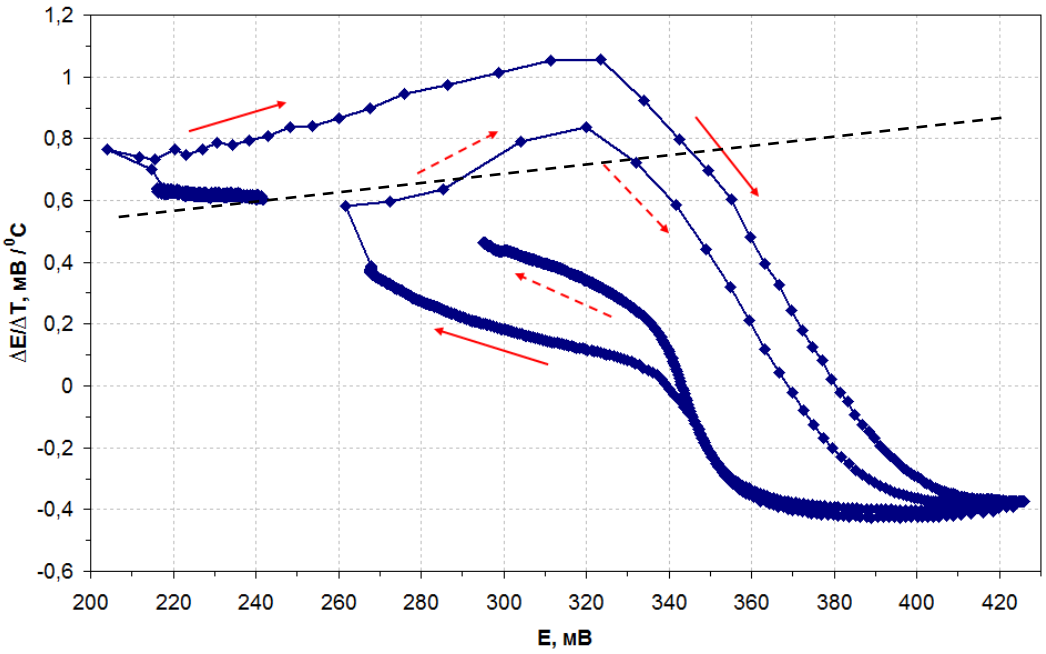


Рис. 5. Характер изменения температурной зависимости показаний датчиков как функции ТДА кислорода в теплоносителе на линии его охлаждения

На данном рисунке приведены две последовательно полученные ветви изменения ТДА кислорода. Одна в сторону снижения этого параметра (после включения ИМП), другая в сторону его увеличения (после выключения ИМП). Стрелками показано направление изменений представленного параметра при первичном и повторном включении источника металлических примесей.

В отличие от экспериментов, проведенных на статической установке, где существенное влияние на показания датчиков ТДА кислорода оказывает нестационарный температурный режим в их электродах сравнения, в стендовых условиях при относительно постоянном температурном режиме теплоносителя в местах установки датчиков этот фактор практически не сказывается на результатах измерений.

В ходе стендовых экспериментов также наблюдались отклонения от расчетной зависимости для рафинированного теплоносителя, что объясняется в данном случае действием внутренних источников кислорода на линии охлаждения теплоносителя.

Наблюдаемый на рис. 5 гистерезис представленной функции объясняется различиями физико-химического состояния теплоносителя. Эти различия обусловлены, как уже было упомянуто, поступлением примеси кислорода из внутренних источников, и, кроме того, поступлением в теплоноситель примеси железа. При включении в работу источника металлических примесей превалирующее влияние на ТДА кислорода оказывает процесс поступления в теплоноситель железа, который и определяет общее раскисляющее направление изменения ТДА кислорода, напротив, при выключении ИМП превалирует процесс растворения шлаков.

Заключение

Применительно к проблеме повышения информативности датчиков контроля ТДА кислорода в расплавах тяжелых металлов, связанной с неоднозначной трактовкой результатов измерений этого параметра, экспериментально отрабатывался метод, основанный на определении помимо показаний датчика их температурной зависимости.

Применительно к условиям статической лабораторной установки для определения температурной зависимости показаний датчика ТДА кислорода был применен метод периодического возмущения температурного режима теплоносителя. В ходе выполнения этих исследований получены экспериментальные данные по характеру изменения температурной зависимости показаний датчиков ТДА кислорода в зависимости от степени раскисления теплоносителя, которые продемонстрировали существенные отклонения этого параметра от расчетных значений для рафинированного от посторенних примесей теплоносителя, вызванные действием примесей водорода и железа,

Применительно к условиям работы неизотермического циркуляционного контура для определения температурной зависимости использовался метод анализа показаний двух датчиков ТДА кислорода, расположенных в различных температурных зонах контура, на линии снижения температуры теплоносителя. Кислородный режим теплоносителя в циркуляционном стенде обеспечивался при этом использованием раскислительного действия примеси железа при включении в работу источника металлических примесей и окислительного действия внутренних источников кислорода, которые превалировали при выключении из работы источника металлических примесей.

Получены экспериментальные данные по характеру изменения температурной зависимости показаний датчиков ТДА кислорода, как в случаях доминирования раскисляющего действия источника металлических примесей, так и в случаях доминирования окисляющего действия внутренних источников кислорода.

Показано, что использованные в работе способы определения численных значений температурных зависимостей изменения ТДА кислорода в ТЖМТ позволяют получать дополнительную информацию о физико-химическом состоянии теплоносителя, которое является функцией содержания в теплоносителе химически активных примесей.

Установлено, что влияние примеси железа на состояние теплоносителя характеризуется наличием области относительной нечувствительности температурной зависимости ТДА кислорода при высокой термодинамической активности кислорода, в то время как влияние примеси водорода в этой области достаточно высоко.

Более детальное определение характера влияния примеси водорода во всей области изменений ТДА кислорода требует проведения дополнительных экспериментов.

Список литературы

1. Иванов К.Д., Мартынов П.Н., Ниязов С.-А.С., Лаврова О.В., Ульянов В.В., Садовничий Р.П., Фомин А.С. Влияние предварительной подготовки поверхности стали на скорость ее окисления в свинцово-висмутовом теплоносителе // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2012. – № 4. – С. 122–129.
2. Иванов К.Д., Ниязов С.-А.С., Лаврова О.В., Салаев С.В., Асхадуллин Р.Ш. Разработка методики определения скорости окисления конструкционных сталей в тяжелых жидкометаллических теплоносителях // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2017. – № 4. – С. 127–135.
3. Ниязов С.-А.С., Иванов К.Д., Легких А.Ю. Исследование коррозионной стойкости металлургических сталей в расплавах свинца-висмута // Сб. тезисов докладов научно-технической конференции «Теплофизика – 2016», Обнинск 12–14 октября. – С. 69.
4. Асхадуллин Р.Ш., Легких А.Ю., Симаков А.А., Гавриков Е.В. Результаты измерения гидровлического сопротивления зернистого слоя оксида свинца в потоке свинцово-висмутового теплоносителя // Сб. тезисов докладов научно-технической конференции «Теплофизика – 2014», Обнинск 14–17 октября. – С. 89.

Водоохлаждаемые реакторные установки со спектральным регулированием реактивности

Махин В. М., Махин И. В.
ОКБ «Гидропресс», Подольск, makhin@grpress.podolsk.ru

Аннотация

Рассматриваются водоохлаждаемые реакторные установки со спектральным регулированием запаса реактивности. Изложены возможные способы спектрального регулирования, в том числе используемые на практике (ABWR).

Основные задачи при создании водоохлаждаемой реакторной установки со спектральным регулированием следующие:

– снижение расхода естественного урана в открытом топливном цикле;

– эффективное применение нейтронов путем отказа от борного регулирования в процессе кампании;

– снижение жидких радиоактивных отходов как следствие отказа от борного регулирования;

– способность работы в замкнутом топливном цикле с загрузкой активной зоны МОХ топливом с повышенным коэффициентом воспроизводства (КВ ~0,7–0,8, вместо 0,3–0,4 для действующих ВВЭР).

Ключевые слова: реактивность, спектр нейтронов.

Введение

В настоящее время энергоблоки с водо-водяными реакторами (ВВЭР, PWR и BWR) составляют основу мировой ядерной энергетики. Начиная с 50-х годов прошлого столетия, создавались и совершенствовались реакторные установки и энергоблоки АЭС, а также уточнялись их параметры. Вследствие ядерно-физических и химических свойств воды и положительного опыта ее применения в тепловой энергетике, преимущественное развитие получили водоохлаждаемые реакторы, из которых реакторы корпусного типа составляют преобладающее большинство. Современная программа развития ядерной энергетики «Поколение III+» является логическим продолжением предшествующих программ и имеет целью создание эволюционных проектов ВВЭР и PWR с улучшенными экономическими характеристиками и потребительскими качествами, что и составляет одну из основных действующих задач мировой ядерной энергетики [1].

Повышение экономичности АЭС заключается в сокращении капитальных затрат и времени строительства, а также в снижении эксплуатационных расходов [2]. Улучшение потребительских качеств может достигаться изменением состава и качества эксплуатационных характеристик, например, повышением коэффициента использования установленной мощности (КИУМ), возможностью реализации маневренных режимов и улучшением топливоиспользования. Следует отметить конъюнктурный характер изменения некоторых эксплуатационных характеристик, то есть улучшая некоторые характеристики, обоснованно можем изменять и другие. Примером может быть характерное для настоящего времени повышение КИУМ путем увеличения длительности кампании реактора, которое приводит к ухудшению другой характеристики – топливоиспользования. Ухудшение топливоиспользования также следует ожидать при реализации маневренных режимов с применением штатной системы управления и использованием в рабочих органах поглощающих нейтроны материалов: титаната диспрозия и карбида бора или при использовании теплоносителя с изменяющейся концентрацией борной кислоты.

Одна из особенностей АЭС в сравнении с тепловой электрической станцией (ТЭС) заключается в меньшем вкладе топливной составляющей в стоимость производимой электроэнергии и, соответственно, в меньшем вкладе в структуру тарифа, что характерно для АЭС с открытым топливным циклом (ОТЦ) [2, 3]. Согласно [3], при увеличении стоимости топлива для АЭС на 1 % тариф возрастает существенно меньше – на 0,2 % при доле себестоимости производства электроэнергии в структуре тарифа ~66 %. Влияние удорожания сырья на тариф еще меньше: при увеличении стоимости сырья на 1 % тариф возрастает примерно на 0,02 % (с. 123, [3]).

В переходный период 1991–1999 гг. топливная составляющая в структуре тарифа изменялась существенно, и ее вес составлял от 17,8 до 35 % (с. 122, [3]). При переходе от ОТЦ к замкнутому топливному циклу (ЗТЦ) топливная составляющая стоимости электроэнергии возрастет. По оценкам в работе [3], для французского энергоблока с PWR с электрической мощностью 1390 МВт это увеличение составит ~14 %. Таким образом, топливная составляющая в структуре тарифа может существенно изменяться в течение сравнительно короткого времени и при переходе к ЗТЦ прогнозируется ее увеличение.

В условиях применения ОТЦ целесообразно увеличение энерговыработки с единицы топлива при возможной реализации различных режимов эксплуатации, в том числе маневренных, что повысит устойчивость и надежность ядерной энергетики. Эту задачу предлагается решить путем разработки и применения водоохлаждаемой реакторной установки со спектральным регулированием реактивности с возможностью реализации наряду со стационарными режимами маневренных режимов [4–6].

Основные решаемые (целевые) задачи при создании водоохлаждаемой реакторной установки со спектральным регулированием следующие [7]:

– снижение расхода естественного урана в открытом топливном цикле (стационарный режим) на 30 % до 130–135 г/МВт сутки ($x_{отв}$ = 0,2 %);

– отказ от борного регулирования в процессе выгорания для более эффективного применения нейтронов (исключение их поглощения бором и другими поглотителями);

– как следствие отказа от борного регулирования в процессе выгорания, снижение жидких радиоактивных отходов и таким образом повышение экологической приемлемости и снижение эксплуатационных расходов;

– способность работы в замкнутом топливном цикле с загрузкой активной зоны МОХ топливом с повышенным коэффициентом воспроизводства реакторных установок (КВ ~0,7–0,8, вместо 0,3–0,4 для действующих ВВЭР) или REMIX-топливом; а также дополнительная задача (не рассмотренная в [7]) – возможность реализации маневренных режимов, например, суточного регулирования. Параметры маневренных режимов соответствуют условиям European Utility Requirements for LWR Nuclear Power Plants (EUR).

При создании новой реакторной установки могут быть решены и технологические задачи по упрощению конструкции и по режимам эксплуатации, что является характерным для установок «Поколения III+». В качестве одной из таких задач рассматривается возможность реализации на установке со спектральным регулированием реактивности наряду со стационарным режимом маневренных режимов.

В данной статье сделан обзор способов реализации спектрального регулирования реактивности и технико-экономических эффектов от их внедрения и предложены основные положения программы расчетно-экспериментальных исследований для уточнения технико-экономического эффекта и реализации в дальнейшем экономически обоснованных технических решений на практике.

1. Способы реализации спектрального регулирования реактивности

Регулирование реактивности заключается в подавлении или высвобождении реактивности в различных состояниях реактора [4, 9]. В номинальном режиме реактора функция подавления требуется для снижения избыточной реактивности (ρ) и поддержания состояния $\rho_{раб} \approx 0$; в остановленном состоянии – для создания подкритичности $\rho_{подкрит} \approx -0{,}01 \ldots 0{,}05$. В действующих АЭС с ВВЭР и PWR применяется метод регулирования на основе реакции поглощения избыточных нейтронов ядрами поглощающих материалов (B, Dy, Hf и др. – в ВВЭР; Ag, In, Cd, а также B и др. – в PWR). Для этой цели в активную зону вводят рабочие органы (поглощающие стержни), а в теплоноситель – раствор борной кислоты. Возможно также для подавления реактивности в начале кампании введение в топливо выгорающих поглотителей (например, Gd) [4, 5, 9]. Рассмотренные способы являются надежными и проверены многолетней практикой их применения в ВВЭР и PWR. Таким образом, основное назначение регулирования – компенсация избыточной реактивности, предназначенной для обеспечения требуемой длительности кампании реактора с учетом выгорания топлива. Существенной особенностью рассмотренных способов является нерациональное использование части нейтронов в результате реакций (n, α) и (n, γ) с атомами B, Dy, Hf и др. Эти нейтроны могли бы более полезно применяться для деления урана и, соответственно, получения энергии или для производства новых делящихся изото-

пов, например, изотопов плутония с последующим их использованием в качестве вторичного топлива [7].

Примерами процессов с высвобождением реактивности, которые используются на практике, являются снижение температуры теплоносителя или мощности реактора для продления кампании реактора [5].

В данной работе рассматривается компенсация запаса реактивности или высвобождения реактивности изменением спектра нейтронов. Очевидно, что в этом случае отсутствует выше рассмотренное поглощение нейтронов элементами B, Dy, Hf и др.

В начальный момент кампании реактора спектр нейтронов ужесточается для компенсации запаса реактивности, в течение кампании по мере выгорания спектр смягчается для высвобождения реактивности и продления кампании реактора [4–8]. Возможным вариантом условно «жесткого» (исходного) спектра может быть рекомендуемый в [5] резонансно-тепловой спектр (ВУО = 1,0). Согласно [5], дальнейшее уменьшение шага размещения твэлов до достижения водо-уранового отношения около 0,5 приводит к сдвигу спектра в резонансную область энергии нейтронов», где изменение спектра мало влияет на реактивность. При указанных значениях ВУО (около 0,5) требуются повышенное обогащение топлива (около 7,5 % по плутонию [4, 5]). В области изменения ВУО (1–0,5 КВ) меняется от 0,7 до 1,0 [4]. Эти особенности реактора с быстро-резонасным спектром относительно реактора с резонансно-тепловым спектром (повышенное значение КВ и повышенное обогащение топлива) подтверждены при проработке ВВЭР-СКД – реактора со сверхкритическими параметрами теплоносителя с МОХ-топливом, обогащение – 7,7 %, КВ = 0,93 [18].

Разработаны следующие способы регулируемого изменения спектра:

– применение в качестве теплоносителя и замедлителя смеси легкой и тяжелой воды: H_2O и D_2O с изменением концентрации D_2O в течение кампании [4, 5];

– изменение водо-уранового отношения (ВУО) в течение кампании [5–8].

***Применение* H_2O и D_2O**. Легкая и тяжелая вода: H_2O и D_2O существенно отличаются ядерно-физическими свойствами. Длина диффузии нейтронов в легкой воде (плотность $\gamma = 1$ г/см^3) равна 2,72 см, в тяжелой воде ($\gamma = 1{,}1$ г/см^3) – 160 см; возраст τ равен 27 и 120 см^2, соответственно [9]. Таким образом, при использовании H_2O и D_2O существенно различаются как замедление нейтронов со снижением энергии до уровня 0,005–0,2 эВ (до тепловых нейтронов [9]), так и процессы диффузии тепловых нейтронов. Кроме указанных различий легкая вода имеет макроскопическое сечение поглощения $\Sigma_{а\,т} = 0{,}022$ см$^{-1}$ или в 670 раз выше, чем $\Sigma_{ат}$ D_2O, что приводит к необходимости применения в водоохлаждаемых реакторах обогащенного топлива [9]. Вследствие указанного различия ядерно-физических свойств, при замене H_2O на D_2O в топливной решетке спектр нейтронов существенно ужесточается, что позволяет компенсировать исходный запас реактивности в начале кампании реактора. Температурный коэффициент реактивности в системе с D_2O (без H_2O) является положительным [4]. Как следствие, по соображениям безопасности пригодна только смесь, содержащая не менее 20 % H_2O в D_2O, что несколько ограничивает применимость данного способа [4].

В соответствии с ядерной реакцией дейтерия с нейтронами образуется тритий. Опыт эксплуатации реакторов CANDU показывает, что в тяжелой воде при активации ее нейтронами образующийся тритий химически связывается в оксид дейтеротрития, а также тритий может присутствовать в газовых сбросах АЭС [4,10]. Сделаны оценки сброса в атмосферу D_2O и трития с энергоблока: до 0,5 кг D_2O в час и 5000 Ки трития в год [10]. Также существенно, что D_2O значительно дороже, чем штатный теплоноситель PWR и ВВЭР. По оценкам стоимость 1 кг D_2O не менее 550$ [10]. Таким образом, внедрению данного способа должно предшествовать выполнение дополнительных предпроектных НИОКР и мероприятий, включающих изучение образования и миграции трития, а также безопасного обращения с ним. В результате повышения стоимости теплоносителя $H_2O – D_2O$ и создания дополнительных систем по разделению $H_2O – D_2O$, а также по выделению и поглощению трития прогнозируется удорожание реакторной установки.

Изменение ВУО в течение кампании. ВУО варьируется в результате изменения доли воды в топливной решетке или ее плотности [4, 5]. Технологически сложно изменять шаг твэлов в ТВС, раздвигая или сдвигая твэлы для изменения ВУО и обеспечивая при этом высокую надежность ТВС.

ВУО можно менять путем введения в ТВС вытеснителей, аналогично как вводятся пэлы в ТВС ВВЭР-1000 [7]. В направляющие каналы ТВС вместо пэлов можно вводить вытеснители с

незначительным воздействием на поток нейтронов или твэлы с обедненным или природным ураном, изменяя при этом ВУО [3–6].

В начале кампании ВУО должно быть минимальным, при этом коэффициент воспроизводства (КВ) будет максимально возможным для данного состояния активной зоны. В дальнейшем, в течение кампании ВУО увеличивается с некоторым уменьшением коэффициента воспроизводства [4, 5]. В частности, для активной зоны APWR с МОХ-топливом (содержание Pu – 6,5–8,5 %) при ВУО = 1,0 коэффициент воспроизводства равняется КВ = 0,7–0,8; при ВУО = 2,0 КВ снижается до ~0,55 (см. рис. 11, 19 из работы [4]). Изменение $K_{эфф}$ при изменении ВУО от 1 до 2 равно $\Delta K \approx 20$ %, то есть примерно равно диапазону регулирования реактивности с помощью борной кислоты [15]. Эти оценки по диапазону ВУО согласуются с данными в работе [5], в которой рекомендуется диапазон изменения ВУО 1,0 – 2–2,5 (содержание делящихся изотопов 2–5 %). При этом спектр нейтронов изменяется от резонансно-теплового до теплового спектра [5]. Переход от исходного варианта активной зоны ВВЭР-600 на активную зону со спектральным регулированием приводит к следующему положительному эффекту [7]:

– к уменьшению загрузки ^{235}U на 12,5 %;

– к уменьшению топливной составляющей стоимости электроэнергии на ~3 %,

– к возможности отказа от борного регулирования. Расчеты выполнены для используемого в настоящее время открытого топливного цикла.

Указанные эффекты получены с применением ТВС оптимизированной конструкции [7]. Вместо 7 штатных твэлов размещен шестигранный канал-чехол с 7 твэлами с низкообогащенным топливом, которые применяются для воспроизводства топлива (рис. 1). Количество чехлов в ТВС – 19, и они размещены равномерно по сечению ТВС. Наружные два ряда твэлов отделяют вытеснители от водяной прослойки (зазора) между ТВС. Твэлы основного массива в ТВС имеют штатный размер оболочки Ø9,1 мм, шаг между твэлами уменьшен и вместо 12,75 мм равен 11,64 мм [7]. Оптимизация заключалась в подборе конструкции, в которой область регулирования охватывает большую часть сечения ТВС, кроме наружного ряда твэлов ТВС. Наружный ряд контактирует с водяной прослойкой (зазором) между ТВС, толщина которой по размеру между ободами составляет 2 мм и между твэлами смежных ТВС – 6 мм. Наружный ряд состоит из 66 твэлов, что составляет 25 % от общего количества твэлов в ТВС. Диапазон изменения водо-уранового отношения близок к рекомендуемому диапазону в работе [5] и составляет: ВУО = 2,32 при извлеченных вытеснителях и ВУО = 1,25 при введенных вытеснителях. Таким образом, предполагалось получение близкого к максимальному положительного эффекта, что необходимо для оценки перспективности данного способа.

Несколько меньший эффект (уменьшение загрузки ^{235}U на ~ 10–12 % вместо 12,5 % в работе [7]) получен при проработке варианта ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200 со спектральным регулированием (рис. 2) [8]. Канал-чехол выполнен из трубы, как в штатной ТВС ВВЭР. Каналы-чехлы в этом варианте размещены в ТВС с учетом технических решений по блоку защитных труб, который размещен над активной зоной и прижимает ТВС (см. для сравнения размещение каналов на рис. 1 и 2).

Таким образом, положительный эффект в 2 раза меньше определенного в работах [4, 5]. Меньший эффект получен вследствие возможной погрешности определения эффектов: в 25 % в работах [4, 5] и 12,5 % в [7], а также возможно и ограниченности (локализации) области регулирования – в основном около направляющих каналов, то есть в центральной части ТВС, и «не охватывает» все сечение ТВС и особенно зазор между ТВС. Это характерно для размещения направляющих каналов в ТВС на рис. 2. Наличие неизменного по размерам и свойствам слоя воды между ТВС также оказывает влияние на формирование поля нейтронов и энерговыделения в основном твэлов наружного ряда в ТВС (см. рис. 1 и 2).

Кроме отмеченного положительного эффекта экономии топлива данный способ приводит к необходимости следующих конструктивных и технологических изменений: к увеличению размеров активной зоны и соответственно корпуса для размещения каналов-чехлов с перемещаемыми вытеснителями; а также к существенному увеличению числа приводов на крышке реактора: 49–61 – для органов регулирования системы управления и защиты и 129–138 для перемещения вытеснителей. Очевидно, что указанные изменения могут привести и к другим изменения как компоновки, так и размеров. Рассмотренные оценки сделаны для РУ ВВЭР-1200 с рассмотрением установки вытеснителей в 53–57 % ТВС от общего количества ТВС в активной зоне [7, 8].

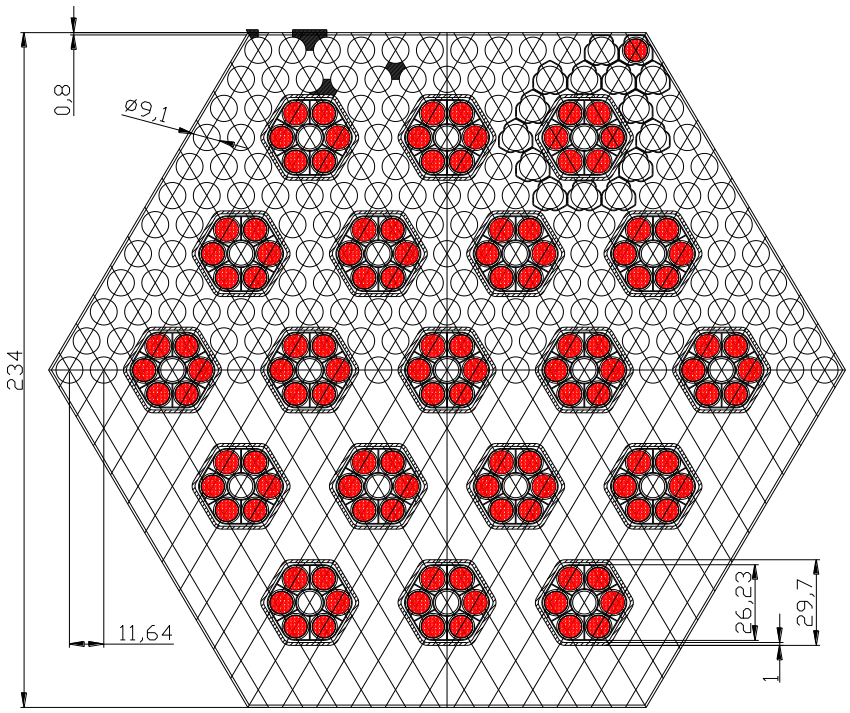


Рис. 1. Сечение модифицированной ТВС реактора ВВЭР-600 с введенными вытеснителями [7]

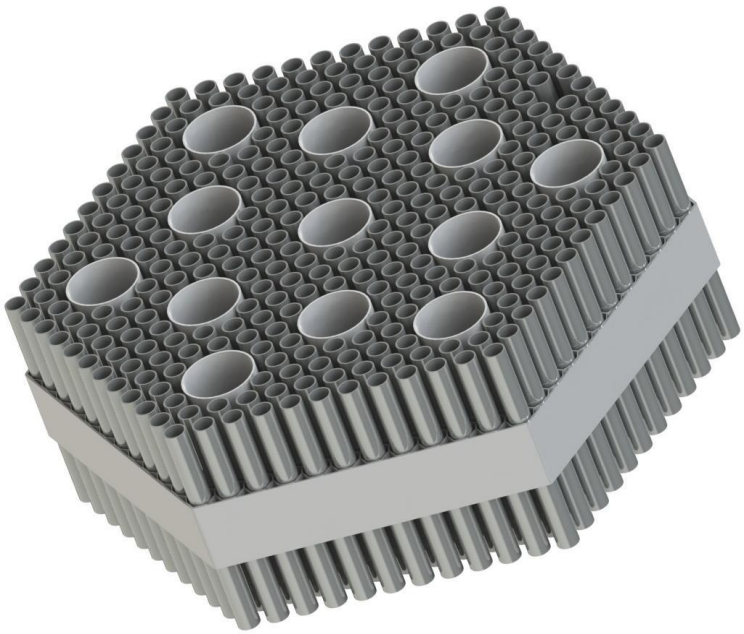


Рис. 2. Сечение ТВС, принятой для конструкторских проработок [8]

Введение вытеснителей в ТВС приводит к изменению распределения энерговыделения в твэлах данной ТВС, что необходимо также учитывать и возможно компенсировать размещением твэлов с разным обогащением.

В работе [6] с учетом выполненных оценок положительного эффекта сделано предположение, что в условиях, когда топливная составляющая себестоимости электрической энергии, производимой на АЭС, не превышает 15–20 %, «такие серьезные изменения ТВС и создание дополнительной системы управления вытеснителями вряд ли окажутся выгодными».

Изменение ВУО путем изменения агрегатного состояния воды в ТВС. В работе [6] также рассмотрен способ спектрального регулирования путем изменения агрегатного состояния воды в топливной решетке и отмечается неэффективность спектрального регулирования реактивности при кипении теплоносителя в ТВС ВВЭР. «Неэффективность» обусловлена кипением и наличием пузырьков пара только в верхней части, то есть область регулирования огра-

ничена верхней частью ТВС [6]. Максимальное паросодержание также достигается на выходе из ТВС. Соответственно, спектр нейтронов в этом случае меняется в верхней половине ТВС. Этот вывод подтверждается экспериментальными измерениями параметров спектра нейтронов в кассете кипящего реактора ВК-50, выполненными в теплонапряженной кассете реактора с использованием активационных детекторов [11].

При изменении плотности по высоте ТВС кипящего реактора ВК-50 в результате кипения теплоносителя от 0,8 г/см^3 до 0,3 г/см^3 эффективная температура тепловых нейтронов ($T_{\text{эф н-нов}}$) меняется от 640 до 820 К. При этом изменение от 640 до 800 К происходит в нижней половине ТВС (в зоне кипения) и от 800 до 820 К – в верхней половине активной зоны. Параметр жесткости спектра в виде отношения плотности надтепловых нейтронов к плотности потока тепловых нейтронов увеличивается примерно в 2 раза при снижении плотности в 3 раза. Отмечается сложность спектра нейтронов, который, по мнению авторов [11], нельзя считать равновесным. В частности, форма спектра замедляющихся нейтронов отличается от спектра Ферми, то есть от зависимости E^{-1} [11].

Энергоблоки с современными BWR (ABWR) отличаются от ВВЭР способом регулирования мощности. При увеличении или уменьшении мощности BWR более, чем на 25 % используются регулирующие стержни системы управления аналогично как в ВВЭР, то есть регулирование осуществляется за счет поглощения избыточных нейтронов ядрами поглощающих материалов. При меньшем изменении (до 25 %) мощность BWR регулируется путем изменения расхода теплоносителя в активной зоне (без перемещения регулирующих стержней) [16, 17]. Слежение за изменением нагрузки АЭС осуществляется со скоростью до 1 %/с [17]. При увеличении расхода область с кипением уменьшается по размерам, уменьшается доля пара в активной зоне, плотность теплоносителя при этом увеличивается локально; и в этой области спектр смещается к тепловому. Поэтому мощность возрастает, «пока образование пара не сбалансирует избыток реактивности» [4, 17]. В [4] указывается, что в рассматриваемых условиях уменьшение доли пара приводит к «смещению спектра нейтронов в тепловую область и увеличению реактивности» и, как следствие к последующему увеличению мощности BWR. Указанное регулирование реактивности в BWR с изменением мощности до 25 % со сравнительно высокой скоростью изменения мощности осуществляется без использования реакции поглощения избыточных нейтронов ядрами поглощающих материалов и является примером применения на практике спектрального регулирования реактивности.

Рассмотренные способы и устройства со спектральным регулированием реактивности отличаются оценками экономической эффективности. Экономия определяется уменьшением загрузки ^{235}U: на 12,5 % в ОТЦ согласно данным [7]; на 25 % [4] и на 10 % согласно [5]. Выигрыш в глубине выгорания в работе [6] оценен от 6 % до 12 % и отмечается, что в ЗТЦ, когда стоимость топлива повысится и увеличится вклад топливной составляющей в себестоимости электроэнергии, ситуация не будет столь однозначной и непривлекательной с позиций экономической целесообразности, и будет выгодно внедрение спектрального регулирования в ВВЭР.

Следовательно, при внедрении спектрального регулирования реактивности экономический эффект значимо проявляется в виде экономии загрузки топлива (до 25 %). Поскольку вклад топливной составляющей в себестоимость электроэнергии составляет до 35 %, поэтому указанная экономия топлива в себестоимости электроэнергии не значительна (до 8 %). Практический интерес представляет реализация такой системы, которая обладает, наряду с экономией топлива, дополнительной функцией, например, реализацией переменных режимов изменения мощности. При этом сохраняется рассмотренная выше экономия топлива за счет рационального использования нейтронов.

Согласно EUR требуемый режим маневрирования энергоблока АЭС должен быть следующий: 100 % – 50 % – 100 % и желателен режим: 100 % – 20 % – 100 % [12]. При этом скорость изменения мощности установлена до 5 % $N_{nominal}$/мин. Указанный режим 100 % – 50 % – 100 % и скорость изменения мощности обоснованы экспериментами с одиночными твэлами или пучками с малым числом твэлов в облучательных устройствах исследовательских реакторов и результатами расчетов [13]. В настоящее время на действующих энергоблоках АЭС с ВВЭР реализован режим 100 % – 75 % – 100 %, при этом мощность реакторной установки изменялась с помощью поглощающих стержней в пределах 100 % – 80 % – 100 % с меньшей скоростью изменения, чем указанная в EUR.

Таким образом, известны различные способы спектрального регулирования реактивности:

а) путем применения в качестве теплоносителя и замедлителя смеси легкой и тяжелой воды: H_2O и D_2O с измененяемой концентрацией D_2O в течение кампании;

б) посредством локального изменения плотности H_2O в результате кипения теплоносителя в ТВС и в) изменения водо-уранового отношения (ВУО) путем вытеснения воды в ТВС в течение кампании реактора.

2. О возможности применения газо(паро)жидкостных потоков для спектрального регулирования реактивности

Предлагается замедляющие свойства теплоносителя регулировать путем применения газожидкостных потоков или парожидкостных потоков с изменяемой долей газа (пара) в течение кампании реактора [14]. Далее газ (пар) в тексте заменяется на газ. В начале кампании содержание газа в потоке максимальное. По мере выгорания доля газа снижается и увеличивается доля замедлителя – воды в потоке теплоносителя.

Теплоноситель подается на вход ТВС по штатной схеме. По независимой линии также на вход, например, через инжектор [14], подается газ с равномерно распределенной по сечению на входе ТВС подачей пузырьков газа. Размер подаваемых пузырьков газа (d) больше минимального, критического размера, менее которого пузырьки не могут образовываться или продолжительно существовать в жидкости (эффект «схлопывания»), и менее характерного размера в дистанционирующей решетке (Δ) для исключения разрушения пузырька при прохождении через решетку и последующего «схлопывания» ($\Delta \le D - d_{\text{твэла}}$, D – шаг топливной решетки, $d_{\text{твэла}}$ – диаметр твэла). Объемная доля газа в потоке воды задается требуемым ВУО (ВУО ~ 1 в начале кампании; ВУО ~2 в конце кампании [5]). За счет перемешивания происходит частичное растворение газа в теплоносителе после ТВС и его последующее выделение в байпасной части контура. Выделившийся газ направляется компрессором на вход ТВС. Равномерность распределения газа по сечению ТВС и размер пузырьков обеспечиваются инжектором на входе в ТВС. Возможно применение бесчехловых ТВС с подачей пузырьков газа не только в ТВС, но и в зазор между смежными ТВС, что позволяет расширить область регулирования спектра.

Подача газа осуществляется в определенные ячейки активной зоны, как правило, в ячейки со свежими ТВС с наибольшей мощностью, которые вносят максимальный вклад в реактивность. Целесообразно применение газа с высокой теплопроводностью, инертного и неактивируемого в процессе реакторного облучения, например, гелия. Возможно, что в процессе проработки будет обосновано применение более распространенного и применяемого на практике азота, теплопроводность которого существенно меньше, чем у гелия (в ~5 раз). Не исключается и применение водяного пара. Очевидно, что при использовании водяного пара вместо газа система может быть упрощена, так как минимально допустимое время существования пузырьков пара оценивается ~1 с, и после ТВС они могут конденсироваться в теплоносителе.

Таким образом, выбор газа (гелий, азот и др.) или водяного пара (насыщенный или перегретый) должен быть сделан в процессе детальной проработки, проведения и анализа результатов испытаний.

Рассматриваемая система должна обеспечить выполнение требований EUR [12] по реализации указанного выше, жесткого режима маневрирования.

Контроль изменения мощности в ТВС с регулируемой подачей газа осуществляется посредством датчиков прямого заряда (ДПЗ), устанавливаемых в теплонапряженных ТВС. ДПЗ используются и для получения информации.

Гидравлическое сопротивление ТВС изменяется при смене однофазного теплоносителя на двухфазный (парожидкостный или газожидкостный) теплоноситель. На номинальной мощности необходимо обеспечить теплотехническую надежность охлаждения ТВС двухфазным теплоносителем (начало кампании с компенсацией запаса реактивности на кампанию путем подачи газа (пара) на вход ТВС).

Опасным режимом на номинальной мощности реактора представляется отказ в системе подачи газа с прекращением его подачи в ТВС ($\tau = 0$). Наиболее опасным может быть данный режим в начале кампании. При этом ($\tau \le 0$, то есть до отказа в системе подачи газа) в свежих ТВС ВУО имеют низкое значение, так как охлаждение свежих ТВС осуществляется газожидкостной средой. В этом состоянии при прекращении подачи газа в ТВС, ее мощность в дальнейшем возрастет, так как возрастает ВУО. В результате перехода на однофазный теплоноситель (воду) также увеличится и расход теплоносителя в ТВС, то есть улучшаются условия охлаждения твэлов в ТВС.

Изложенная взаимосвязанность перехода двухфазного потока на однофазный поток и рост при этом как расхода теплоносителя в ТВС, так и локальной мощности ТВС с задержкой относительно роста расхода могут инициировать срабатывание аварийной защиты по синалу «Отказ газовой системы» и по независимому сигналу «Рост локальной мощности ТВС» без перегрева и разрушения (разгерметизации) твэлов. Подробный анализ и принимаемые технические решения будут разработаны на следующем этапе.

Изменение плотности газожидкостного потока можно реализовать с большей скоростью, чем скорость изменения содержания борной кислоты в теплоносителе или скорость перемещения механических органов системы управления и защиты. Очевидно, что при этом можно организовать технологический процесс с существенно меньшими отходами, чем при использовании борной кислоты. Предельная скорость уменьшения объемной доли газа в теплоносителе должна согласоваться с предельно допустимой скоростью нарастания плотности нейтронного потока (согласно НП-082-07скорость увеличения реактивности не должна превышать 0,07 $\beta_{эф}$/с).

Таким образом, рассмотренные в разделах 1 и 2 способы спектрального регулирования реактивности целесообразно использовать не только для экономичного использования топлива и увеличения энерговыработки ТВС, но и для реализации маневренных режимов эксплуатации АЭС. Практической реализации рассмотренных способов и устройств на их основе должны предшествовать разработка системы подачи газа в ТВС и расчетно-экспериментальное обоснование режимов эксплуатации и их безопасности.

3. Предложения по программе расчетно-экспериментального обоснования спектрального регулирования реактивности

В соответствии с «Общими положениями обеспечения безопасности атомных станций» (НП-001-15) технические и организационные решения, принимаемые для обеспечения безопасности атомной станции (АС) должны быть апробированы прежним опытом, испытаниями и исследованиями. Применительно к рассматриваемой теме, характеризующейся новизной, существенное значение имеют исследования и реакторные испытания.

3.1. Программа НИОКР по обоснованию способа спектрального регулирования с помощью введения-выведения вытеснителей из ТВС должна включать исследования полей энерговыделения в активной зоне при различном положении вытеснителей в ТВС с определением энерговыделения в твэлах ТВС активной зоны и температурных условий их эксплуатации. Конечным результатом расчетного анализа должна быть программа по перемещению вытеснителей в активной зоне и обоснование теплотехнической надежности активной зоны при реализации программы.

3.2. Для обоснования применения газожидкостного регулирования предлагаются следующие основные расчетно-экспериментальные исследования и испытания:

– нейтронно-физические и теплогидравлические расчеты с определением количества ТВС с регулированием, определение следующих параметров: доли газа в теплоносителе в ТВС с регулированием и его расхода и анализ режимов с нарушением нормального функционирования системы, в том числе прекращения расхода газа на номинальном уровне мощности;

– исследования в обоснование проекта газовой системы: определение режимов инжекции (впрыска) пузырьков газа в ТВС и их распределения по сечению ТВС при движении;

– -испытания системы регулирования, например, на физической модели или в канале (ячейке) исследовательского реактора;

– исследования в обоснование системы дегазации теплоносителя, разработка и испытания макета системы дегазации.

Заключение

Рассмотрен способ спектрального регулирования реактивности в реакторах ВВЭР со штатным таблеточным топливом (UO_2) и различные устройства для его реализации. На основе обзора работ, выполненных в основном во второй половине 20-го века, установлено, что рассматриваемый способ позволяет экономить до 25 % топлива (указана максимальная оценка в рассмотренных работах применительно к ОТЦ, диапазон рассмотренных оценок – 10–25 %). Вследствие сравнительно невысокого вклада топливной составляющей в себестоимости генерируемой электрической энергии в условиях ОТЦ эффект от экономии топлива может быть не столь существенен.

Вклад топливной составляющей может изменяться вследствие различных факторов. Согласно опубликованным данным в 90-е годы вклад топливной составляющей составлял от 18 до 35 % от тарифа [3]. В новых проектах, например, ВВЭР-1200 и др. установленный срок эксплуатации длителен и составляет 60 лет. Поэтому за длительный срок эксплуатации может проявиться конъюнктурный характер изменения некоторых эксплуатационных характеристик и условий эксплуатации, как это установлено на практике в 90-е годы.

Эффект несколько больше при переходе к замкнутому топливному циклу из-за увеличения стоимости топливной составляющей, и для французского энергоблока с PWR электрической мощностью 1390 МВт это увеличение составило ~14 % [3].

В условиях, когда положительный эффект от экономии топлива зависит от множества факторов, в том числе переменных во времени, практический интерес имеет внедрение многоцелевой технологической системы, позволяющей наряду с рассматриваемой возможностью экономии топлива за счет спектрального регулирования реализовать требуемые по EUR режимы маневрирования с выгодой, например, по скорости и диапазону регулирования, относительно используемой в настоящее время технологии (изменение концентрации борной кислоты и перемещение органов СУЗ).

В качестве такой системы предлагаются: а) введение в ТВС вытеснителей воды с целью уменьшения ВУО в начале кампании [7, 8] или б) использовать дополнительную газовую систему на реакторе, которая позволяет подавать пузырьки газа в теплонапряженные ТВС и вследствие снижения ВУО в этих ТВС ужесточать в них спектр нейтронов в начале кампании реактора [14]. В течение кампании, по мере выгорания топлива постепенным снижением расхода газа и, соответственно, уменьшением объемной доли газа в теплоносителе достигается смягчение спектра нейтронов. В результате испытаний и проработки конструкции газ может быть заменен на водяной пар (насыщенный или перегретый). Выбор осуществляется на основе результатов расчетов и испытаний.

Указанная система должна обеспечивать реализацию суточного маневренного режима изменения мощности: 100 % – 50 % – 100 % с заданной скоростью изменения мощности до 5 % $N_{nominal}$/мин. Исходное состояние – номинальный уровень мощности. Введение положительной реактивности для увеличения мощности 50 % – 100 % реализуется в соответствии с ограничивающими требованиями ПБЯ (НП-082-07) по скорости введения положительной реактивности.

Контроль изменения мощности в ТВС осуществляется посредством измерений датчиков прямого заряда, установленных в теплонапряженных ТВС.

Данная работа является обзорной, в которой изложены опубликованные способы реализации спектрального регулирования реактивности ВВЭР, а также программа первоочередных исследований. В дальнейшем целесообразно выполнение расчетно-экспериментальных исследований для обоснования приемлемого и экономически выгодного для практических приложений способа спектрального регулирования реактивности.

Список литературы

1. Mycle Schneider, Antony Frogatt, Tadahiro Katsuta, M.V. Ramana, Steve Thomas The World Nuclear Industry. Status Report // Paris, London, July 2015 «What is Generation III+?» – P. 56.
2. Синев Н.М. Экономика ядерной энергетики: Основы технологии и экономики производства ядерного топлива. Экономика АЭС. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 480 с.
3. Гордеев Б.К. Введение в экономику ядерного топливного цикла атомной энергетики. – М.: ЦНИИатоминформ, 2001. – 128 с.
4. Ран Ф. и др. Справочник по ядерной энерготехнологии / под редакцией В.А. Легасова. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – Раздел 11.7 Проекты усовершенствованных реакторов. – С. 343–346.
5. Аминов Р.З. и др. АЭС с ВВЭР: Режимы, характеристики, эффективность. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 264 с.
6. Вин Ту Сравнительный анализ эффективности использования различных схем спектрального регулирования запаса реактивности в реакторах на тепловых нейтронах, автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук. – М., 2013. – 20 с.
7. Васильченко И.Н., Махин В.М., Кушманов С.А., Вьялицын В.В., Васильченко Р.И., Алексеев П.Н., Горохов В.Ф., Духовенский А.С., Кобзарь Л.Л., Никонов А.П., Чибиняев А.В. Расчетно-конструкторские проработки активных зон ВВЭР со спектральным регулированием: Доклад на конференцию «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР» МНТК-2011,

Подольск // Тезисы 7-й МНТК «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», Подольск, 2011 – С. 68–69; CD-ROM «Материалы конференции 7-й МНТК».
8. Вьялицын В.В., Терентьев А.В., Григорьев А.П. Конструкторские проработки и расчетные оценки гидравлических характеристик ТВС-СПЕКТР (со спектральным регулированием) // МНТК молодых специалистов, ОКБ «ГИДРОПРЕСС». – Подольск, 2015.
9. Ганев И.Х Физика и расчет реактора. – М.: Энергоиздат, 1981. – 368 с.
10. CANDU-затянувшийся эксперимент или энергетический реактор? Доктор Ф.Р. Грининг. – Atominfo.ru, 01.08.2008.
11. Лещенко Ю.И., Садулин В.П., Нигматуллин Н.Р., Куликов В.И. Измерение параметров спектра нейтронов в кассете кипящего реактора // Сборник докладов всесоюзной школы по внутриреакторным методам исследований, НИИАР, Димитровград, 1978. – С. 531–540.
12. EUROPEAN UTILITY REQUIREMENTS (EUR) – the organization and its products // Proc. of ICAPP, May 13–18, 2007, Paper 7595; URL: http://www.europeanutilityrequirements.org/ Documentation/EURdocument.aspx.
13. Бурукин А.В., Лядов Г.Д., Лобин С.В., Овчинников В.А (ГНЦ РФ НИИАР), Новиков В.В., Медведев А.В., Нестеров Б.И. (ВНИИНМ). Результаты исследований твэлов ВВЭР с глубоким выгоранием в процессе и после испытаний в реакторе МИР с циклическим изменением мощности // Семинар «PELLET-CLAD INTERACTION IN LWR FUELS» 9–11 марта 2004 г, Кадараш, Франция.
14. Махин В.М., Вьялицын Д.В., Махин И.В. Реакторная установка с изменяемым спектром нейтронов, заявка 2016118671 от 13.05.2016, патент 2630893, опубликовано 14.09.2017 Бюл. № 26.
15. Овчинников Ф.Я., Семенов В.В. Эксплуатационные режимы ВВЭР. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 359 с.
16. Справочник по теплогидравлическим расчетам в ядерной энергетике. Том 2. Ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы / Под общ. ред. д. т. н., проф. Кириллова П.Л. – М.: ИздАт, 2013. – 688 с.
17. Уивер Л. Управление реактором // В сб. «Безопасность ядерной энергетики» / Под ред. Дж. Раста и Л. Уивера. – М.: Атомиздат, 1980. – С. 65–80.
18. Глебов А.П., Клушин А.В. Реактор с быстро-резонансным спектром нейтронов, охлаждаемый водой сверхкритического давления при двухходовой схеме движения теплоносителя // Атомная энергия. – 2006. – Т. 100. – Вып. 5. – С. 349–355.

Авторы благодарны И.Н. Васильченко, М.А. Увакину, В.В. Вьялицыну и Д.О. Веселову за полезные предложения по материалам статьи.

Моделирование теплообменных процессов в вертикальных каналах, охлаждаемых водой СКД

Николаева А. В., Чуркин А. Н.
ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, churkin@grpress.podolsk.ru

Аннотация

Одним из наиболее вероятных эволюционных путей развития атомной энергетики является переход к РУ СКД, позволяющих увеличить КПД современных АЭС от имеющих место сегодня 33–35% до 40−45% с одновременным снижением капитальных и эксплуатационных затрат. В связи с явными преимуществами реакторы СКД рассматриваются GIF в качестве одной из возможных концепций реакторов четвертого поколения. Однако, для реакторов данного типа существует ряд нерешенных проблем [1], затрудняющих развитие данной технологии. Одна из таких проблем – сложность моделирования теплогидравлических процессов в области критических и псевдокритических параметров воды СКД. Процессы в данном диапазоне изменения теплофизических свойств воды малопрогнозируемы с применением существующих моделей. В рамках GIF [2] в качестве возможного пути решения проблемы рассматривается применение CFD методов.

В рамках данной работы разработана методика задания теплофизических свойств воды СКД в CFD кодах и модель вертикальных каналов. На основе международных рекомендаций проведены верификационные и валидационные исследования модели. По результатам исследований даны рекомендации по выбору основных параметров модели и области ее применения.

Ключевые слова: вода, СКД, CFD, реакторная установка, IAPWS-IF97, IAPWS-95, теплообмен, вертикальный канал.

Введение

Одним из наиболее перспективным направлением развития легководных ядерных энергетических установок является переход к сверхкритическому давлению (СКД) теплоносителя, что позволит увеличить коэффициент полезного действия энергоблоков с имеющих место сегодня 33–35 % до 42−45 % с одновременным снижением капитальных и эксплуатационных затрат. Потенциальные преимущества реакторов с водой СКД (в международном обозначении – SCWR) позволили им войти в перечень наиболее перспективных направлений Международного Форума «Поколение IV» [2].

Российскими организациями подготовлены три концептуальных предложения по проекту АЭС с ВВЭР-СКД [3]. Предложена трехэтапная схема разработки энергетического реактора и разработаны основные технические требования и концептуальные решения по опытному прототипу реактора [4].

Наряду с рядом преимуществ реакторов, охлаждаемых водой сверхкритического давления, выделены проблемы [5, 6], которые необходимо решить для развития данной технологии.

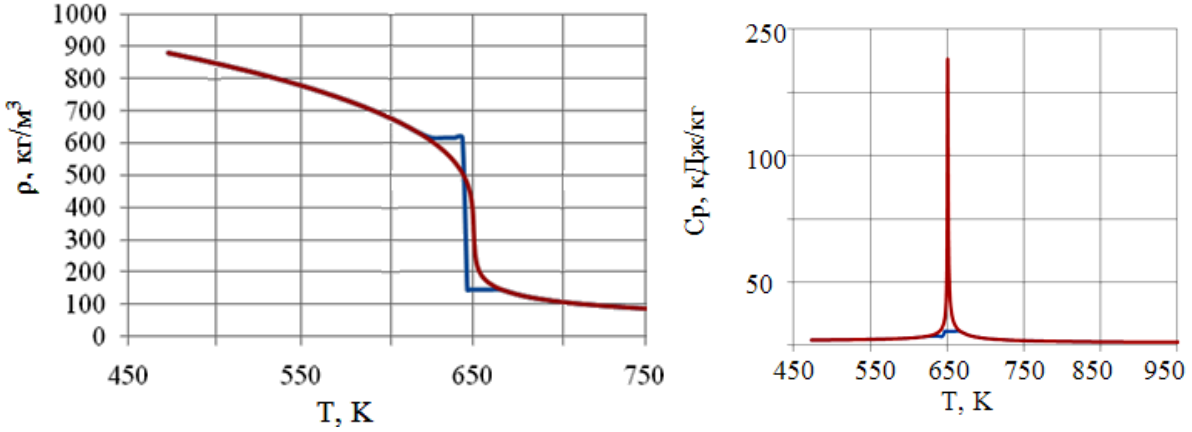
Одной из таких проблем является сложность моделирования процессов теплообмена при высоких тепловых потоках.

Предложенные инженерные методы моделирования теплообмена имеют достаточно большую неопределенность, связанную со значительным разбросом экспериментальных данных. По-видимому, на теплообмен вблизи критической точки сильное влияние оказывают параметры эксперимента, которые в докритических условиях менее значимы (наличие примесей в теплоносителе, состояние поверхности теплообмена, пульсации расхода и др.). Развернутый анализ применимости различных эмпирических корреляций, описывающих теплообмен и гидравлику в каналах, омываемых водой СКД, приведен в работах [7, 8]. На основании новых данных и подходов предлагаются новые корреляции (например, [9–11]).

Современные CFD методы также сталкиваются с трудностями моделирования теплообмена [5, 12] особенно в пучках обогреваемых стержней [13].

1. Методика задания теплофизических свойств воды СКД в CFD кодах

Далеко не все коммерческие CFD коды позволяют удовлетворительно описать изменение теплофизических свойств воды вблизи критической точки, что сказывается на результатах расчетов. В качестве примера, рассмотрим код star-ccm+, где предусмотрена возможность задания теплофизических свойств воды в соответствии со стандартом IAPWS-IF97 [14] с помощью встроенных функций. Тестирование работы этих функций для star−ccm+ v.10.02 и star−ccm+ v.8.06 показало, что в области СКД они не применимы (рис. 1). Максимальные отличия между теплофизическими параметрами, реализуемыми в рамках стандартных функций star−ccm+ (IAPWS−IF97(Water/Steam)) и вычисляемыми согласно стандарту IAPWS-IF97 [14] превышают 69 % по плотности (ρ) и 1898 % по теплоемкости (C_p). Таким образом, для решения актуальных задач атомной энергетики необходима разработка методики, позволяющей задавать теплофизические свойства воды СКД в рамках CFD кода.



а) *б*)

Рис. 1. Сопоставление распределений теплофизических параметров, полученных согласно стандарту IAPWS−IF97 и при тестировании стандартной опции star-ccm+:
а – зависимость плотности воды от температуры; *б* – зависимость теплоемкости воды от температуры;
1 – параметры, задаваемые с помощью стандартных функций ПК star-ccm+ (———);
2 – теплофизические параметры воды в соответствии с IAPWS-IF97 (———)

Оценка свойств среды на основе сложных уравнений состояния (IAPWS-95 и IAPWS-IF97 [14, 15]) непосредственно в процессе CFD моделирования может привести к значительным вычислительным затратам. Для предотвращения этого в коммерческих кодах (Star-ccm+, Star-CD, Ansys CFX и Ansys FLUENT) предлагается использовать табличные или полиномиальные формы представления данных, определяющих зависимость между температурой (T), давлением (P) и теплофизическими параметрами среды (λ, ρ, μ, *Cp* и т.д.). При этом каждый из имеющихся на сегодняшний момент коммерческих кодов характеризуется индивидуальным форматом задания исходных данных.

В рамках разработки методики задания теплофизических свойств теплоносителя СКД авторами реализована следующая возможность задания теплофизических свойств:

– полиномиальные зависимости теплофизических свойств воды СКД от температуры при фиксированном давлении для случая, когда сопротивление канала $\Delta P \leq 0{,}2$ МПа (опция 1);

– табличные зависимости теплофизических свойств от температуры и давления для случая, когда сопротивление канала $\Delta P \geq 0{,}2$ МПа (опция 2). Такая форма записи актуальна для моделирования активной зоны РУ СКД при наличии дистанционирующих и перемешивающих элементов.

В рамках разработки методики было показано, что для воспроизведения особенностей изменения теплофизических свойств воды СКД необходимо использовать табличные данные (опция 2) с дискретизацией данных по давлению − ΔP не более 0,02 МПа и по температуре ΔT не более 0,1 K. С учетом выбранной дискретизации по давлению и температуре файлы с табличными зависимостями имеют большой размер. Для уменьшения их размера используются алгоритмы прореживания данных (при этом шаг ΔP вдоль оси давлений P остается постоянным и равным ΔP = 0,02 МПа).

Для прореживания файлов исходных данных с целью представления их в табличной форме записи ПО star-ccm+ v.10.02 в рамках разрабатываемой методики применяется алгоритм,

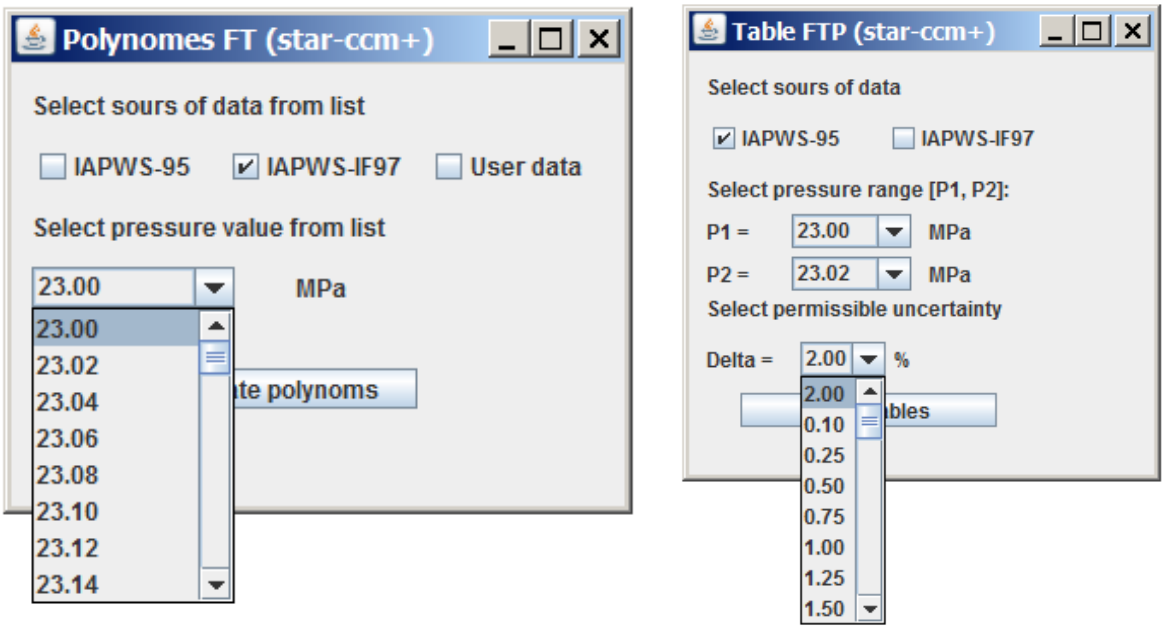
ограничивающий предельные приращения первых производных параметров (ρ, μ, *Cp*, λ, *a*, *h*) по температуре ($\partial\rho/\partial T, \partial\mu/\partial T, \partial C_p/\partial T, \partial\lambda/\partial T, \partial a/\partial T, \partial h/\partial T$) в зависимости от температуры *T*. Выбор такого алгоритма продиктован тем, что отдельные параметры (например, удельная теплоемкость (*Cp*)) в ПО Star-ccm+ не могут задаваться напрямую в табличной форме, а определяются на основе косвенных вычислений (например, зависимость удельной теплоемкости от температуры (*Cp*(*T*)) определяется в результате дифференцирования зависимости энтальпии от температуры (*h*(*T*)) по параметру *T*). При этом, применение алгоритма, ограничивающего предельные приращения параметров (ρ, μ, *Cp*, λ, *a*, *h*) в зависимости от температуры *T*, может привести к значительным погрешностям в результатах моделирования.

При разработке методики задания в CFD кодах теплофизических свойств воды СКД в полиномиальной форме (опция 1) можно считать, что исходные данные, приведенные в каталогах IAPWS-95 и IAPWS-97 точные, то есть их погрешности не превышают погрешности экспериментальных данных, положенных в основу стандартов IAPWS-95 и IAPWS-IF97. В этом случае целесообразно применять методы интерполяции [16].

В силу особенностей зависимости удельной теплоемкости (*Cp*) и теплопроводности (λ) воды СКД от температуры (*T*) вблизи критической и псевдокритических точек невозможно задать эти зависимости в виде глобальных полиномов степени *n* [16]. Следовательно, при разработке методики необходимо рассматривать кусочно-многочленную интерполяцию.

На основе проведенного анализа в качестве основы методики составления полиномов, описывающих изменение теплофизических свойств воды вблизи критической точки на интервале температур [T_1, T_n] (где *n* – количество узлов интерполяции, T_1 = 473,15 К, T_n = 973,15 К), выбран метод интерполяции кубическими сплайнами, где обеспечивается равенство первой и второй производной в узлах интерполяции с нулевыми граничными условиями (производные в начальной и конечной точке рассматриваемого интервала равны нулю) [16].

Программная реализация методики определения теплофизических свойств осуществлялась на основе ПО JDK 1.3 (Java). Для удобства использования программ в них предусмотрено наличие графического интерфейса. Разработанный интерфейс может быть полностью интегрирован в ПК star-ccm+ v.10.02 или вызываться как внешняя по отношению к star-ccm+ программа. Использование подобного ПО снижает вероятность возникновения пользовательских ошибок и временные затраты на создание моделей в star-ccm+. В результате применения программы осуществляется автоматическая запись необходимых исходных данных в препроцессоре star-ccm+ v.10.02 или задание исходных данных о теплофизических свойствах воды СКД в заданном диапазоне изменения через внешние файлы в необходимом формате (рис. 2).



а) *б*)

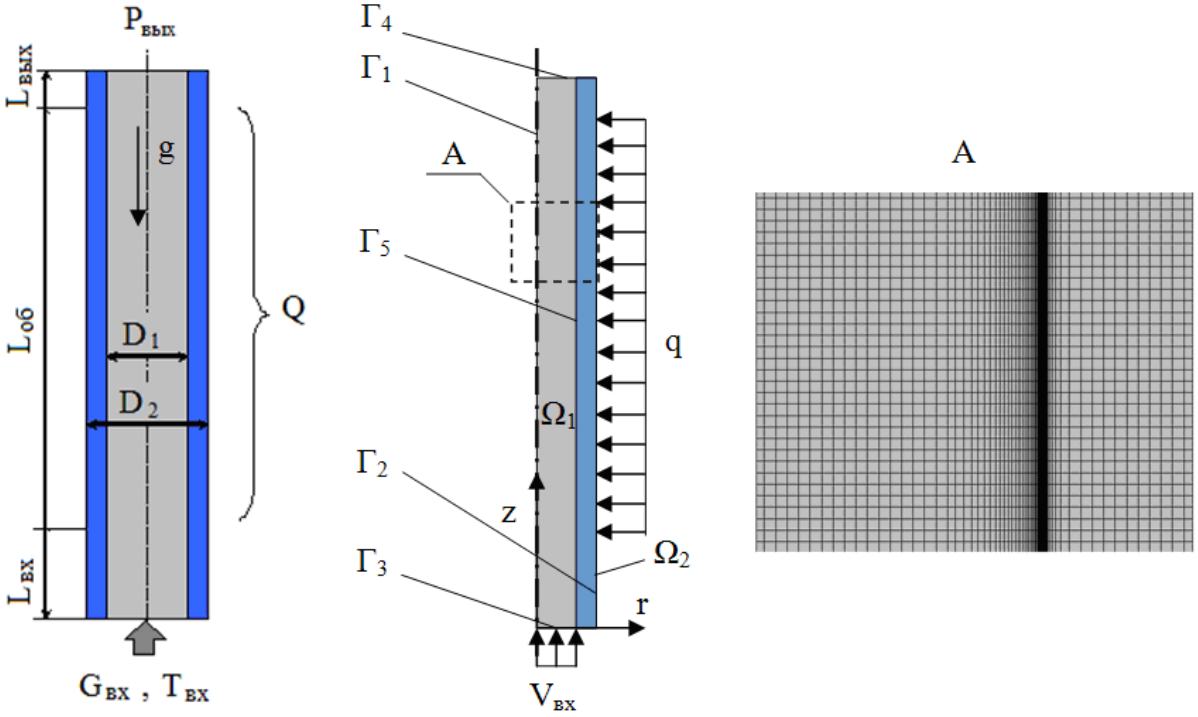
Рис. 2. Графический интерфейс для программной реализации методики задания теплофизических свойств в ПО star-ccm+ v.10.02 [17]:
а – для задания полиномов; *б* – для задания табличных данных

Разработанная программа позволяет осуществлять формирование и запись исходных данных в табличной или полиномиальной форме (в формате ПО Star−ccm+ v.10) в соответствии с выбранным стандартом теплофизических свойств в выбранном диапазоне изменения давлений рабочей среды.

2. Разработка CFD модели канала круглого сечения, охлаждаемого

Объект исследования

В рамках исследования в качестве объекта исследования рассматриваются вертикальные каналы круглого сечения, охлаждаемые водой СКД – вертикальные трубы (рис. 3). Поперечное сечение трубы постоянно по всей ее длине. Рассматриваемая рабочая среда – вода СКД. Труба изготовлена из стали.



а) *б*) *в*)

Рис. 3. Схематичное описание объекта исследования и расчетной области:
а – схема объекта исследования; *б* – схема расчетной области; *в* – увеличенный фрагмент базовой сеточной модели; *g* – направление действия гравитационных сил

Объект исследования характеризуется следующими геометрическими параметрами:

- внутренний диаметр трубы D_1, мм;
- внешний диаметр трубы D_2, мм;
- длина входного необогреваемого участка трубы $L_{вх}$, м;
- длина равномерно обогреваемого участка трубы $L_{об}$, м;
- длина выходного необогреваемого участка трубы $L_{вых}$, м.

По внешней поверхности трубы на участке $L_{об}$ равномерно подведен тепловой поток Q, Вт.

Внутренняя поверхность трубы охлаждается водой СКД. Расход воды СКД – $G_{вх}$, кг/с, температура воды СКД на входе в канал, образованный внутренней поверхностью трубы составляет $T_{вх}$, °С.

Расчетная область

Расчетная область включает в себя проточную часть канала, охлаждаемого водой СКД и металлическую трубу. Область ограничена осью симметрии трубы (Γ_1), внешней поверхностью трубы (Γ_2), входной границей (Γ_3) и выходной границей (Γ_4) и состоит из двух частей Ω_1 и Ω_2, объединенных через интерфейс (Γ_5):

- часть, описывающая процессы, протекающие в проточной части трубы (Ω_1), ограничена внутренней поверхностью трубы (Γ_5), входной границей (Γ_{31}), выходной границей (Γ_{41}) и осью симметрии трубы (Γ_1);

– часть, описывающая процессы, протекающие в металлической части трубы (Ω_2), ограниченна внутренней (Γ_5) и внешней (Γ_2) поверхностями трубы, а также входной (Γ_{32}) и выходной (Γ_{42}) границами.

Внешней поверхность трубы (Γ_2) состоит из двух частей:

– Γ_{21} – адиабатическая поверхность;

– Γ_{22} – поверхность к которой равномерно подводится удельный тепловой поток q = 400 кВт/м^2.

Для снижения влияния особенностей задания входного граничного условия на результаты расчетов входное граничное условие (Γ_3) отстоит на 40 гидравлических диаметров трубы $D_г = D_1$ от начала обогреваемого участка (Γ_{22}). Выходное граничное условие ($\Gamma_4 = \Gamma_{41} + \Gamma_{42}$) отстоит на 20 гидравлических диаметров трубы $D_г$ от обогреваемого участка (Γ_{22}) для исключения влияния особенностей задания выходного граничного условия на результаты расчетов.

На входной границе Γ_{31} задается равномерный профиль температур ($T(r) = T_{вх}$) и скоростей рабочей среды ($V(r) = V_{вх}$):

$$V_{вх} = \frac{G_{вх}}{\rho_{вх} \cdot F_{тр}}, \quad (1)$$

где $\rho_{вх}$ и $F_{тр}$ – плотность рабочей среды на входе в канал и площадь поперечного сечения трубы, соответственно, $G_{вх}$.

Математическая модель

Математическая модель разработана при следующих допущениях:

– среда считается сплошной;

– вода СКД считается ньютоновской жидкостью;

– теплофизические параметры рабочей среды зависят от температуры в соответствии с IAPWS – 95 при фиксированном давлении $P_{вых}$ (рис. 3);

– процессы, протекающие в объекте исследования, характеризуются осевой симметрией относительно оси трубы;

– режим течения стационарный;

– режим течения турбулентный;

– для моделирования теплогидравлических процессов, протекающих в объекте исследования, применяются RANS модели турбулентности (в данной статье приведены результаты, полученные с применение k-ω SST модели турбулентности);

– турбулентное число Прандтля задается, как постоянное число во всей области Ω_1 и равным Pr$_t$;

– теплопроводность (λ) и теплоемкость (C_p) стали, из которой изготовлена теплообменная труба, задаются постоянными во всей области Ω_2;

– объект считается неподвижным: механическое (вибрационное) влияние на него потока теплоносителя не учитывается (положение и границы объекта исследования не изменяются во времени – вибрации металлоконструкций отсутствуют);

– стенки проточной части считаются гидравлически гладкими поверхностями (рассматривается случай, когда отсутствует эрозионный износ и занос поверхностей солями);

– тепловой контакт между областями Ω_1 и Ω_2 считается идеальным.

Для области Ω_1 математическая модель состоит из следующей системы уравнений, описывающей нестационарное турбулентное движение вязкой жидкости:

– уравнения движения:

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho u_j u_i - \tau_{ij}\right) = \frac{\partial p}{\partial x_i} + S, \quad (2)$$

В уравнении (2) компоненты тензора напряжений для ньютоновской жидкости:

$$\tau_{ij} = 2\mu S_{ij} - \frac{2}{3}\mu \frac{\partial u_k}{\partial x_k}\delta_{ij} - \rho\overline{u_i' u_j'}, \quad (3)$$

и тензора скоростей деформации S_{ij}:

$$S_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right), \quad (4)$$

где δ_{ij} – оператор Кронекера; x_i – оси декартовой системы координат (i = 1, 2, 3); u_i – проекция вектора скорости $\bar{u}$ на ось x_i; p – статическое давление; t – время; μ – динамическая вязкость; ρ – плотность; S – источник объемных сил.

Турбулентные напряжения $-\rho\overline{u_i' u_j'}$, обусловленные наличием пульсационных составляющих вектора скорости u_i', u_j' определяются по следующим зависимостям:

$$-\rho\overline{u_i'u_j'} = 2\mu_t S_{ij} - \frac{2}{3}\left(\mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} + \rho k\right)\delta_{ij}; \tag{5}$$

– уравнение неразрывности:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho u_j\right) = 0; \tag{6}$$

– уравнение состояния: IAPWS-95 [14, 15];

– уравнение сохранения энергии:

$$\frac{\partial \rho h}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho h_i u_j + F_{h,\,j}\right) = \frac{\partial p}{\partial t} + u_j \frac{\partial p}{\partial x_j} + \tau_{ij}\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + Q, \tag{7}$$

где h – удельная энтальпия; λ − коэффициент теплопроводности; T − температура; Q – объемный источник тепла; $F_{h,\,j}$ – диффузионный поток тепла (вычисляется по формуле (8)):

$$F_{h,\,j} = -\lambda\frac{\partial T}{\partial x_j} - \frac{\mu_t}{\mathrm{Pr}_t}\frac{\partial h}{\partial x_j}, \tag{8}$$

где Pr_t − число Прантля, турбулентного.

Для области Ω_2 уравнение теплопроводности имеет вид:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a\cdot\nabla^2 T + \frac{q_v}{c\cdot\rho}, \tag{9}$$

где a – коэффициент температуропроводности:

$$a = \frac{\lambda}{c\cdot\rho}, \tag{10}$$

где λ – коэффициент теплопроводности; T – температура; t – время; q_v – удельный объемный тепловой поток; ρ – плотность; c – удельная теплоемкость.

Оператор Лапласа в декартовой системе координат записывается как:

$$\nabla^2 t = \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2}. \tag{11}$$

Система уравнений (2)−(11) приведена в общей форме, поскольку двумерная осисемметричная постановка применима только для объектов с осевой симметрией (труба круглого сечения), а конечной целью исследования является разработка методики для CFD расчетов ТВС, охлаждаемых водой СКД, где отсутствует осевая симметрия проточной части. Для тестовых задач часть параметров в приведенных уравнениях (2)−(11) равна нулю в силу принятых допущений.

Замыкающие соотношения

На внешней поверхности трубы (Γ_{22}) задается удельный тепловой поток q (граничное условие второго рода).

На граничных поверхностях (Γ_{32}, Γ_{42}, Γ_{21}) реализуются адиабатические граничные условия.

На граничной поверхности (Γ_{31}) задано условие первого рода для уравнения энергии: $T = T_{\text{вх}}$.

На входной поверхности Γ_{31} задано граничное условие первого рода:

$$u_3(r) = V_{\text{вх}}, \tag{12}$$

$$u_1(r) = u_2(r) = 0, \quad r \in \Gamma_{31}. \tag{13}$$

В уравнениях, описывающих турбулентное течение, на плоскости Γ_{31} задаются интенсивность I и длина перемешивания l.

На выходе из расчетной области задано граничное условие Γ_{41} второго рода:

$$\frac{\partial u_i}{\partial n} = 0, \quad r \in \Gamma_{41}, \tag{14}$$

где n − вектор, нормальный к поверхности Γ_{41}; i – номер оси декартовой системы координат (i = 1, 2, 3).

На поверхностях Γ_5 задано условие прилипания:

$$u_i(r) = 0, \quad r \in \Gamma_5. \tag{15}$$

В рамках данного исследования рассмотрено три модели турбулентности, которые показали наиболее близкие к экспериментальным данным распределения температур, давлений и коэффициентов теплоотдачи при моделировании тепломассообмена в каналах, охлаждаемых водой СКД: *k*-ω SST, RSM и V2F. Подробное описание этих моделей приведено в документации к используемому ПО star-ccm+ v.10.02 [17].

Сеточная модель

Для дискретизации расчетной области применялись двумерные структурированные сеточные модели. Пример топологии сеточной модели приведен на рис. 3 *в*. Все рассмотренные сеточные модели состоят из прямоугольных и квадратных ячеек. Сеточные линии во всех рассмотренных сеточных моделях пересекаются под прямым углом (90°).

Коэффициент разгона сетки, определяющий степень увеличения размеров ячеек в направлении перпендикулярном к границе Γ_5 (рис. 3), принимался равным 1,1 для всех рассмотренных сеточных моделей. Слой ячеек вблизи граничной поверхности Γ_5 в радиальном направлении состоит из 30–70 слоев ячеек в области Ω_1 и 3–7 слоев ячеек в области Ω_2. Размеры ячеек, прилегающих к граничной поверхности Γ_5, в области Ω_1 выбирались таким образом, чтобы величина безразмерного расстояния до стенки *Y*+ составляла 0,1–0,8.

В ядре потока форма сеточных элементов максимально приближена к квадратной, то есть в ядре потока вытянутых ячеек нет. Вытянутые прямоугольные ячейки имеются только вблизи граничной поверхности Γ_5.

Сеточные модели для областей Ω_2 и Ω_1 стыкуются на границе Γ_5 узел в узел (структурированный интерфейс). Что позволяет снизить погрешности при передаче данных на граничной поверхности Γ_5 при моделировании.

В рамках исследования сеточной сходимости рассмотрено 4 вложенных сеточных модели размерностью от 0,262 до 3,88 миллионов контрольных объемов. По результатам исследования сеточной сходимости показано, что размерность сеточной модели для данной задачи должна быть не менее 1,3 млн. к.о.

3. Верификация и валидация CFD модели канала круглого сечения, охлаждаемого водой СКД

В рамках верификации и валидации разрабатываемых CFD моделей выполнено моделирование теплогидравлических процессов в вертикальной трубе охлаждаемой водой СКД, рассмотренной в рамках экспериментальных исследований [18, 19]. Поперечное сечение трубы постоянно по всей ее длине. Внешний и внутренний диаметры трубы [19] составляют D_2 = 38,1 мм и D_1 = 25,4 мм соответственно. Длина обогреваемого участка – $L_{об}$ = 2 м. Течение теплоносителя – опускное. В [18, 19] приведены результаты пяти экспериментальных исследований пригодных для верификации моделей теплообмена в каналах круглого сечения, охлаждаемых водой СКД. Во всех пяти экспериментальных исследованиях рассматривались вертикальные трубы разной длины и диаметров с различными условиями подогрева и охлаждения водой СКД. Особое внимание в исследованиях [18, 19] уделено изучению влияния направления течения воды СКД в трубе (подъемное/опускное). Краткое описание основных характеристик экспериментальных исследований, рассмотренных в [18, 19], приведено в таблице 1. В таблице 1 символом «П» обозначено подъемное течение воды СКД в канале, а символом «О» − опускное.

Таблица 1

Описание основных характеристик экспериментальных исследований, рассмотренных в [18, 19]

Параметр	Условное обозначение	Размерность	Верификационные задачи				
			ВЗ1	ВЗ2	ВЗ3	ВЗ4	ВЗ5
Источник экспериментальных данных	–	–	[19]	[19]	[19]	[19]	[18]
Внутренний диаметр трубы	D_1	мм	25,4	25,4	25,4	25,4	10,0
Внешний диаметр трубы	D_2	мм	38,1	38,1	38,1	38,1	–
Длина обогреваемого участка трубы	$L_{об}$	м	2	2	2	2	4
Удельный массовый расход	$G_{вх}$	кг/с·м^2	820	380	892	380	1500
Температура воды СКД на входе в трубу	$T_{вх}$	°С	250	200	250	200	352
Давление воды СКД на выходе из трубы	$P_{вых}$	МПа	25	25	25	25	24,05
Удельный тепловой поток, подводимый к обогреваемому участку трубы	q	кВт/м^2	400	400	400	400	884
Направление течения воды СКД	–	–	П	П	О	О	П

С внешней стороны теплообменные трубы [18, 19] имеют теплоизоляцию. В экспериментальных исследованиях [18, 19] удельный тепловой поток q обеспечивается за счет электроподогрева.

В рамках валидации разработанной модели, согласно [20], были проведены исследования:

– сеточной сходимости. В рамках исследования сеточной сходимости рассмотрено 4 вложенных сеточных модели размерностью от 0,262 до 3,88 млн к.о. В результате исследований сеточной сходимости для тестовых задач ВЗ 1, ВЗ 2 и ВЗ 5 выбраны сеточные модели размерностью 1,38–2,93 млн к.о. (для модели размерностью 1,38–2,93 млн к.о. достигнута сеточная сходимость (рис. 4). Среднеквадратичное отклонение между результатами численных исследований с применением сеточных моделей 1,38–2,93 млн к.о. не превышает 1 % вдоль всего обогреваемого участка по всем рассмотренным параметрам (α, T_w, T_b и ΔP)). Для выбранных сеточных моделей максимальные значения Y+ меняется в диапазоне от 0,2 до 0,8. При этом толщина пристеночной ячейки в радиальном направлении составляет $2 \cdot 10^{-8}$–$6 \cdot 10^{-6}$;

– исследования влияния выбора стандарта и формы задания теплофизических свойств воды СКД, где рассмотрены стандарты теплофизических свойств воды СКД IAPWS-95 [15], IAPWS-IF97 [14], заданные в табличной и полиномиальной форме. Как показали исследования (рис. 5), применение исходных данных о теплофизических свойствах воды СКД, полученных на основе стандартов теплофизических свойств воды СКД IAPWS-95, IAPWS-IF97, заданных в табличной и полиномиальной форме показывает практически равнозначные результаты моделирования целевых параметров (α, T_w, T_b и ΔP). Среднеквадратическое отклонение между распределениями целевых параметров, полученных с использованием различных стандартов и форм задания теплофизических свойств воды СКД, не превышает 0,8 % во всей расчетной области. Скорость счета для всех рассмотренных численных исследований различается незначительно;

– исследования влияния значения турбулентного числа Прандтля (Pr_t), где рассмотрены Pr_t = 0,8, Pr_t = 0,9 и Pr_t = 1,2. Как показали исследования, изменение значения турбулентного числа Прандтля приводит к равномерному смещению характеристик α(Y), $T_w(Y)$ и $T_b(Y)$ вдоль осей ординат (α, T_w и T_b, соответственно) без изменения наклона характеристик. Характеристика гидравлических сопротивлений ΔP при изменении значения турбулентного числа Прандтля остается практически неизменной. При этом, расчетные зависимости α(Y), $T_w(Y)$ и $T_b(Y)$, полученные при Pr_t = 1,2, хорошо воспроизводят экспериментальные данные на выходе из обогрева-

емого участка, а зависимости, полученные при $Pr_t = 0,8$, хорошо воспроизводят экспериментальные данные на входе в обогреваемый участок (рис. 6). В этой связи задание различных значений постоянного во всей расчетной области турбулентного числа Прандтля (Pr_t) можно рассматривать лишь как дополнительный способ калибровки модели. Для получения более реалистичных оценок распределения параметров вдоль обогреваемого участка на последующих этапах исследования необходима доработка разработанной модели с учетом реалистичного изменения Pr_t в обогреваемом канале. Для всех последующих численных исследований на данном этапе будут применяться стандартные настройки модели турбулентности для докритической области $Pr_t = 0,9$. На последующих этапах исследования предполагается доработка модели с учетом реалистичного изменения Pr_t в канале, охлаждаемом водой СКД;

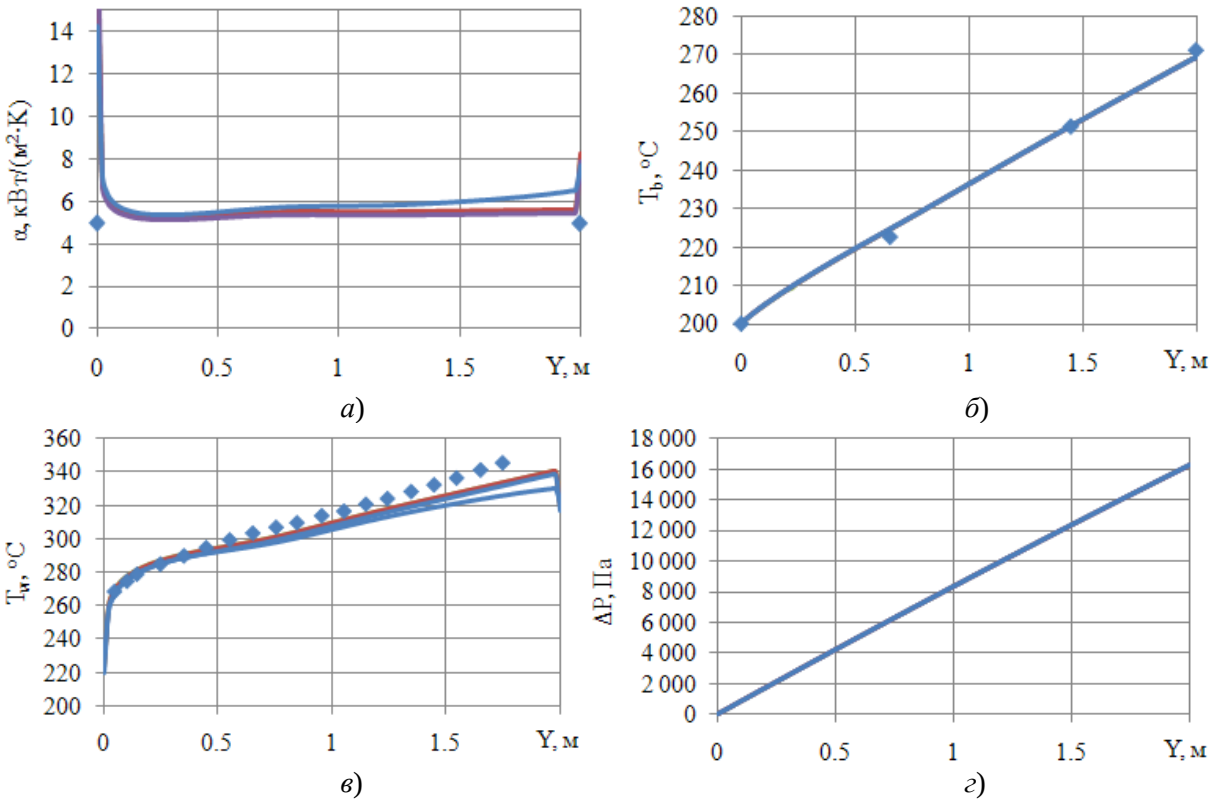
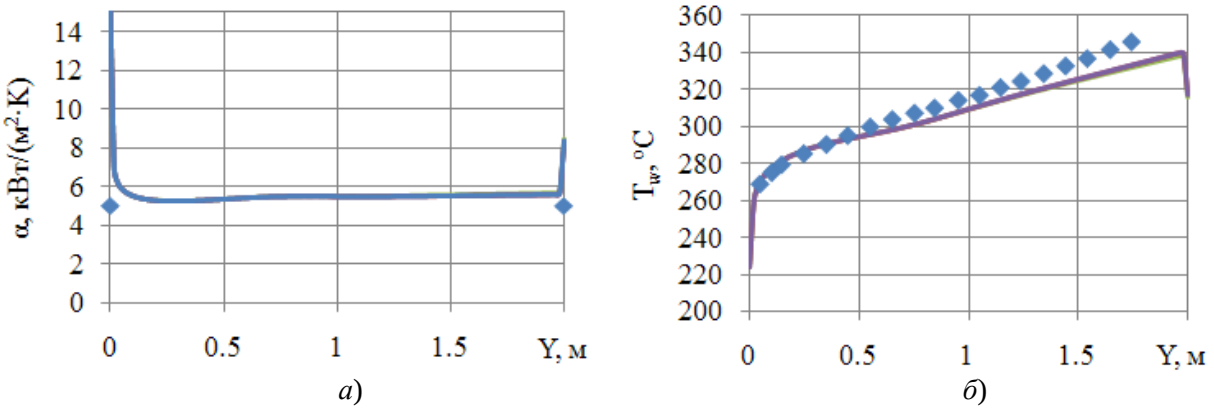


Рис. 4. Распределения параметров вдоль подогреваемого участка (*Y*) (тестовая задача В34), полученные в результате экспериментальных исследований и численных исследований с применением *k*-ω SST модели турбулентности и различных сеточных моделей:

◆ – экспериментальные данные; — – сеточная модель размерностью 0,26 млн. к.о.; — – сеточная модель размерностью 0,65 млн. к.о.; — – сеточная модель размерностью 1,74 млн. к.о.; — – сеточная модель размерностью 8,88 млн. к.о.; *а* – распределение коэффициента теплоотдачи; *б* – распределение средней температуры воды СКД по сечению трубы (T_b); *в* – распределение температур внутренней поверхности трубы (T_w); *г* − распределения падения давления ($\Delta P = P - P_{min}$) воды СКД

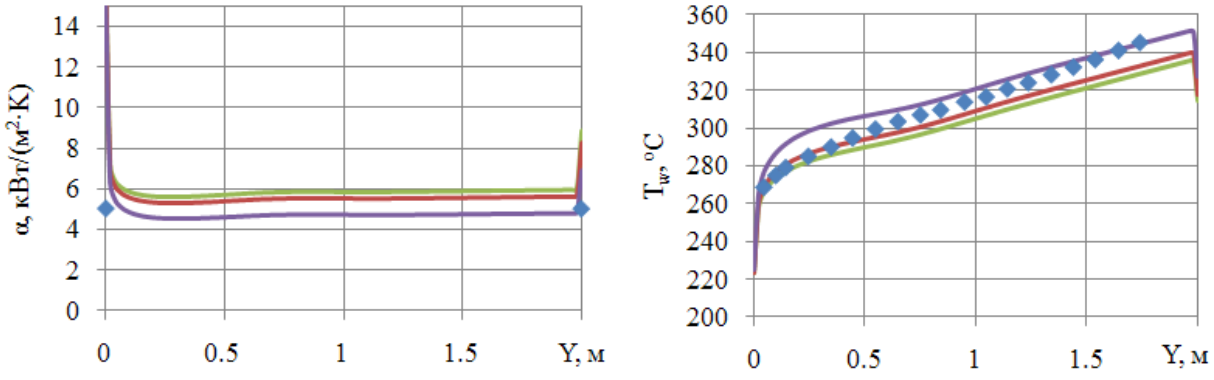
– влияния выбора модели турбулентности, в рамках которого рассматривались три модели турбулентности: *k*-ω SST, RSM и V2F [17]. Основные результаты исследования приведены на рис. 7. Из анализа рис. 7 можно сделать вывод, что применение *k*-ω SST модели в четырех из пяти тестовых задач позволило получить наиболее близкие к экспериментальным данные по сравнению с результатами моделирования с применением RSM и V2F моделей турбулентности. При этом скорость счета при применении *k*-ω SST модели в 1,4–2 раза больше, чем при применении RSM и V2F моделей.



а) *б*)

Рис. 5. Распределения параметров вдоль подогреваемого участка (*Y*) (тестовая задача В34), полученные в результате экспериментальных исследований и численных исследований с применением *k*-ω SST модели турбулентности с табличной и полиномиальной формой задания теплофизических свойств воды СКД согласно стандартам IAPWS-95, IAPWS-IF97:

◆ – экспериментальные данные; — – IAPWS-95 (таблица); — – IAPWS-95 (полином); — – IAPWS-IF97 (полином); — – IAPWS-IF97 (таблица); *а* – распределение коэффициента теплоотдачи; *б* – распределение температуры внутренней поверхности трубы (T_w)



а) *б*)

Рис. 6. Распределения температуры внутренней поверхности трубы (T_w) вдоль подогреваемого участка (*Y*) (тестовая задача В34), полученные в результате экспериментальных исследований и численных исследований с применением *k*-ω SST модели турбулентности при различных значениях Pr_t:

◆ – экспериментальные данные; — – Pr_t = 0,8; — – Pr_t = 0,9; — – Pr_t = 1,2

Все три модели (*k*-ω SST, RSM и V2F) качественно показывают наличие РУТ (рис. 7 б) в канале и хорошо описывают распределения температуры воды СКД T_b и перепада давления ΔP в обогреваемом канале, как в режиме ухудшенного теплообмена, так и в режиме нормального теплообмена. Погрешность определения распределения T_b не превышает 1,3 % на всем протяжении канала. Однако, по величине коэффициента теплоотдачи α и температуры внутренней поверхности трубы T_w между результатами моделирования с применением различных моделей турбулентности и экспериментальными данными наблюдается значительное количественное расхождение (до 68 %). Самые близкие к экспериментальным данным результаты моделирования были получены с применением RSM модели турбулентности. Однако погрешности моделирования целевых параметров с применением RSM модели турбулентности также достаточно велики, что не позволяет использовать данную модель без дальнейших исследований для прогнозирования температур теплообменных поверхностей в РУ.

Таким образом, для проведения CFD расчетов можно рекомендовать в качестве базовой модели турбулентности использовать *k*-ω SST (преимущественно для режимов нормального теплообмена) с учетом необходимости доработки модели для ее применения с целью количественного прогнозирования параметров (α, T_w, T_b и ΔP) в РУТ. Для этого, согласно выводам обзора литературы, необходимо учесть нестационарную природу явлений, характерных для режимов ухудшенного теплообмена, а также учесть переменность значений турбулентных чисел Прандтля в расчетной области и особенности моделирования кинетической энергии турбулентности вблизи теплообменных поверхностей.

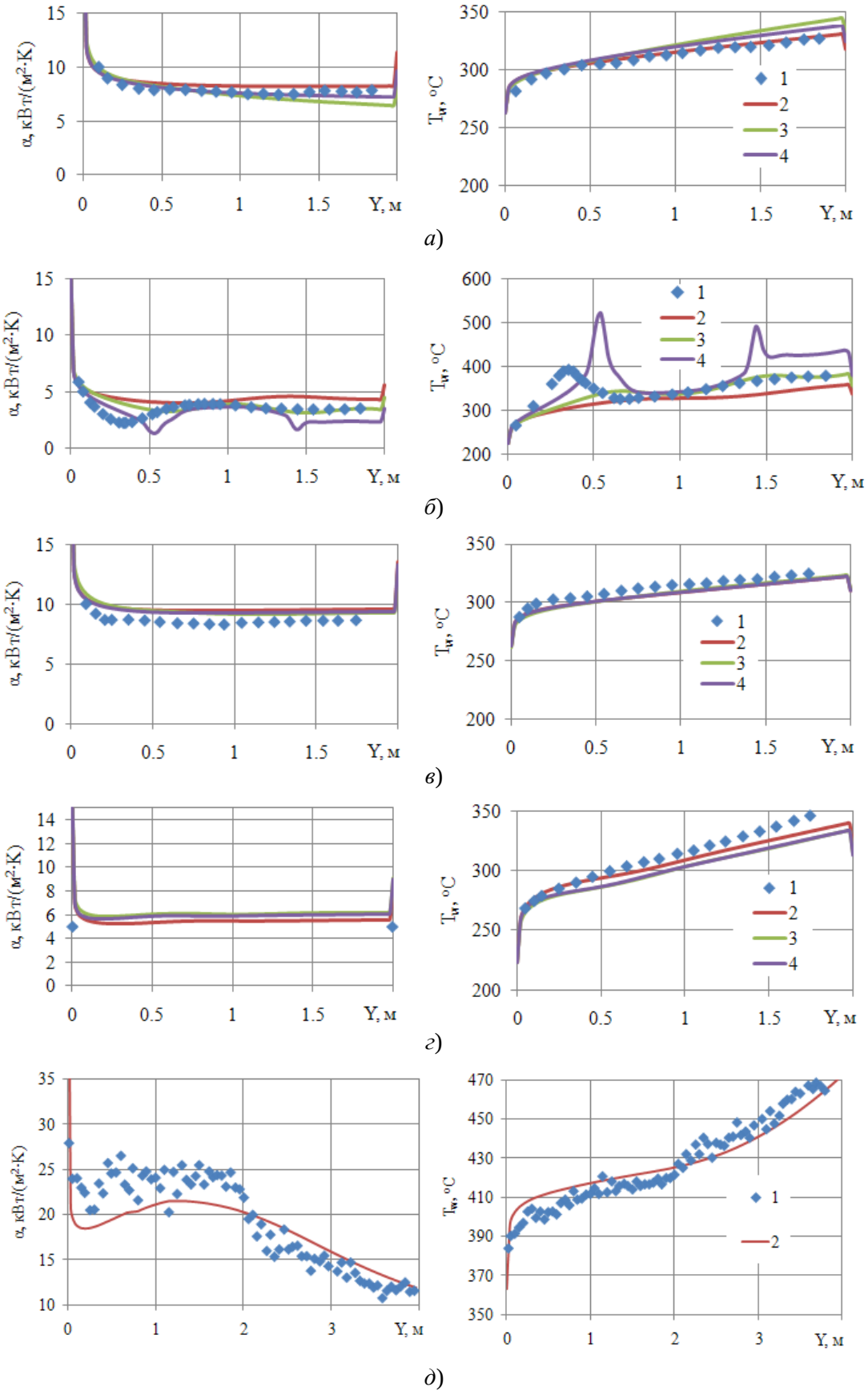


Рис. 7. Распределения температуры внутренней поверхности трубы (T_w) и коэффициента теплоотдачи (α) вдоль подогреваемого участка (Y) для верификации задач В31–В35, полученные экспериментально и в результате моделирования с применением различных моделей турбулентности:

◆ – экспериментальные данные; — – k-ω SST; — – RSM; — – V2F;
а – В31; *б* – В32; *в* – В33; *г* – В34; *д* – В35;

В рамках верификации модели в соответствии с [20] проведено сопоставление экспериментальных данных [18, 19] по целевым параметрам α, T_w и T_b с результатами моделирования (рис. 7). Параметры модели для верификационных исследований в соответствии с [20] были выбраны на основе рекомендаций, приведенных в открытых публикациях (рассмотрены в рамках обзора литературы), и результатов валидации модели (топология и размерность сеточной модели, модель турбулентности, источник данных о теплофизических свойствах воды СКД, величина турбулентного числа Прандтля и др.).

Отклонение результатов моделирования от экспериментальных данных оценивалось по двум нормам: δF^{cp} и $\delta F^{\max}$. Норма δF^{cp} (16) позволяет оценить среднеквадратическое отклонение массива данных, полученных экспериментально, а норма $\delta F^{\max}$ (17) оценивает локальное максимальное расхождение соответствующих расчетных и экспериментальных данных. Результаты сравнения представлены в Таблице 2.

$$\delta F^{cp} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{N}\left(F_i^{\exp} - F_i^{comp}\right)^2}{\sum_{i=1}^{N}\left(F_i^{\exp}\right)^2}}, \qquad (16)$$

где i – текущее значение точки; N – общее количество экспериментальных точек; exp – экспериментальные данные; *comp* – расчетные данные; F – целевой параметр (α, T_w, T_b); *cp* – среднеквадратичное значение.

$$\delta F^{\max} = \max\left(\left|\frac{F_i^{\exp} - F_i^{comp}}{F_i^{\exp}}\right|,\ i = 1, 2, \ldots N\right), \qquad (17)$$

где max – максимальное значение.

Таблица 2

Оценка погрешностей моделирования для тестовых задач В31–В35 с применением *k*-ω SST модели турбулентности

Целевой параметр	Норма	Величина погрешности для тестовых задач, %				
		В31 (РНТ)	В32 (РУТ)	В33 (РНТ)	В34 (РНТ)	В35 (РНТ)
α	$\delta\alpha^{cp}$	6,4	28,3	9,5	10,0	10,6
	$\delta\alpha_{\max}$	10,4	91,1	12,0	–	22,0
T_w	δT_w^{cp}	1,5	6,7	4,8	1,7	1,4
	$\delta T_w^{\max}$	4,5	28,5	5,8	3,6	3,0
T_b	δT_b^{cp}	–	1,1	–	0,5	0,05
	$\delta T_b^{\max}$	0,4	1,3	0,1	0,8	0,1

Проведенные в соответствии с [20] верификационные исследования показали (таблица 2), что разработанная модель позволяет прогнозировать в режиме нормального теплообмена (РНТ) изменение целевых параметров объекта исследования с точностью (0,4–10,0) % (с локальными выбросами до 22,0 % по α в тесте В35, что связано с высокой дисперсией экспериментальных данных). Погрешности моделирования параметров T_w и T_b для РНТ не превышают 5,8 и 0,8 %, соответственно.

В режиме ухудшенного теплообмена (РУТ) распределение рассмотренных целевых параметров (α, T_w, T_b) моделируется только качественно (рис. 7 *б*). Все три рассмотренные модели (*k*-ω SST, RSM, V2F) позволяют определить наличие РУТ. При этом, количественное расхождение экспериментальных и расчетных данных при использовании *k*-ω SST модели достигает 28,3 % (с локальными выбросами до 91,1 % по α). Модели RSM и V2F позволяют моделировать параметры в РУТ (рис. 7 *б*) с намного меньшими погрешностями. Самые близкие к экспериментальным данным результаты моделирования были получены с применением RSM модели турбулентности (в среднем по α 14 % с локальными выбросами до 79 %). Однако точность моделирования теплообмена все еще недостаточна для применения этой модели при моделировании РУТ в РУ СКД. Для применения модели в режимах ухудшенного теплообмена она должна быть доработана на последующих этапах исследования в части:

− переменного числа Прандтля;
− доработки моделей турбулентности с целью возможности их применения для моделирования теплообмена в каналах, охлаждаемых водой СКД
− учет влияния нестационарности процессов в РУТ и т.д.

Заключение

В рамках настоящего исследования разработана CFD модель канала, охлаждаемого водой СКД (труба круглого сечения). Были даны рекомендации по выбору параметров модели (топология и размерность сеточной модели, модель турбулентности, источник данных о теплофизических свойствах воды СКД, величина турбулентного числа Прандтля) на основе рекомендаций, приведенных в открытых публикациях, и результатов валидации модели. Проведенные в соответствии с [20] верификационные исследования показали, что разработанная модель позволяет прогнозировать в режиме нормального теплообмена изменение целевых параметров объекта исследования с погрешностью (0,4–10,0) %. Погрешность моделирования рассматриваемых параметров укладывается в погрешность экспериментальных данных, характерную для измерения параметров теплообмена в жидкостях СКД.

Разработанная модель позволяет качественно определить наличие РУТ в канале. Однако, для применения модели в режимах ухудшенного теплообмена в РУ СКД она не пригодна (погрешность моделирования α достигает 91,1 %) и должна быть доработана на последующих этапах исследования, в то числе с учетом приведенных в статье рекомендаций.

Список литературы

1. Блинков В.Н., Габараев Б.А., Мелихов О.И., Соловьев С.Л. Нерешенные проблемы тепло- и массообмена водоохлаждаемых реакторных установок со сверхкритическими параметрами теплоносителя: Препринт НИКИЭТ ЕТ-08/76. – М.: НИКИЭТ, 2008.
2. The Generation IV International Forum (GIF), URL: https://www.gen-4.org/gif/jcms/-c_9260/public.
3. Alekseev P., Semchenkov Y., Sedov A., Sidorenko V., Silin V., Mokhov V., Nikitenko M., Makhin V., Churkin A. Conceptual Proposals on Reactor VVER-SCW Developed on the Basis of Technologies of VVER and Steam-Turbine Installations at Supercritical Parameters // The 7th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-7). – Helsinki, Finland, March 15–18, 2015. – Paper 2055.
4. Махин В.М., Мохов В.А., Беркович В.Я., Никитенко М.П., Чуркин А.Н., Лапин А.В., Кириллов П.Л., Баранаев Ю.Д., Глебов А.П. Концептуальные предложения по стенду-прототипу реактора ВВЭР-СКД // Тяжелое машиностроение. – 2015. – № 7–8. – С. 45–51.
5. Блинков В.Н., Габараев Б.А., Мелихов О.И., Соловьев С.Л. Нерешенные проблемы тепло- и массообмена водоохлаждаемых реакторных установок со сверхкритическими параметрами теплоносителя: Препринт ЕТ-08/76. – М.: НИКИЭТ, 2008.
6. Мохов В.А., Васильченко И.Н., Никитенко М.П., Махин В.М., Лапин А.В., Четвериков А.Е., Чуркин А.Н., Аникеев Ю.А., Шмелев С.В. Проблемные вопросы по активной зоне корпусного реактора со сверхкритическими параметрами теплоносителя (ВВЭР-СКД) // Тяжелое машиностроение. – 2014. – № 9. – С. 2–6.
7. Pioro I.L., Duffey R.B. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. – New-York: ASMEpress, 2007.
8. Курганов В.А., Зейгарник Ю.А., Маслакова И.В., Иванов Ф.П. Теплообмен и сопротивление в трубах при сверхкритических давлениях теплоносителя: Препринт ОИВТ РАН № 2507. – М.: ОИВТ РАН, 2011.
9. Cheng, X., Yang, Y.H., Huang, S.F. A Simplified Method for Heat Transfer Prediction of Supercritical Fluids in Circular Tubes // Annals of Nuclear Energy. – 2009. – Vol. 36. – P. 1120–1128.
10. Mokry S., Pioro I., Farah A. et al. Development of Supercritical Water Heat-Transfer Correlation for Vertical Bare Tubes // Nuclear Engineering and Design. – 2011. – Vol. 241. – P. 1126–1136.
11. Деев В.И., Рачков В.И., Харитонов В.С., Чуркин А.Н. Анализ соотношений для расчета нормальной теплоотдачи к потоку воды сверхкритического давления в вертикальных трубах // Атомная энергия. – 2015. – Т. 119. – № 3. – С. 138–144.
12. Churkin A., Bilbao y León S., Yamada K., Analysis of the IAEA Benchmark Exercise on Steady State Flow in a Heated Pipe With Supercritical Water // In: Proceedings of the International Con-

gress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP-2011). – Nice, France, May 2–5, 2011. – Paper 11367.
13. Blind A., Rohde M., Peeters J.W.R., Pucciarelli A. et al. Numerical Benchmark Study on Supercritical Water Heat Transfer Experiments in a 7-Rod Bundle // The 7th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-7). – Helsinki, Finland, March 15–18, 2015. – Paper 2044.
14. Fernandez-Prini R., Dooley R.B. The International Assosiation for the Properties of Water and Steam // Release on the IAPWS Industrial Formulation 1997 for the Thermodynamic Properties of Water and Steam. – Erlangen. Germany. 1997. – 48 p.
15. Wagner W., Prub A. The IAPWS Formulation 1995 for the Thermodynamic Properties of Ordinary Water Substance for General and Scientific Use // Lehrstuhl fu¨r Thermodynamik, Ruhr-Universitat Bochum, D-44780 Bochum, Germany. 2002. – 149 p.
16. Самарский А.А., Гулин А.В. Численные методы. – М.: Наука, 1989.
17. CD-adapco Inc. USER GUIDE STAR-CCM+ Version 10.02, 2015. – 12360 p.
18. Kirillov P., Pomet'ko R., Smirnov A. Grabezhnaia V. Experimental Study on Heat Transfer to Supercritical Water Flowing in 1- and 4-m-Long Vertical Tubes // Proceedings of GLOBAL 2005. – Tsukuba, Japan, Oct. 9–13, 2005. – Paper 518.
19. Watts M.J. Heat Transfer to Supercritical Pressure Water: Mixed Convection with Upflow or Downflow in a Vertical Tube // PhD Thesis, University of Manchester (1980).
20. Best Practice Guidelines for the Use of CFD in Nuclear Reactor Safety Applications. NEA/CSNI/R, 2007. – 154 p.

Измерение эффективности очистки воздуха систем вентиляции АЭС йодидными фильтрами с использованием фреона

Ягодкин И. В., Посаженников А. М.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, ivya@ippe.ru

Аннотация

В докладе представлено описание методики, оборудования и проведения приемочных испытаний йодных фильтров-адсорберов после их монтажа в вентсистему на эффективность очистки вентиляционного воздуха от различных форм радиоактивного йода для контроля герметичности, целостности йодных фильтров-адсорберов, а также проверки работоспособности системы и ее готовности выполнять функции очистки. Измерение эффективности йодного фильтра-адсорбера проводится в качестве последнего испытания фильтрационного оборудования перед вводом его в эксплуатацию. Герметичность йодного фильтра-адсорбера на месте в вентсистеме можно проверить одним из двух способов: радиоактивным метилйодидом или фреоном (или другим альтернативным газом). Поскольку первый способ требует применения радиоактивных изотопов, то наиболее часто применяется второй способ – проверка смонтированного в вентсистему йодного фильтра-адсорбера с использованием фреона.

Проведена метрологическая аттестация Методики в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» и ее регистрация фондом по ОЕИ ФР.1.31.2014.19004. Данная Методика введена в действие приказом ОАО «Концерн Росэнергоатом».

Ключевые слова: радиационная безопасность, радиоактивный йод, вентиляционная система, фильтрационное оборудование, аэрозольные фильтры, сорбер, йодный фильтр-сорбер.

Фильтрационное оборудование (аэрозольные фильтры и адсорберы) в вентсистемах АЭС является последним барьером в обеспечении радиационной безопасности окружающей среды от распространения радиоактивности с АЭС.

Одним из продуктов деления, представляющих высокую экологическую опасность и которому уделяется огромное внимание, является радиоактивный йод. Именно, по выбросу радиоактивного йода в окружающую среду (таблица 1) в настоящее время международная классификация аварий на объектах атомной промышленности.

Таблица 1

Международная шкала ядерных событий

Событие	Уровень	Название	Выброс ^{131}I в окружающую среду, ТБк
Авария	7	Глобальная авария	$> 10^5$
	6	Тяжелая авария	10^4
	5	Авария с риском для окружающей среды	10^3
	4	Авария в пределах АЭС	10^2
Инцидент	3	Серьезное происшествие	–
	2	Происшествие средней тяжести	–
Аномалия	1	Незначительное происшествие	–
Отклонение	0	Не имеет значения с точки зрения безопасности	–

В настоящее время известно о существовании 14 нуклидов йода, из которых только один ^{127}I является стабильным. При долговременной выдержке ТВЭЛов все короткоживущие нуклиды йода распадаются и в топливе, в основном, остаются в зависимости от времени выдержки либо два – ^{127}I и ^{129}I, либо три нуклида – ^{127}I, ^{129}I и ^{131}I.

При этом радиоактивный иод может попасть в окружающую среду в различных химических формах. В связи с этим на всех без исключения АЭС уделяется большое внимание локализации соединений радиоактивного йода.

Для локализации радиоактивного йода, находящегося в различных химических формах, из газовой среды широкое применение имеют сорбенты на основе активированного угля.

На Российских и зарубежных АЭС активированный уголь используется в фильтрах-адсорберах различной конструкции. В вентсистемах действующих АЭС в России применяются фильтры-адсорберы типа АУ-1500, АУИ-1500, АУИ-1500ВМ, представленные на рис. 1.

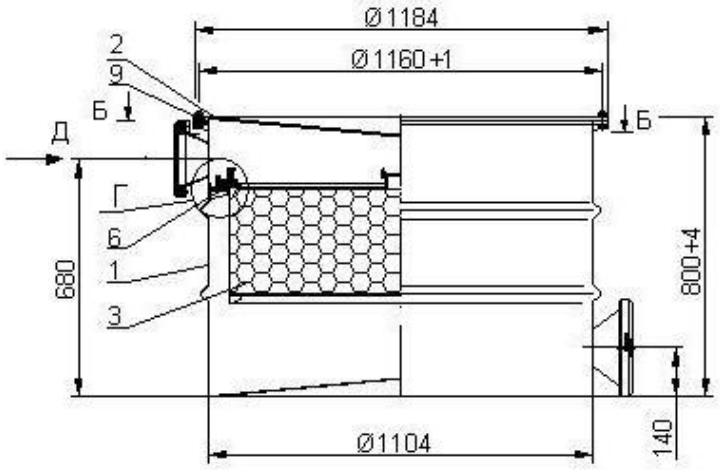


Рис. 1. АУИ-1500ВМ:
1 – корпус; 2 – крышка; 3 – модуль насыпной; 4 – хомут; 5 – хомут;
6 – уплотнение; 7 – заглушка; 8 – фланец; 9 – уплотнение; 10 – прижим

На строящихся АЭС нового поколения используют установки фильтровальные комбинированные (УФК), представленные на рис. 2.

Так как фильтрационное оборудование (аэрозольные фильтры и адсорберы) в вентсистемах АЭС является последним барьером в обеспечении радиационной безопасности окружающей среды, этому оборудованию как за рубежом, так и в нашей стране уделяется огромное внимание.

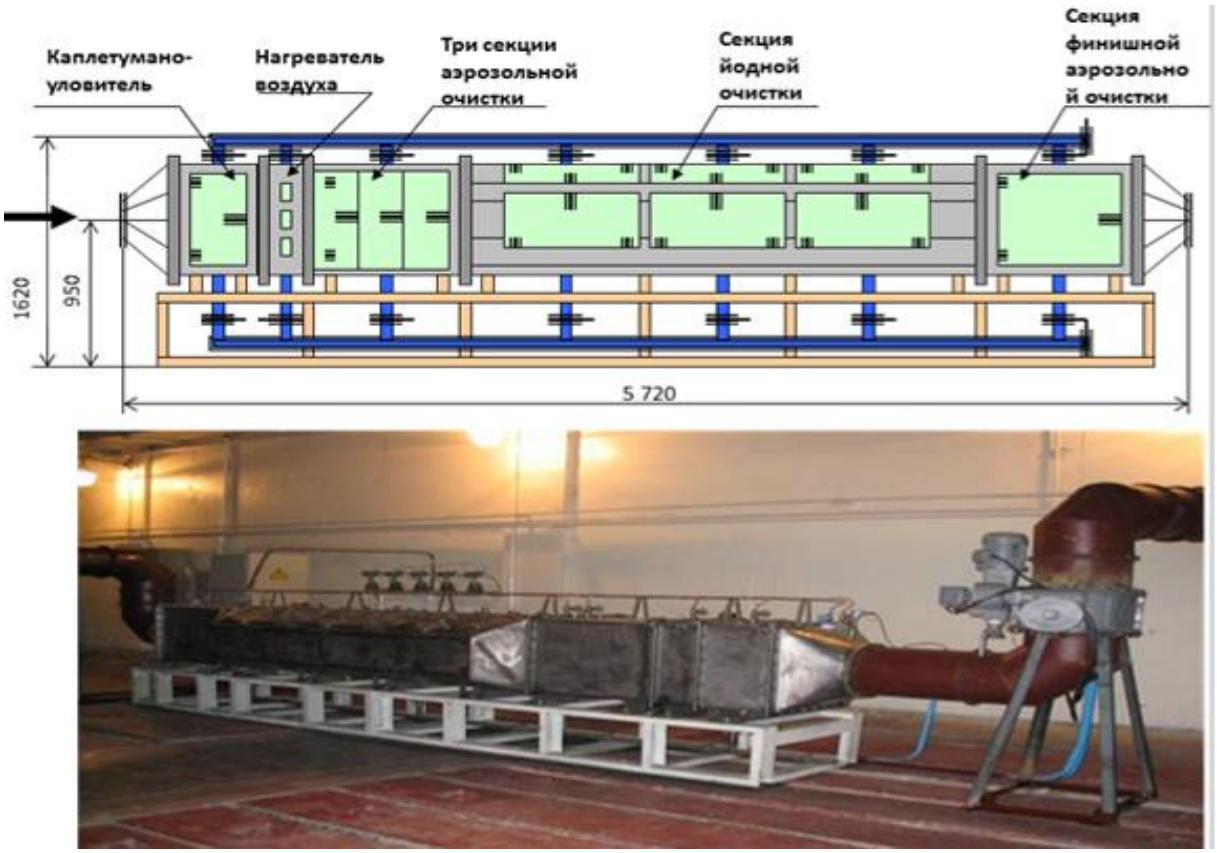


Рис. 2. УФК-3500

В связи с этим были разработаны Федеральные нормы «Правила устойства и эксплуатации систем вентиляции, важных для безопасности атомных станций» – НП-036-02, которые ***были введены в действие 10 апреля 2003 года***.

Последующая редакция этих Норм – НП-036-05 была введена в действие с 1 мая 2006 г. взамен НП-036-02.

Хотя до сих пор на АЭС эти федеральные нормы в полной мере не выполняются.

Таблица 2

Технические характеристики сменного модуля йодной секции УФК с угольным сорбентом

Параметр	Значение
Номинальный расход	1500 м^3/ч
Эффективность очистки: – по молекулярному йоду – по метилйодиду	 99,9 % 99,0 %
Рабочая температура	150 °С
Масса	250 кг
Аэродинамическое сопротивление при номинальном расходе воздуха	1500 Па

В соответствии с требованиями НП-036-05 должны быть проведены приемочные испытания йодных фильтров-адсорберов после их монтажа в вентсистему на эффективность очистки для контроля герметичности, целостности йодных фильтров-адсорберов, проверки работоспособности системы и готовности их выполнять функции очистки вентиляционного воздуха от различных форм радиоактивного йода.

Измерение эффективности йодного фильтра-адсорбера проводится в качестве последнего испытания фильтрационного оборудования перед вводом его в эксплуатацию.

Контроль герметичности йодных фильтров-адсорберов производится:

– в процессе проведения приемочных испытаний системы вентиляции, в целом, после её монтажа, а также после реконструкции или ремонта вентсистемы;

– после каждой замены отработавших йодных фильтров-адсорберов;

– после аварийного инцидента;

– периодически в процессе эксплуатации йодных фильтров-адсорберов, по крайней мере, не менее одного раза за цикл эксплуатации.

Герметичность йодного фильтра-адсорбера на месте в вентсистеме можно проверить одним из двух способов:

– радиоактивным метилйодидом;

– фреоном или другим альтернативным газом.

Радиоактивный метилйодид или фреон подаются в очищаемый воздух в воздуховод перед входом в адсорбер.

Первый способ требует применения радиоактивных изотопов. Персонал должен быть специально подготовленным, иметь лицензию на соответствующие работы, чтобы обеспечить требуемое качество выполнения испытаний. Поэтому наиболее часто применяемым является второй способ – проверка смонтированного в вентсистему йодного фильтра-адсорбера с использованием фреона.

Принципиальная схема испытаний йодных фильтров-адсорберов с использованием фреона представлена на рис. 3. В качестве испытательного вещества применяется фреон R-11 (фтортрихлорметан) или 1,1,2,2 тетрахлордифторэтан, который дозируется на протяжении минимум 0,5 часа – в трубопровод перед йодным фильтром-адсорбером.

В испытаниях фреон подается в воздуховод на входе в фильтр-адсорбер при номинальном расходе воздуха. При этом должны быть обеспечены условия для хорошего перемешивания фреона в воздушном потоке. На входе и выходе йодного фильтра-адсорбера отбираются пробы из прокачиваемого воздуха. Для отбора проб воздуха используются штатные пробоотборные стенды и ёмкости для отбора проб фильтруемого воздуха с фреоном на входе и выходе фильтров-адсорберов.

Рис. 3. Внешний вид сменного модуля йодной секции УФК с угольным сорбентом

Принципиальная схема пробоотборного стенда при проведении испытаний йодного фильтра на эффективность представлена на рис. 4.

Пробы воздуха отбираются в пробоотборные устройства, которые затем передаются в химическую лабораторию для определения концентрации фреона в пробах.

Концентрация фреона измеряется с помощью газового хроматографа типа «Кристаллюкс-4000М» с захват-электронным детектором.

Проскок фреона в сорбере оценивается по формуле:

$$P = (N_{вых}/N_{вх})\cdot 100\ \%, \quad (1)$$

где P – проскок фреона, %; $N_{вых}$, г/м^3 – концентрация фреона в воздушном потоке на выходе из сорбера; $N_{вх}$, г/м^3 – концентрация фреона в воздушном потоке на входе в сорбер.

Измеренная эффективность очистки воздуха в фильтре-адсорбере от фреона рассчитывается по формуле:

$$E_{измер.\ фреон} = [(N_{вх} - N_{вых}) / N_{вх}]\ 100\ \%, \quad (2)$$

Испытания фильтров-сорберов, смонтированных в вентсистему, считаются удовлетворительными, если полученные значения эффективности по измеренным данным удовлетворяют условию:

$$E_{измер.\ фреон} \geq E_{задан.\ фреон},$$

где $E_{измер.\ фреон}$ – измеренная величина эффективности очистки воздуха в фильтре-адсорбере от фреона по формуле (2); $E_{задан.\ фреон}$ – величина, определенная в специальных лабораторных стендовых испытаниях путем измерения эффективности поглощения фреона слоем сорбента той же марки, что и в фильтре-адсорбере.

Испытания проводятся при параметрах, соответствующих параметрам эксплуатации йодного фильтра-адсорбера в вентсистеме АЭС (рис. 5).

Методика «Измерение эффективности очистки вентиляционного воздуха систем вентиляции АЭС йодными фильтрами с использованием фреона» (МТ 1.2.6.2.0228-2015) разработана АО «ГНЦ РФ – ФЭИ в 2015 году.

Проведена метрологическая аттестация Методики в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ». Свидетельство о метрологической аттестации № 0001.310054/123-027-215 от 20.08.2015. Методика зарегистрирована фондом по ОЕИ ФР.1.31.2014.19004. Введена в действие приказом ОАО «Концерн Росэнергоатом».

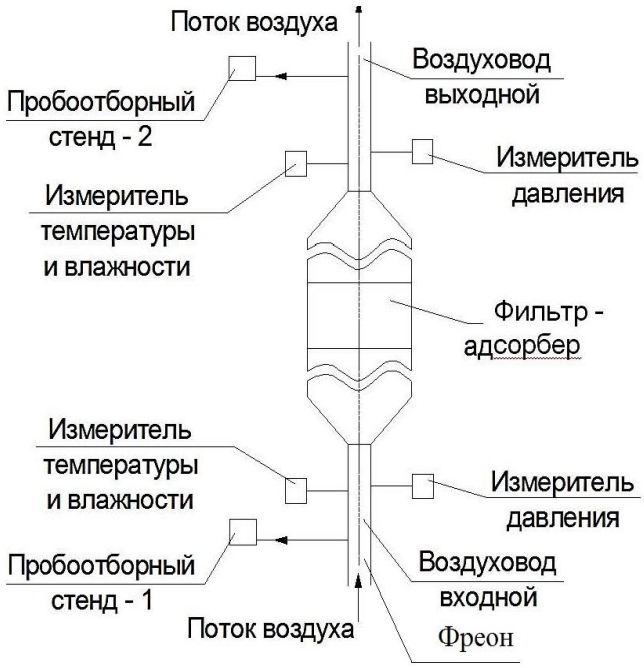


Рис. 4. Схема испытания йодных фильтров-адсорберов на эффективность

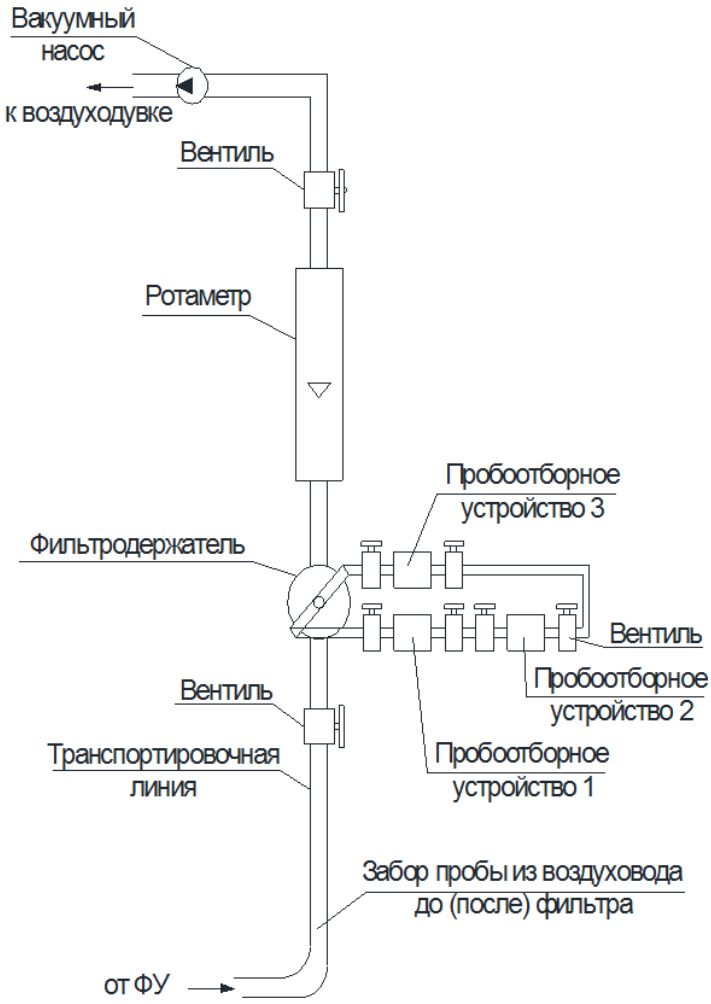


Рис. 5. Схема пробоотборного стенда для испытания йодных фильтров-адсорберов на эффективность (штатные пробоотборные стенды вентсистем АЭС)

Сопоставление поглощающей способности йодидных фильтров-сорбентов по радиоактивному метилйодиду и фреону

Ягодкин И. В., Посаженников А. М., Саутин С. А., Исаев А. Ю.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, ivya@ippe.ru

Аннотация

Данная работа посвящена подготовке и проведению стендовых испытаний по сопоставлению поглощающей способности йодных фильтров-адсорберов по радиоактивному метилйодиду и фреону в обоснование разработанной методики: «Измерение эффективности очистки вентиляционного воздуха систем вентиляции АЭС йодными фильтрами с использованием фреона» (МТ 1.2.6.2. 0228-2015).

Разработаны методики стендовых испытаний российского сорбента марки ВСК-5ИК по измерению его поглощающей способности по отношению к радиоактивному метилйодиду и фреону.

Проведены испытания по измерению поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК радиоактивного метилйодида и фреона в одинаковых условиях.

На основе сопоставления результатов испытаний по измерению поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК радиоактивного метилйодида и фреона в одинаковых условиях разработаны рекомендации по применению фреона для испытаний йодных фильтров-адсорберов после их монтажа в вентсистемах АЭС.

Ключевые слова: радиационная безопасность, радиоактивный йод, вентиляционная система, фильтрационное оборудование, аэрозольные фильтры, сорбер, йодный фильтр-сорбер.

Фильтрационное оборудование (аэрозольные фильтры и адсорберы) в вентсистемах АЭС является последним барьером в обеспечении радиационной безопасности окружающей среды от распространения радиоактивности с АЭС.

Одним из продуктов деления, представляющих высокую экологическую опасность и которому уделяется огромное внимание, является радиоактивный йод.

Для локализации радиоактивного йода, находящегося в различных химических формах, из газовой среды в России и в мировой практике широко используются противойодные фильтры-адсорберы, снаряженные сорбентами на основе активированных углей.

В соответствии с требованиями НП-036-05 «Правила устройства и эксплуатации систем вентиляции, важных для безопасности атомных станций» после монтажа или реконструкции элементов систем вентилляции должны быть проведены приемочные испытания.

При монтаже йодного фильтра-адсорбера должна быть исключена возможность перетечки очищаемого воздуха от радиоактивного йода мимо фильтра-адсорбера. Утечки очищаемого воздуха в адсорбере могут быть следствием ряда причин:

– некачественный монтаж фильтра-асорбера;

– дефекты в корпусе фильтра-адсорбера (повреждение сварных швов, повреждение уплотнительных прокладок);

– плохая техника заполнения адсорбера сорбентом, пульсации расхода воздуха, вибрации и другие причины.

Герметичность йодного фильтра-адсорбера на месте в вентсистеме можно проверить одним из двух способов:

– радиоактивным метилйодидом;

– фреоном или другим альтернативным газом.

Фреон или радиоактивный метилйодид подаются в очищаемый воздух в воздуховод перед входом в адсорбер.

Испытания противойодных фильтров-адсорберов с помощью радиоактивного метилйодида является достаточно сложной, проблематичной задачей. В мировой практике (США, Италия) для этих испытаний используют тестовый газ – фреон. В связи с этим в России в 2015 году разработана Методика измерения эффективности очистки вентиляционного воздуха систем вентиляции, важных для безопасности АЭС йодными фильтрами – адсорберами, с использованием фреона.

Данная работа посвящена подготовке и проведению стендовых испытаний по сопоставлению поглощающей способности йодных фильтров-адсорберов по радиоактивному метилйодиду и фреону в обоснование разработанной методики: «Измерение эффективности очистки вентиляционного воздуха систем вентиляции АЭС йодными фильтрами с использованием фреона» (МТ 1.2.6.2. 0228-2015).

Разработаны методики стендовых испытаний российского сорбента марки ВСК-5ИК по измерению его поглощающей способности по отношению к радиоактивному метилйодиду и фреону.

Проведены испытания по измерению поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК радиоактивного метилйодида и фреона в одинаковых условиях.

На основе сопоставления результатов испытаний по измерению поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК радиоактивного метилйодида и фреона в одинаковых условиях разработаны рекомендации по применению фреона для испытаний йодных фильтров-адсорберов после их монтажа в вентсистемах АЭС.

В соответствии с российскими нормативными правилами НП-036-05 фильтр-адсорбер после монтажа в вентсистему должен проверяться на эффективность очистки от различных форм радиойода по радиоактивному метилйодиду.

Паспортные данные по очистке йода по метилиодиду должны быть не менее 99,0 %. Поэтому $E_{\text{задан. по фреону}}$ определяется в лабораторных стендовых испытаниях путем измерения эффективности поглощения фреона слоем сорбента той же марки, что и в адсорбере.

Испытания в лаборатории по поглощению фреона слоем сорбента проводятся при параметрах, соответствующих параметрам эксплуатации йодного фильтра-адсорбера в вентсистеме АЭС.

При этом должны быть одинаковы:

- скорость потока воздуха через слой сорбента в стендовых испытаниях и в адсорбере;
- толщина слоя сорбента в стендовых испытаниях и в адсорбере;
- параметры воздушного потока – температура, влажность, соответственно.

Исследования по определению эффективности поглощения фреона слоем сорбента проводятся параллельно с исследованием поглощения радиоактивного метилйодида на аналогичном слое сорбента при одинаковых условиях проведения исследований, что и на фреоне.

Выбор сорбента для испытаний

Для улавливания радиоактивного йода в газообразной форме в Росии и за рубежом используются противойодные фильтры-адсорберы, заполненные сорбентом на основе импрегнированных активных (активированных) углей.

В России в качестве такого угля использовался импрегнированный активированный уголь, изготавливаемый на основе угля СКТ-3.

В России производство основного сорбента – активированного угля СКТ-3, а также СКТ-3И и СКТ-3ИК прекращено в 2008 году.

Для замены угля СКТ-3 ОАО «ЭНПО «Неорганика»» совместно с АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» в 2010 году разработали сорбент ВСК-5 и ВСК-5ИК (ТУ ВСК-5ИК).

Производство этого сорбента освоено на опытном заводе ОАО «ЭНПО «Неорганика» с 2010 года. Других сорбентов в России в настоящее время практически не производится. В поставляемых в настоящее время фильтрах-адсорберах на АЭС должен использоваться сорбент марки ВСК-5ИК. Сорбент этой марки и выбран для проведения стендовых испытаний по сопоставлению поглощающей способности йодных фильтров-адсорберов по радиоактивному метилйодиду и фреону.

Исследования свойств сорбента ВСК-5ИК проводятся в условиях, соответствующих условиям эксплуатации противойодных фильтров-адсорберов в вентсистемах АЭС.

В ходе испытаний обеспечивались и контролировались следующие параметры:

- высота слоя сорбента в колонке (300 ± 5) мм;
- скорость воздушного потока в слое сорбента (45 ± 3) см/с;
- температура сорбента (30 ± 3) ºС;
- масса навески йодистого метила, меченного радионуклидом ^{131}I (1,0 ± 0,1) мг;
- активность сорбентов в колонке после сорбции;
- активность, уловленная сорбционными фильтрами после колонки с сорбентом в процессе сорбции.

Изучение сорбции $CH_3{}^{131}I$ из парогазового потока на сорбенте ВСК-5ИК

Исследования по локализации $CH_3{}^{131}I$ образцом активированного угля ВСК-5ИК из паровоздушного потока проводили на установке, представленной на рис. 1.

Методика эксперимента была следующая.

Предварительно проводили разогрев термостата, парогенератора, колонки с силикагелем, импрегнированным нитратом серебра, а также перегревателя пара, которые продували паровоздушной смесью с требуемой температурой и содержанием пара.

После достижения температуры паровоздушной смеси ~60 ºС начинали предварительный продув колонки данной смесью в течение 60 мин.

После окончания предварительного продува установки к системе подсоединяли сосуд с конденсированным $CH_3{}^{131}I$ и начинали подачу активности на колонку с сорбентом, пропуская воздух через сосуд с $CH_3{}^{131}I$ с определенной скоростью.

Пройдя сосуд, воздух частично захватывал $CH_3{}^{131}I$ и вместе с ним поступал в нагреватель газового потока с требуемой температурой. Этот нагреватель находится между сосудом с $CH_3{}^{131}I$ и парогенератором и служит для предварительного нагрева газового потока. Затем газовый поток вместе с $CH_3{}^{131}I$ поступает в парогенератор и, пройдя сквозь него, поступает в термостат.

В термостате парогазовый поток стабилизируется при требуемой температуре, при этом происходит конденсация избыточной воды. Затем газовый поток с определенной влажностью вместе с $CH_3{}^{131}I$ поступает на колонку с сорбентом. Пройдя колонку с сорбентом газовый поток направляется через холодильник на колонку с силикагелем, содержащим азотнокислое серебро (30 мг на 1 г силикагеля).

В холодильнике происходит конденсация основных количеств воды. На нагретой до 130ºС колонке с силикагелем, содержащим азотнокислое серебро, происходит сорбция не поглощенного на сорбенте ВСК-5ИК метилйодида – $CH_3{}^{131}I$.

После колонки с силикагелем, содержащим азотнокислое серебро, газовый поток проходит еще один холодильник (это необходимо для избежания конденсации влаги в ротаметре, стоящем на выходе из установки), и колонку с силикагелем, импрегнированным азотнокислым серебром (5 мг на 1 г силикагеля) для контроля за полнотой поглощения $CH_3{}^{131}I$.

Эксперимент проводят в течение 150 мин. После окончания эксперимента исследуют распределение радионуклида ^{131}I в различных частях установки.

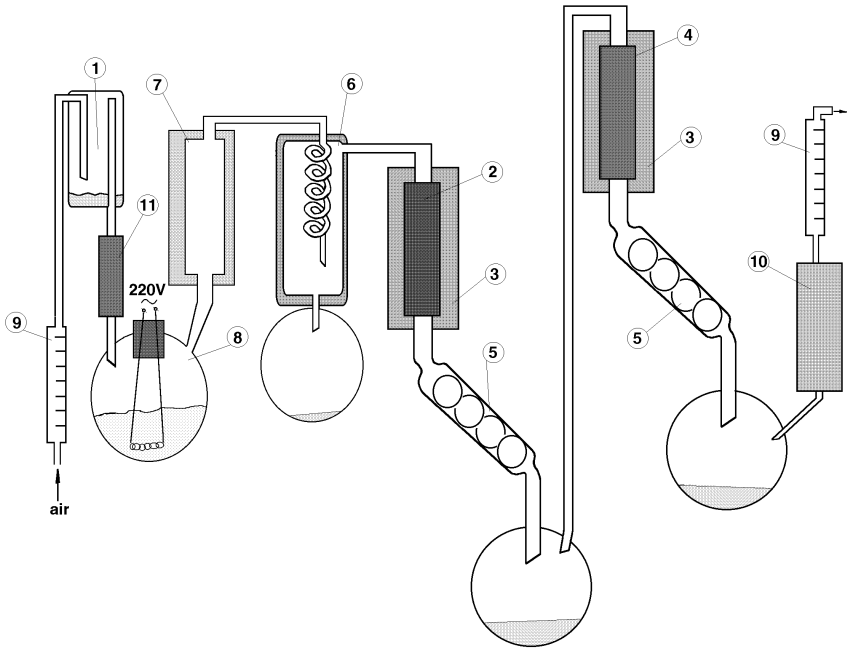


Рис. 1. Схема установки для изучения локализации $CH_3{}^{131}I$ из паровоздушного потока:
1 – генератор $CH_3{}^{131}I$; 2 – колонки с исследуемым сорбентом; 3 – обогревательная печь; 4 – колонка с силикагелем, импрегнированным $AgNO_3$ (30 мг/г силикагеля); 5 – конденсатор; 6 – обогревательный кожух; 7 – термостат для радиоактивной паровоздушной смеси; 8 – парогенератор; 9 – ротаметр; 10 – колонка с силикагелем, импрегнированным $AgNO_3$ (5 мг/г силикагеля); 11 – нагреватель радиоактивной паровоздушной смеси

На основании полученных данных рассчитывают фактор очистки (DF) газового потока от $CH_3{}^{131}I$ как отношение общего количества йода (сумма активностей колонки с сорбентом и всей системы доочистки газового потока, расположенной после колонки) к количеству йода, несорбированного на сорбенте (сумма активности во всей системе доочистки газового потока) по формуле:

$$DF = \frac{I_1 + I_2}{I_2}, \quad (1)$$

где DF – фактор очистки, I_1 – количество радиоактивного йода на колонке с сорбентом, I_2 – количество радиоактивного йода в системе локализации проскока.

Величину сорбции в отношении $CH_3{}^{131}I$ определяли как количество $CH_3{}^{131}I$, уловленного сорбентом из паровоздушного потока.

Величина сорбции выражается как процентное отношение количества уловленного $CH_3{}^{131}I$ к общему количеству $CH_3{}^{131}I$ в системе:

$$\alpha = [\mu/m]\ 100\ \%, \quad (2)$$

где α – величина сорбции радиоактивного йода в виде $CH_3{}^{131}I$, %; μ – количество $CH_3{}^{131}I$, локализованного в сорбенте, Бк; m – общее количество $CH_3{}^{131}I$ в системе, Бк.

Результаты и их обсуждение

В таблице 1 приведены данные по сорбции $CH_3{}^{131}I$ из воздушной фазы.

Фильтры-адсорберы АУИ-1500, АУИ-1500ВМ имеют следующие проектные характеристики:

- эффективность очистки по метилйодиду – не менее 99 %;
- эффективность очистки по молекулярному йоду – не менее 99,9 %;
- толщина слоя засыпки сорбента – 250–300 мм;
- скорость очищаемого воздушного потока – 0,4 м/с.

Как видно из данных таблицы 1, сорбент ВСК-5ИК обладает высокой сорбционной эффективностью в отношении радиоактивного метилйодида – $CH_3{}^{131}I$ (99,993–99,90 %, опыты 1–7) при 30 ºС и времени контакта «газовая фаза – сорбент» τ = 0,33–0,54 с.

Таблица 1

Сорбция $CH_3{}^{131}I$ (1 мг) из паровоздушного потока на гранулированном активированном угле ВСК-5ИК (Электросталь)

№ опыта	T_{gas}, ºС	T_{sorb}, ºС	RW, об.%	RH, %	$S_{кол}$, см^2	υ, см/с	τ, сек	t, час	Масса сорбента, г	Толщина, см	Степень поглощения CH_3I, %
1	30	30	20,7	68,6	4,9	46,2	0,54	5,0	90,50	30,00	99,999
2	31	31	20,7	68,6	4,9	46,2	0,54	5,0	75,75	25,00	99,993
3	29	29	19,9	70,9	4,9	45,7	0,44	5,0	60,60	20,00	99,983
4	30	30	20,9	70,4	4,9	37,3	0,54	5,0	60,60	20,00	99,990
5	29	29	22,8	70,1	4,9	28,5	0,53	5,0	45,45	15,00	99,979
6	30	30	20,4	70,6	4,9	37,0	0,41	5,0	45,45	15,00	99,890
7	31	31	19,5	70,3	4,9	45,6	0,33	5,0	45,45	15,00	99,900

Обозначения: h – суммарная высота слоя сорбента в колонке; T_{sorb} – температура сорбента; T_{gas} – температура паровоздушного потока; υ – линейная скорость паровоздушного потока в колонке; τ – время контакта «сорбент – паровоздушный поток» (для суммарного слоя сорбента); $S_{кол}$ – площадь поперечного сечения колонки; RW – содержание пара в паровоздушном потоке; RH – относительная влажность; t – время эксперимента, включая время подачи $CH_3{}^{131}I$

Проведение и результаты стендовых испытаний поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК фреоном

Выбор фреона для испытаний

Хладагент (фреон) **R141b** – это легкокипящая бесцветная прозрачная жидкость. Физические и химические свойства хладагента R141b близки к свойствам R11, что позволяет использовать R141b в оборудовании, где использовался фреон R11.

Описание:

Тип – однокомпонентный газ.

Химическая формула – $C_2H_3FCl_2$.

Химическое название – фтордихлорэтан.

Символическое обозначение – R141b.

Торговое название – R141b, фреон R141b, хладон R141b, хладагент R141b.

Класс опасности – IV (малоопасное вещество для организма человека) ПДК р.з. – 1000 мг/м^3.

Изучение сорбции фреона из парогазового потока на сорбенте ВСК-5ИК

Исследования по локализации фреона образцом активированного угля ВСК-5ИК из паровоздушного потока проводили на установке, схема которой представленной на рис. 2.

На рис. 3 представлена конструкция колонки с сорбентом ВСК-5ИК.

Методика эксперимента была следующая. В качестве источника фреона использовался сосуд (балон), из которого фреон подавался в смеситель. В смесителе готовилась смесь фреона с воздухом. Концентрация фреона в воздухе поддерживалась на уровне от 100 до 200 мкг/л.

Предварительно проводили стабилизацию температуры смесителя и колонки с сорбентом.

По достижении температуры колонки с сорбентом и фреоно-воздушной смеси ~ 30 °С начинали продувку колонки с сорбентом ВСК-5ИК данной смесью в течение до 30 мин.

В процессе продувки колонки с сорбентом ВСК-5ИК фреоно-воздушной смесью проиводился отбор пробы этой смеси в пробоотборники.

Состав фреоно-воздушной смеси в пробоотборниках анализировался затем на хроматографе «Кристаллюкс-4000М». По результатам измеренных концентраций фреона в фреоно-воздушной смеси на входе и выходе колонки с сорбентом ВСК-5ИК рассчитывались проскок и эффективность сорбции фреона сорбентом ВСК-5ИК.

Эффективность сорбции фреона сорбентом выражается как процентное отношение количества уловленного сорбентом фреона к количеству фреона на входе в сорбционную колонку.

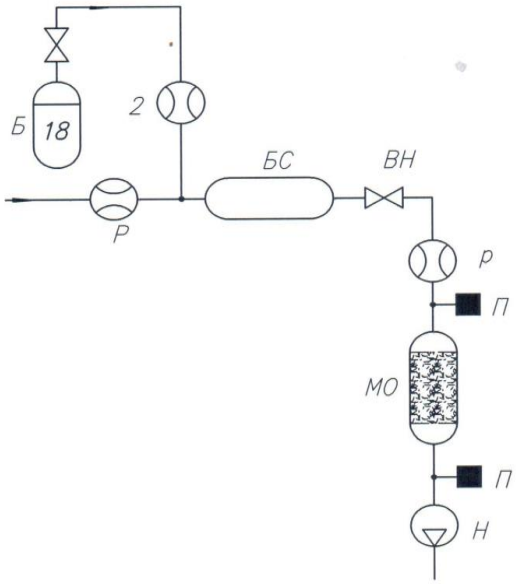


Рис. 2. Схема принципиальная для испытаний сорбента ВСК-5ИК по фреону:
Р – ротаметр; Б – баллон с фреоном; БС – бак смесительный воздуха с фреоном; ВН – вентиль игольчатый КЗИ-16с; МО – макетный образец с сорбентом ВСК-5ИК; П – пробоотбор; Н – насос

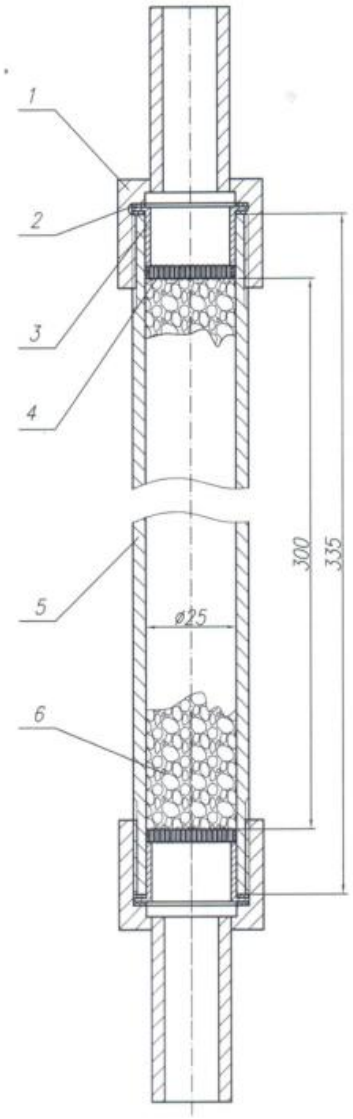


Рис. 3. Узел испытания сорбентов фреоном:
1 – крышка с патрубком; 2 – уплотнение; 3 – втулка уплотнительная; 4 – сетка; 5 – корпус; 6 – сорбент

Сопоставительный анализ результатов стендовых испытаний поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК фреоном и радиоактивным метилйодидом

Результаты испытаний поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК по отношению радиоактивного метилйодида и фреона из воздушного потока показали следующее.

Из результатов испытаний следует:

– сорбент ВСК-5ИК обладает высокой сорбционной эффективностью в отношении радиоактивного метилйодида – $CH_3{}^{131}I$ – 99,993 % при температуре воздушного потока 30 ºС и времени контакта «газовая фаза – сорбент» τ = 0,54 сек. (сорбент ВСК-5ИК толщиной слоя 30 см);

– эффективность сорбции фреона из фреоно-воздушной смеси при одинаковых условиях испытаний, что и по радиоактивному метилйодиду, составляет не менее 99% (проскок фреона не более 1 %).

Таким образом, при испытаниях противойодных фильтров – сорберов, заполненных сорбентом ВСК-5ИК, после их монтажа в вентсистему АЭС по фреону результаты испытаний считаются положительными, если проскок фреона не превышает 0,01 ± 0,0005 или (1,0 ± 0,05)%.

В таблице 2 приведены данные по сорбции фреона из фреоно-воздушной смеси (первая серия экспериментов).

Таблица 2

Сорбция фреона из паровоздушного потока на гранулированном активированном угле ВСК-5ИК (Электросталь)

№ опыта	T_{gas}, °C	Толщина, см	Масса сорбента, г	$S_{кол}$, см^2	*RH*, %	υ, см/с	τ, сек	Концентрация фреона на входе (площадь пика)	Концентрация фреона на выходе (площадь пика)	Проскок фреона, %	Степень поглощения фреона, %
1	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	30 380 120	300 760	0,990	99,01
2	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	34 450 200	334 400	0,970	99,03
3	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,44	35 084 100	342 400	0,974	99,026
4	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	34 498 900	334 500	0,969	99,031
5	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	34 688 200	336 600	0,970	99,03
6	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	34 583 500	339 200	0,981	99,019
7	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	36 392 200	355 720	0,997	99,003

Обозначения: *h* – суммарная высота слоя сорбента в колонке; T_{gas} – температура паровоздушного потока; υ – линейная скорость паровоздушного потока в колонке; τ – время контакта «сорбент – паровоздушный поток» (для суммарного слоя сорбента); $S_{кол}$ – площадь поперечного сечения колонки; *RH* – относительная влажность

Экспериментальные исследования прочности тепловыделяющих сборок реакторов с водой под давлением

Макаров В. В., Селезнёв А. В., Афанасьев А. В., Матвиенко И. В.
ОКБ ««ГИДРОПРЕСС»», Подольск, makarov@grpress.podolsk.ru

Аннотация

Представлено описание комплексного подхода к обоснованию прочности, целостности ТВС, основанного на анализе результатов нескольких циклов экспериментальных дореакторных испытаний (статических, термомеханических, ударных, вибрационных, сейсмических и др). В работе представлены подходы, методики испытаний и экспериментальные результаты, полученные в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» за, более чем, 20 лет исследований в области прочности всех разработанных конструкций ТВС.

Показана необходимость всестороннего анализа прочности при улучшениях конструкции ТВС.

Ключевые слова: прочность, тепловыделяющая сборка, реактор ВВЭР, эксперимент, исследование, обоснование.

Введение

В процессе эксплуатации в нормальных условиях (НУЭ) и нарушений нормальных условий эксплуатации (ННУЭ) тепловыделяющие сборки (ТВС) атомных реакторов подвергаются силовым, нейтронным, температурным, гидравлическим нагрузкам и воздействиям. Эти нагрузки и воздействия приводят к процессам:

терморадиационного распухания топлива; вибрации твэлов; трению твэлов в ячейках дистанционирующих решеток (ДР) при проскальзывании в них удлиняющихся или укорачивающихся твэлов; термомеханической и радиационной ползучести; пластической деформации и механического разрушения элементов ТВС от статических, циклических, ударных, силовых, кинематических, температурных и др. воздействий.

Два первых барьера обеспечения безопасности АЭС относятся к ТВС: спечённая матрица топливных таблеток и оболочка твэла.

Федеральными нормами и правилами НП 094-15 требуется обоснование прочности и работоспособности твэлов и ТВС, которое должно показать, что предельные состояния твэлов и ТВС не будут достигнуты в течение всего проектного срока их службы во всех предусмотренных проектом РУ режимах НУЭ, ННУЭ и ПА. Правила требуют учёта результатов экспериментов на стендах.

Доклад освещает вопрос: как реализовать вышеприведённые требования федеральных норм в экспериментальной части обеспечения механической прочности проекта ТВС. Из НП 094-15 следуют два направления экспериментальных работ:

– получение экспериментальных данных по локальным характеристикам и коэффициентам, механизмам и параметрам деформирования для верификации расчётов прочности;

– стендовое обоснование прочности ТВС в случае отсутствия методов расчёта.

Основное требование к методикам исследований – они должны обеспечивать подобие, модельность и переносимость результатов стендовых испытаний на штатное изделие в рамках выбранных границ моделирования штатного процесса, регламентировать порядок, условия, объём проведения испытаний и обработки результатов.

Изменения конструкции ТВС ВВЭР-1000 были вызваны необходимостью реализации следующих направлений развития:

– повышение экономических показателей (форсирование мощности действующих реакторов, увеличение глубины выгорания, удлинение топливных циклов, повышение надёжности топлива в рамках реализации «нулевого отказа»);

– повышение прочности ТВС, исключение термомеханического искривления ТВС и обеспечение проектного времени падения ОР СУЗ.

Эволюция механической части конструкции ТВС ВВЭР-1000 условно состояла из следующих наиболее значимых для механической прочности изменений: замена стальных деталей на циркониевые, сварное соединение НК и ДР, увеличение высоты ДР и толщины стенки ячейки и снижение длины линии контакта ячейки ДР, уменьшение количества решёток и увеличение длины пролёта твэла между ДР, введение перемешивающих решёток и антидебризного фильтра, замены несъёмной на съёмную головку ТВС, применение цангового нижнего узла крепления твэла, исключение нижнего крепления твэла. Следует отметить, что вносимые изменения контролируются нагрузками и воздействиями, которые не всегда бывают достаточно точно известны. При этом недостаток экспериментальных знаний по нагрузкам, деформациям, механизмам деградаций и свойствам материалов не может быть компенсирован расчётным моделированием какой угодно сложности, успех которого зависит от наличия и качества верифицирующих экспериментальных знаний. А консервативное повышение запасов прочности на степень незнания отягощает конструкцию и снижает экономические показатели и конкурентоспособность. На ТВС действуют множество факторов (включая облучение) одновременно, которые в полной совокупности невозможно воспроизвести на стендах ОКБ «ГИДРОПРЕСС», которые могут дать синергический эффект, то есть взаимно усилить влияние.

Многофакторное воздействие оценивалось на стенде «горячей обкатки», на стендах, имитирующих фрагменты ТВС, либо на АЭС при опытно-промышленной эксплуатацией опытных образцов новых ТВС.

Выбор границ моделирования – задача экспериментаторов, конструкторов, менеджеров.

Объектом исследования является тепловыделяющая сборка реактора с водой под давлением. Предмет исследований: прочность, целостность, работоспособность ТВС под действием нагрузок и воздействий в нормальных условиях эксплуатации (НУЭ) и при нарушении нормальных условий эксплуатации (ННУЭ) и проектных авариях (ПА).

Выполненные работы условно можно распределить по проблемам:

Термомеханическая прочность и устойчивость ТВС

Статические механические испытания ТВС на поперечный изгиб (исследование процесса деформирования и определение изгибной жесткости).

Испытания ТВС на продольное сжатие, определение критической силы потери устойчивости ТВС.

Испытания ТВС на термомеханические (циклические) воздействия с имитацией режимов «пуск-останов» и маневрирования 20 % мощности;

Испытания ТВС на чистый изгиб (определение чувствительности прогиба ТВС к температурному перекосу по противоположным граням ТВС).

Измерение влияния кривизны ТВС на силы трения и время падения ОР СУЗ.

Испытания на прочность при падении утяжелённого ОР СУЗ.

Испытания образцов узла «твэл – фрагмент ДР» на трение с определением коэффициентов трения.

Вибропрочность ТВС при гидродинамических нагрузках

Модальный анализ ТВС, определение характеристик собственных колебаний ТВС, твэлов.

Определение характеристик вынужденных колебаний ТВС, твэлов в потоке теплоносителя.

Испытания фрагментов ТВС на гидродинамическую вибрацию и фреттинг-износ с оценкой запаса вибропрочности оболочек твэлов.

Испытания материалов ТВС на износ с оценкой коэффициентов износа материалов ТВС в условиях штатного ВХР.

Прочность ТВС при сейсмических воздействиях

Определение модальных характеристик ТВС при сейсмическом (кинематическом) возбуждении колебаний опор ТВС.

Исследование процесса удара ТВС о выгородку в потоке воды при МРЗ 7 баллов.

Сейсмические испытания ТВС в составе канала регулирования реактивности на сейсмостойкость при МРЗ 7 баллов с определением динамической характеристики и времени падения ОР СУЗ.

Прочность ТВС при аварийных воздействиях

Определение сил, действующих на модель ТВС при моделировании максимальной проектной аварии с разрывом главного циркуляционного трубопровода.

Испытания ТВС на падение с высоты при нарушении ТТО.

Испытания ТВС на термомеханические нагрузки при МПА до температуры 650 °С.

Продемонстрируем комплекс экспериментального обоснования конструкции проектируемой ТВС на примере разработки ТВС нового поколения — ТВС-2, обладающей повышенной индивидуальной жёсткостью.

Наиболее значимыми для выбора решений и обоснования проекта ТВС-2 были 3 цикла экспериментальных исследований. Это испытания в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» около двух десятков полномасштабных макетов ТВС различных конструкций на поперечный изгиб [1] и термоциклические воздействия. А так же испытания фрагментов ТВС на продольное перемещение 312 образцов твэлов относительно сварного каркаса и исследования характеристик жёсткости ДР для определения, так называемых, локальных характеристик узлов сопряжений твэлов и НК, выполненные НЗХК и ГНЦ РФ – ФЭИ.

1. Термомеханическая прочность и устойчивость ТВС

1.1. Механические испытания ТВС на поперечный изгиб и на продольное сжатие

Была разработана методика и проведены исследования процесса поперечного изгиба ТВС на стенде МПА, в процессе которых создавалось циклическое квазистатическое знакопеременное нагружение ДР ТВС сосредоточенной поперечной силой. Регистрировался процесс деформации ТВС в виде петли гистерезиса в координатах «сила-перемещение ДР». Стенд МПА состоит из воздушного циркуляционного контура, включающего колонку с макетом ТВС, высокотемпературного насоса-вентилятора, двух электропечей мощностью около 700 кВт, автоматизированных систем измерений и управления воздушным циркуляционным контуром нагрева ТВС, измерений перемещений ДР автоматизированной системой измерений перемещений, силы, температур (АСНИ, АСУТП).

Экспериментально было показано, что после смещения ДР УТВС на величину около 1 мм жёсткость УТВС резко падала в несколько раз, а затем оставалась постоянной при перемещении ДР на 10–15 мм. Механизм сопротивления ТВС поперечному изгибу был теоретически описан сотрудниками ГНЦ РФ – ФЭИ д.т.н. Ю.И. Лихачёвым и д.т.н. В.М. Трояновым [2] с использованием модели ТВС в которой возникают угловые моменты реакции опоры твэла в ячейках ДР. А.П. Устименко (НЗХК) [3] на модели твэла получил резкое снижение угловой жёсткости твэла в ДР после поворота твэла на угол ~ 0,1 градус. Таким образом, общими усилиями был описан механизм нелинейного сопротивления при поперечном изгибе ТВС, характеризующийся тем, что при увеличении поперечной силы и перемещении ДР, в узле контакта свэла с ячейкой ДР наряду с перезывающей силой возникает упругий момент реакции опоры твэла в ДР. Далее, после достижения некоторого порогового момента происходит переход от начальной упругой деформации опоры твэла в ячейке ДР к скольжению и повороту твэла. При переходе от покоя твэла относительного опорных выступов (пуклевок) ячейки ДР к угловому скольжению происходит резкое снижение момента реакции опоры и изгибной жёсткости макета УТВС. В результате испытаний более 20 макетов различных конструкций установлено, что изгибная жёсткость ТВС определяется материалами, способом соединения НК и ДР, натягом в соединении твэл – ДР, толщиной стенки ячейки, длиной линии контакта пукли с твэлом.

В результате расчётно-конструкторских, экспериментальных исследований коренными причинами формоизменения ТВС и застревания ОР СУЗ были признаны чрезмерное поджатие ТВС плитой БЗТ и низкая индивидуальная изгибная жёсткость «серийной» ТВС с каркасом из направляющих каналов и дистанционирующих решёток, соединённых силами «трения покоя». Для повышения индивидуальной жёсткости в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» был создан проект ТВС-2 с жёстким каркасом из направляющих каналов и ДР, соединённых сваркой вместо сил трения, как было в прототипе — «серийной» ТВС. Изгибная характеристика ТВС-2 имеет значительно большую жёсткость и меньшее неупругое сопротивление, выраженное в меньшей ширине петли гистерезиса. Сварной каркас ТВС-2 обеспечивал около 40% изгибной жёсткости, которая сохранялась и после выгорания ТВС.

Для оценки критической силы потери устойчивости ТВС была разработана методика испытаний ТВС на продольное сжатие по схеме Эйлеровой балки. Экспериментально была установлена линейная связь критической силы потери устойчивости ТВС при нагружении продольной силой сжатия макета с изгибной жёсткостью ТВС при поперечном изгибе.

1.2. Термомеханические испытания ТВС на чистый изгиб

Целью испытаний было определение чувствительности макета ТВС к перепаду температур по сечению ТВС. Чувствительность определялась как отношение прогиба макета ТВС 2М к разнице средних температур на параллельных гранях ТВС. Испытания были проведены на стенде максимальных проектных аварий (МПА). Стенд создавал условия чистого изгиба ТВС вследствие разных удлинений твэлов на противоположных гранях от градиента температур по сечению ТВС. Были испытаны несколько макетов разных конструкций. В процессе испытаний макета со сварным каркасом ТВС-2М перепад температуры между противоположными гранями менялся от минус 42 до плюс 42 °С со скоростью 40 °С/ч при средней температуре макета 320 °С и выдержкой 1 час на максимуме и минимуме температуры. В результате получены максимальные перемещения ТВС в сторону более нагретой грани на уровне ДР9 с размахом до 11,4 мм, что соответствует средней чувствительности макета к термоперекосу между противоположными гранями 13,6 мм/100°. При разнице температур 40 °С на гранях периферийной ТВС в активной зоне максимальный прогиб ТВС будет 5,4 мм. Механизм образования необратимого искривления ТВС может контролироваться процессами терморадиационной ползучести и удлинения твэлов, которые переводят обратимые деформации в необратимые. В отличие от петель гистерезиса при поперечном изгибе, на термопетлях гистерезис проявляется слабо – остаточный прогиб не превышает 1 мм, визуально поворота и проскальзывания твэла относительно опор-пуклёвок ячейки ДР не происходило. Остаточный прогиб после снятия термоградиента не превысил 1 мм.

1.3. Испытания ТВС на термомеханические (циклические) воздействия с имитацией режимов «пуск-останов» и маневрирования 20 % мощности

Целью работы было определение параметров деформации ТВС при термоциклических воздействиях. Была создана методика и проведены испытания различных макетов ТВС на циклические изменения температур, имитирующих колебания мощности реактора в пределах 100–80 % и 20–100 % на стенде МПА. В ходе термоциклических испытаний измеряли зависимости поперечных перемещений ДР и температуры ТВС от времени. Зависимости перемещений имели периодическую составляющую, изменяющуюся синхронно с температурой, и апериодическую составляющую (накопленный прогиб).

Результаты показали, что испытанные макеты условно можно разделить на две основные группы. Макеты «серийной» и УТВС относятся к группе с наибольшим накопленным прогибом, причем накопление прогиба ТВС с каркасом, «собранном на трении», происходило в течение всех циклов испытаний.

Макет со сварным каркасом ТВС-2 и макет УТВС с ограничительными втулками в соединении ДР и НК образовали вторую группу и имели накопленный прогиб около 1 мм. В ходе испытаний этих макетов процесс роста накопленного прогиба прекращался после 1–3 циклов нагрева – охлаждения. Испытания подтвердили гораздо большую, по сравнению с УТВС, стойкость макета ТВС-2М к формоизменению при циклических изменениях температуры и поперечных термоперекосах, имитирующих реакторные условия эксплуатации. Для макетов с малой изгибной жесткостью существенным фактором процесса накопления прогиба в термоциклических испытаниях является изменение продольной силы, составляющее заметную долю от критической силы потери устойчивости. Для макета серийной ТВС (со стальными ДР и НК) фактором, определяющим формоизменение, является различие коэффициентов термического расширения конструкционных материалов (нержавеющая сталь и сплав циркония) и высокие силы трения в узлах сопряжения твэлов и НК с ДР. Статистической обработкой результатов маневренных испытаний «серийной» ТВС получено регрессионное уравнение зависимости модуля главного вектора перемещений 8 ДР (R8) от основных значимых безразмерных параметров (незначимые отброшены): количества циклов (n), времени (t/24), продольной силы (N_t/14), относительного среднего перепада температур между противоположными гранями 5 и 2 (dT_{52}/T). Модель выбрана перебором, из нескольких построенных вариантов по двум критериям: максимальному коэффициенту корреляции и минимальной стандартной ошибке.

$$R_8 = 9{,}15 \cdot n^{0{,}18} \cdot \left(\frac{t}{24}\right)^{0{,}13} \cdot \left(1 - \frac{N_t}{14}\right)^{1{,}26} \cdot \left(\frac{dT_{52}}{T}\right)^{0{,}32} \qquad (1)$$

Модель описывает 96,3 % разброса данных, все факторы модели значимы с вероятностью 99 %, стандартная ошибка оценки R8 равна 0,05 мм, количество обработанных наблюдений вектора R8 и параметров представлено матрицей 770×5.

Модель учитывает все основные влияющие факторы. Методическая полезность такой феноменологической модели состоит в получении статистических доказательстве того, что найдены все значимые факторы, определяющие процесс термомеханического деформирования макета данной конструкции в данных условиях (без моделирования эффектов радиационной и температурной ползучести).

1.4. Измерение влияния кривизны ТВС на силы трения и время падения ОР СУЗ

В рамках решения проблемы термомеханического искривления ТВС и обеспечения проектного времени падения органов регулирования (ОР СУЗ) исследовали зависимости времени падения и силы трения ОР СУЗ от кривизны ТВС на стенде живучести с полномасштабным макетом ТВС в стоячей воде. ТВС искривляли по первым трём синусоидальным формам. Экспериментально было установлено [4], что критическим параметром, определяющим силу трения и застревание ПС СУЗ, являются не прогиб, а величина, обратная радиусу кривизны тепловыделяющей сборки и количество полуволн формы ТВС. К этой силе трения добавлялись локальные силы трения при прохождении концов ПЭЛов участков перегибов направляющих каналов. На этих участках происходила смена знака кривизны и образовывалась пара противоположно направленных поперечных сил с малым плечом на конце ПЭЛа. Изгиб тепловыделяющей сборки по II форме (типа «S») с амплитудами отклонения ДР № 12 и 4 на – 25 и 20 мм, близких к максимальной обнаруженной на АЭС амплитуде прогиба 25 мм почти не повлиял на время падения ПС СУЗ, хотя сила трения при перемещении ПС СУЗ в направляющих каналах достигала 146 Н. А изгиб по III форме с амплитудой прогиба ~ 13 мм привел к недопустимому замедлению падения и застреванию ПС СУЗ. Максимальная сила трения ПС СУЗ при этом превысила вес ОР СУЗ в воде (около 270 Н).

Следует отметить, что по причине методической сложности динамических измерений в потоке теплоносителя исследования выполнены в стоячей воде без моделирования гидравлического сопротивления падению ОР СУЗ от перепада давления и встречного скоростного напора теплоносителя. Сила сопротивления движению 18 ПЭЛов от перепада на активной зоне 176 кПа равна ~160 Н. Вклад скоростного напора неизвестен. Тем не менее, результаты имеют ценность, в частности, они пролили свет на механику торможения ОР СУЗ в искривлённой ТВС. Падение ОР СУЗ имеет два участка: разгонный-с положительным ускорением, и тормозной- с отрицательным ускорением. В точке перехода от одного участка к другому скорость падения максимальна и постоянна, то есть силы торможения равны движущей силе – весу ОР СУЗ в воде 270 Н. На участке торможения силы сопротивления превышают вес. Застревание происходит, когда в результате торможения скорость ОР СУЗ падает до нуля в точке, расположенной выше нижнего положения. Величина недохода определяется максимальной скоростью, набранной на участке разгона и величиной отрицательного ускорения на участке торможения, которое определяется величиной превышения силы торможения над весом ОР СУЗ. Моделирование гидравлического сопротивления приведёт к более раннему достижению этой точки перехода и меньшей максимальной скорости падения и, соответственно, увеличению времени падения. Результаты исследований использованы в решении задач обеспечения проектного времени падения ОР СУЗ и обоснования сейсмостойкости канала регулирования реактивности (КРР).

Проблема искривления ТВС и обеспечения проектного времени падения ОР СУЗ для ВВЭР-1000 была решена устранением причин накопления деформаций ТВС: повышением индивидуальной жёсткости ТВС за счёт сварного каркаса ТВС-2, снижением силы поджатия ТВС подрезанием платиков плиты БЗТ и увеличением веса ОР СУЗ.

1.5. Испытания ТВС на прочность при падении утяжелённого ПС СУЗ

Одним из способов решения проблемы застревания ОР СУЗ является повышение его веса, для чего были исследованы разработанные конструкции утяжеленного ПС СУЗ. При этом в связи с увеличением ударных нагрузок в процессе контакта с ТВС возник вопрос обоснования ударной прочности ТВС.

Целями исследований являлись:

– сравнение демпфирующих свойств головок ТВС различных конструкций;

– оценка ударной и циклической прочности деталей ОР СУЗ и ТВС;
– получение оценок ударной прочности ПС СУЗ при испытаниях с различными ТВС.

В ходе выполненных на стенде «сухое гнездо» исследований в стоячей воде и воздухе была разработана методика автоматизированных испытаний и проведены испытания тепловыделяющих сборок и ПС СУЗ различных конструкций. Разработана методика испытаний и измерены максимальные величины напряжений в ребрах захватной головки, оболочках ПЭЛов, в направляющих каналах. Определены величины ударных сил на ТВС, перемещений подвижной плиты головки ТВС, скоростей подлёта ОР СУЗ. Статистической обработкой получены регрессионные зависимости сил, деформаций, напряжений от скорости подлета ОР СУЗ в воздухе и воде. Описаны стадии процесса соударения ОР СУЗ и ТВС. Процесс удара ОР СУЗ с ТВС является сложным и представляет последовательность около 6-ти соударений деталей ОР СУЗ (захватная головка, ПЭЛы, штанга) и ТВС (шток, подвижная плита, пружинный блок) в процессе фазы торможения и фазы отскока ОР СУЗ.

Скорость деформации элементов ПС СУЗ при ударе о ТВС приближенно равно 1 е.о.д./сек. Ударная прочность захватной головки ПС СУЗ с высотой ребра 25 мм не была обеспечена и, поэтому высота ребра головки была увеличена до 35 мм. Показано, что ударная и циклическая прочность элементов ПС СУЗ и ТВС, испытанных конструкций обеспечена. Утяжеление ПС СУЗ с 16 до 18,5 кгс было реализовано затем в УТВС и последующих проектах ТВС.

Эффективными средствами снижения напряжений в элементах ПС СУЗ, ТВС и обеспечения их ударной и циклической прочности, реализованными в проектах модернизированной ТВС и УТВС являлись:

– введение в головку ТВС демпфирующего пружинного блока с увеличенным рабочим ходом с пониженной жёсткостью;
– снижение массы подвижной плиты головки ТВС;
– снижение скорости подлета ПС СУЗ, увеличение высоты ребра захватной головки.

1.6. Испытания образцов узла «твэл – фрагмент ДР» на трение

В процессе проектирования ТВС-2 возникло опасение, что сварка ДР с НК приведёт к нагружению ДР силами трения со стороны твэлов, удлиняющихся от терморадиационного роста и разрушению ДР ТВС. Эксперименты НЗХК на двух пролётных моделях ТВС с синхронным проталкиванием 312 образцов твэлов относительно сварного каркаса привели к деплanации и разрушению ДР нескольких макетов силами, доходящими до 120 кН. Эти экспериментальные результаты «подтвердили» феномен «закусывания» твэла в ячейке, который явился следствием взаимозависимых процессов с положительной обратной связью. Увеличение продольной силы трения приводило к росту угловой несоосности ячейки и твэла, что увеличивало момент реакции опоры твэла в этой ДР, силу трения, и т.д. Результаты были избыточно консервативны, поскольку не моделировалось оксидированное состояние поверхностей контакта, вибрация, температура, среда. Результаты испытаний способствовали кардинальным изменениям конструкции. Таким как, уменьшению высоты пуклёвки ячейки ДР с 12 до 4 мм для снижения вероятности «закусывания», увеличению высоты ДР с 20 до 30 мм для увеличения жёсткости ДР. Опыт эксплуатации ТВС-2 показал, что с помощью такой конструкции ТВС проблема обеспечения проектного времени падения ОР СУЗ была решена в течение 2 кампаний и в дальнейшем можно было оптимизировать характеристики (жесткость каркаса, гидравлическое сопротивление, масса топлива в ТВС), что привело к уменьшению количества ДР с 15 до 12 для снижения коэффициента гидравлического сопротивления и увеличению длины пролёта твэл с 255 до 340 мм.

Решения, реализованные в ТВС 2, породили достаточно большую серию расчётно-экспериментальных исследований в области обоснования термомеханической, вибрационной, статической прочности ТВС 2 и весьма существенно обогатили практику конструирования ТВС экспериментальными и расчётными знаниями. Однако, эксперименты, НЗХК вызывали сомнения и вопросы в части модельности и подобия условий испытаний реакторным в области трибологии. Для прояснения этих вопросов были выполнены исследования зависимостей коэффициентов трения в паре оболочка твэла – ДР от конструкционных и эксплуатационных факторов: состояния поверхностей образцов, вибрации, скорости относительного скольжения на специально разработанном устройстве (трибометре) с возвратно-поступательным относительным скольжением образца оболочки твэла относительно трёх фрагментов (пуклёвках) ячейки ДР [5].

Результаты выполненных в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» систематических испытаний выявили следующие закономерности: при трении образцов оболочек твэлов и ячеек ДР в состоянии поставки (как было реализовано в испытаниях НЗХК) коэффициент трения в среднем составлял 0,5–0,6. Трение автоклавированных образцов, покрытых прочной окисной плёнкой (как в реакторе) характеризовалось коэффициентами трения в диапазоне 0,1–0,2. В реакторе поток теплоносителя возбуждает вибрационное поперечное перемещение оболочки твэла относительно пуклёвки ячейки ДР, которое может влиять на коэффициент трения при продольном удлинении твэла. Для оценки этого влияния выполнены испытания образцов с одиночным контактом пуклёвки ячейки с оболочкой на трибометре UMT-3 в условиях вибрации в поперечном направлении по отношению к направлению поступательного движения вдоль оси образца твэла. Испытания с поперечной вибрацией показали существенное снижение усилия продольного перемещения образца твэла относительно образца ячейки ДР, которое соответствовало эффективному коэффициенту трения порядка 0,03. Эта величина характерна только для режимов испытаний автоклавированных образцов с поперечной вибрацией на частоте 16 Герц и продольной скоростью скольжения 1 мкм/с. В ТВС твэл контактирует с тремя пуклёвками ячейки ДР, поэтому встал вопрос: как повлияет на $K_{тр}$ вибрация в сопряжении твэла с ячейкой ДР? В результате испытаний на трибометре UMT-3 получено снижение усилия при продольном перемещении твэльной оболочки относительно штатной ячейки ДР на 30 % от поперечной вибрации при продольной скорости скольжения 1 мкм/с. Температура и среда статистически значимого влияния на коэффициент трения не оказывают.

Следует отметить, что в нормальных условиях эксплуатации ТВС в реакторе не бывает условий без оксидной плёнки на твэлах и ДР, без вибрации, с синхронным перемещением всех 312 твэлов относительного ячеек ДР со скоростью 10 мкм/с. Средняя скорость радиационного роста твэла при удлинении ~ 30 мм за 3 года равна $3 \cdot 10^{-4}$ мкм/с. $3 \cdot 10^{-4}$ мкм — величина, на несколько порядков меньше характерного размера шероховатости. В условиях такой низкой скорости, неравномерного нейтронного потока и с учётом упругости контакта следует ожидать, что процесс скольжения каждого твэла относительно каждой из ДР каркаса будет прерывистым, скачкообразным и индивидуальным, а не синхронизированным с другими твэлами.

То есть, невероятно, чтобы 312 твэлов двигались относительно ДР с одинаковой скоростью одновременно и синхронно, как в экспериментах по продвижению 312 твэлов через каркас. Таким образом, измеренная максимальная сила трения до 120 кН в экспериментах НЗХК была получена созданием одновременно четырёх маловероятных условий и является следствием недостатка знаний на тот момент и методических ошибок. Что привело к консервативным конструкторским решениям со значительным запасом.

2. Вибропрочность ТВС при гидродинамических нагрузках

В процессе эксплуатации вследствие радиационной ползучести материала ДР происходит релаксация упругих сил, обеспечивающих начальный натяг в сопряжении твэла с ячейкой ДР и уменьшение наружного диаметра твэльных оболочек. На определённом этапе исходные натяги в сопряжении твэл – дистанционирующая решётка (ДР) исчезают почти на всех ДР, кроме верхней в районе газосборника. Появляются зазоры, которые создают условия для трения скольжения твэла относительно фиксирующих выступов ячейки ДР в процессе колебаний твэлов. Фреттинг-износ твэлов в контакте с ДР на протяжении многих лет занимал лидирующие места в статистике причин отказов зарубежного топлива, что, по-видимому, связано с особенностями его конструкции.

В связи с опасностью фреттинг-износа оболочки твэла в контакте с ДР выполнялись исследования устойчивости твэлов к фреттинг-износу на однотвэльных моделях ТВС, а также исследования собственных и вынужденных колебаний ТВС.

2.1. Модальный анализ ТВС

Целью модальных исследований являлась проверка отстройки от резонансов твэлов ТВС ВВЭР (АЭС-2006, ТВС-2М), PWR (ТВС-К). А также получение динамических характеристик твэлов и ТВС (частоты, формы, коэффициенты демпфирования колебаний) при гидравлическом, необходимые для верификации расчётов.

Исследования модальных характеристик выполнены на стенде собираемости и стенде сейсмических и вибрационных испытаний (ССВИ) [6]. Как было показано исследованиями, 6 макетов различных конструкций в воздухе собственные частоты ТВС определяются изгибной

жесткостью и массой ТВС. Экспериментальные оценки имели хорошее совпадение с расчётными, выполненными сотрудниками НИЦ КИ под руководством А.А. Тутнова. Крутильные колебания были предсказаны НИЦ КИ и обнаружены в экспериментальных исследованиях. При штатных натягах в пролете длиной 255 мм собственная частота твэла составляет от 140 до 260 Гц, в пролете 340 мм – от 90 до 150 Гц, в пролете 510 мм – от 48,5 до 66 Гц. В пролете длиной 510 мм ТВС-К при наличии зазора в узлах «твэл – ячейка ДР» 0,2 мм происходит снижение собственных частот твэла до 39,5–64,5 Гц. Отстройка от резонанса тем лучше, чем меньше длина пролёта твэла. Факторами, влияющими на собственную частоту пролета твэла, являются его длина, погонная масса и условия опирания твэла в ДР (величина натяга или зазора). С достаточной для практики точностью экспериментально подтверждается теоретическое соотношение для оценки частоты собственных колебаний твэла по схеме двухопорной балки как: $f \sim L^{-2}$, где: L – длина пролёта твэла между соседними ДР.

При переходе от воздуха к стоячей воде собственные частоты снижаются в среднем на 14 % вследствие «утяжеления» ТВС за счет присоединенной массы теплоносителя. В воздухе и стоячей воде коэффициенты демпфирования собственных колебаний ТВС не превышают 5 % от критического.

2.2. Испытания ТВС на гидродинамически возбуждаемую вибрацию

Колебания ТВС в воде исследовались на ССВИ. Стенд воспроизводит идентичные штатным условия закрепления ТВС в колонке стенда и штатный перепад давления холодной (до 40–80 °С) воды на ТВС. Стенд воспроизводит сейсмические акселерограммы в реальном масштабе времени на 6-ти опорах ТВС и привода СУЗ ШЭМ 3 по двум ортогональным горизонтальным осям. Современные цифровые АСНИ и АСУТП позволяют проводить измерения ускорений, виброскоростей лазерными виброметрами через прозрачные окна в колонке с ТВС. При переходе от стоячей воды к потоку происходит снижение собственных частот колебаний ТВС еще на 6 %, по сравнению со стоячей водой [7].

В спектрах колебаний в потоке теплоносителя можно идентифицировать: колебания твэлов на частотах пульсаций давления теплоносителя (частотах циркуляционного насоса: оборотной 24,8 Гц, лопаточной 148,8 Гц). А также колебания на собственных частотах пролётов твэлов и широкополосный шум, вызванный турбулентным режимом течения теплоносителя. Увеличение виброскорости резонансных колебаний твэла ТВС-К на частоте 33 Гц с увеличением расхода теплоносителя описывается квадратичной зависимостью с коэффициентом корреляции, близким к 1.

Коэффициент демпфирования резонансных колебаний твэлов в потоке составляет 30% от критического и практически не зависит от амплитуды колебаний, тогда как на воздухе он максимален при амплитуде около 1 м/с^2. Что касается колебаний твэлов на частотах, близких к собственным частотам, определенным на воздухе, то в потоке воды с номинальным расходом они наблюдались только в пролетах, имеющих длину 340 мм и выше, то есть пролёты твэлов меньшей длины отстроены от резонанса.

Проведённые исследования привели к выводу, что фреттинг-износ оболочек твэлов в контакте с ДР контролируется механизмом резонансных колебаний твэлов, а не колебаниями ТВС, как двухопорной балки.

2.3. Испытания фрагментов ТВС на устойчивость к фреттинг-износу

Целью работы было определение запаса вибропрочности твэла путём сравнения предельного уровня виброускорения твэла с измеренным на ТВС при пуско-наладке.

В качестве материалов образцов дистанционирующих решеток использовались сплав циркония Э110 и нержавеющая сталь 08Х18Н10Т. Основная методическая задача состояла в воспроизведении в стендовых условиях условий процесса фреттинг-коррозии идентичного штатному, кроме облучения [8]. Модельность, подобие воспроизводимого процесса и переносимость результатов на штатную ТВС обеспечивались моделью одиночного твэла с необходимым количеством опор-фрагментов ДР. А также штатными параметрами водно-химического режима теплоносителя. Вибрация твэла создавалась бесконтактным электромагнитным вибратором и контролировалась встроенным в образец твэла акселерометром. На специально построенном стенде с 10 моделями твэла было проведено два этапа ресурсных испытаний на фреттинг-износ, каждый в объеме 750 часов. На первом этапе проводились сравнительные испытания циркониевой и нержавеющей решеток. Для испытаний выбраны частоты вынуждающей

силы, действующей на образцы твэлов равные 32, 64, 210 Гц. Амплитуды виброускорений задавались в диапазоне 5–30 м/ $с^2$. В процессе ревизии на 9 образцах твэлов и ДР износа не было обнаружено. На одном образце твэла с параметрами испытаний: ускорение 30 м/$с^2$, частота 32 Гц, зазор 0,1 мм наблюдался фактически полный износ образца, как со стороны нержавеющей ДР, так и со стороны циркониевой ДР. Образец циркониевой ДР был изношен до разрушения (центральная ячейка), на образце нержавеющей ДР наблюдался также большой износ. Площадки износа на оболочке повторяют геометрию пуклевок. На втором этапе испытаний в модели были установлены образцы нержавеющей ДР в парах с образцами циркониевых ДР толщиной 0,25 мм с длиной линии контакта пуклевок ячеек с твэлом 12 мм. Комбинации условий при которых был получен износ на первом этапе были воспроизведены с уменьшенной амплитудой виброускорений в два раза (ускорение 15 м/$с^2$, частота 32 Гц, зазор 0,1 мм) в одном варианте и с отсутствием зазора (ускорение 30 м/$с^2$, частота 32 Гц, зазор 0 мм) в другом.

После ресурсных испытаний в объеме 750 часов износа не обнаружено. Таким образом, технически неприемлемые фреттинг-повреждения образцов оболочек твэлов получены только при уровне виброускорений, превышающем 30 м/$с^2$ и наличии зазоров в сопряжениях «твэл – ДР». Отсутствие износа на 19 парах образцов при сопряжении «твэл – ДР» как с зазорами, так и с натягом показывают, что даже очень высокие уровни вибрации (до 30 м/$с^2$) не привели к фреттинг-повреждениям в условиях беззазорного сопряжения, а в сопряжении с зазором 0,1 мм износа не было при 15 м/$с^2$. С учетом измеренных на АЭС с ВВЭР-1000 амплитуд, не превышающих 6 м/$с^2$ пришли к выводу, что испытанные образцы узлов сопряжения УТВС с пролетами твэлов по 255 мм обладают не менее чем 2-кратным запасом износостойкости в наиболее консервативном варианте сопряжения с зазорами между твэлом и ДР.

Используя вышеописанную методику, были проведены испытания 8-ми моделей твэлов ТВС-КВАДРАТ для реактора PWR и проводятся исытания 4-х моделей ТВС с незакреплёнными твэлами на фреттинг-коррозию. Методика позволяет определить требуемый НП094-15 запас вибропрочности твэла по механизму фреттинг-износа.

2.4. Испытания образцов материалов ТВС на фреттинг-износ, определение коэффициентов износа

Материалы элементов тепловыделяющих кассет в виде образцов твэла и ячейки ДР испытывались на фреттинг-коррозию на шести моделях, которые последовательно были включены в гидравлический контур стенда с штатными темпертурой и ВХР. Модель содержит автоклав высокого давления и реализует контролируемое относительное возвратно-поступательное трение образцов с заданными частотой, амплитудой виброперемещений и нормальной контактной силой. Полученые параметры массового износа пересчитывались по формуле Хрущёва – Арчарда в коэффициент износа. Сравнение результатов (с учетом разброса) позволяет сделать выводы о том, что средние оценки коэффициентов изнашивания образцов оболочек твэлов испытанных в парах с контробразцами из сплавов 08Х18Н10Т и Э110 равны. А средняя оценка коэффициента износа контробразцов из нержавеющей стали в 14 раз меньше, чем средняя оценка коэффициента износа контробразцов из циркониевого сплава Э110. Следует отметить, что, как и в зарубежных исследованиях, получен достаточно большой разброс результатов испытаний относительно среднего. Результаты использованы в расчётной методике оценки фреттинг-износа оболочек твэлов [9].

3. Испытания ТВС на сейсмические воздействия

В соответствии с нормативными требованиями НП-031 в случае МРЗ АЭС должна быть остановлена и переведена в безопасное состояние с возможностью разборки активной зоны. К оборудованию 1 категории сейсмостойкости, в том числе и к ТВС, при МРЗ предьявляется требование сохранить функцию обеспечения безопасности. Что означает, в частности, обеспечение возможности введения ПЭЛов в направляющие каналы (НК) ТВС за проектное время (не более 4 с). В связи с чем, возникает задача оценки деформаций и остаточного формоизменения ТВС в процессе и после МРЗ. Это требование порождает задачи оценки деформации ТВС, НК и сил удара ТВС о выгородку в процессе МРЗ.

3.1. Сейсмические испытания ТВС с определением модальных характеристик

Испытания были выполнены на стенде собираемости кинематическим возбуждением двумя вибраторами колебаний опор ТВС, подвешенной на тросе. Исследовались изменения пе-

редаточных характеристик в диапазоне частот 5–20 Гц от амплитуды ускорения опор ТВС, которая изменялась от 0,2 до 5 м/с^2. При амплитудах ускорения опор свыше 1 м/с^2 частоты собственных колебаний по 3 форме снижались от ~13 Гц до ~8 Гц, а коэффициенты демпфирования увеличивались на порядок. Сначала ширина пика и, соответственно, демпфирование росли, а затем снижались.

Как было показано испытаниями на поперечный изгиб, ТВС является нелинейной динамической системой. Нелинейность контролируется переходом твэлов от покоя к трению скольжения в соединениях с ДР при увеличении амплитуды колебаний и проявлением в сопряжении «твэл – ДР» механизма сухого трения скольжения. Происходит уменьшение изгибной жесткости ТВС, что вызывает снижение резонансных частот, и увеличивается диссипация энергии колебаний за счёт углового трения скольжения в парах твэл – ДР. В стоячей воде и в потоке теплоносителя также наблюдается влияние большой амплитуды воздействия на резонансные частоты. Эти впервые полученные результаты привели к корректировке расчетных моделей для учёта обнаруженных феноменов.

На ССВИ кинематическим возбуждением колебаний опор ТВС в воде определены передаточные функции ТВС в воде как отношение спектров отклика (перемещений или ускорений ТВС) и воздействия (перемещений или ускорений опор). По временным зависимостям установлено, что колебания всех ДР и опор ТВС близки к синфазным, а размахи перемещений ДР относительно опор составляют менее половины от абсолютных перемещений опор, То есть резонансов ТВС нет. Аналогичные результаты получены и в модальных испытаниях ТВС, в тех частотных диапазонах, где сейсмическое воздействие незначительно. В частотных диапазонах, на которые приходится максимальное воздействие, передаточные функции, как правило, близки к единице, что говорит об отсутствии резонансных откликов ТВС вследствие демпфирования до 30 % от критического. Этот вывод совпадает с опубликованным выводом французских исследователей. Этот результат, полученный впервые в России, имеет большое научное и практическое значение для обеспечения вибропрочности ТВС, поскольку ранее в расчётах использовалось представление о линейно-спектральном резонансном отклике ТВС на первых собственных частотах.

3.2. Определение силы удара ТВС о выгородку в потоке воды

В начале 2000 гг. были выполнены расчёты деформирования активной зоны при МРЗ на методом линейно-спектрального анализа. ТВС рассматривалась как линейная динамическая система, деформирующаяся преимущественно по первой форме, а коэффициент демпфирования принимался равным 0,02. Результаты независимых предтестовых расчетов сил удара ТВС о выгородку, выполненных двумя организациями для двух конструкций ТВС-2М и ТВСА, имеющих близкие динамические характеристики, отличались в несколько раз, а максимальная сила удара на одну ДР достигала 18 кН. Разница была обусловлена методической погрешностью, из-за отсутствия экспериментальных данных для верификации расчётных моделей.

Это послужило поводом для экспериментальных исследований процесса удара на стенде ССВИ для верификации расчётных моделей [10]. Колонка стенда была оснащена силоизмерителями для измерения силы удара ДР о выгородку в потоке воды при МРЗ 7 баллов. В экспериментах на одиночной ТВС максимальная сила удара ТВС не превышала 6 кН. Обоснование прочности ТВС при воздействии горизонтальных сжимающих нагрузок, возникающих в активной зоне при землетрясениях, проводилось на основании расчетов ударных сил взаимодействия между ТВС и ВКУ и их сопоставления с предельными сжимающими усилиями, определенными в испытаниях ДР на статическое сжатие.

3.3. Испытания канала регулирования реактивности на сейсмостойкость при МРЗ 7 баллов

Целью испытаний канала регулирования реактивности (КРР) в составе ТВС, БЗТ и привода СУЗ ШЭМ-3 на сейсмостойкость при МРЗ 7 баллов по шкале MSK-64 было получение времени падения ОР СУЗ при МРЗ площадок НВАЭС 2 и ЛАЭС 2.

Была разработана методика сейсмических испытаний КРР ВВЭР-1000 и создан стенд с имитацией горизонтальных сейсмических колебаний КРР [11]. Методика испытаний характеризуется двухосным возбуждением колебаний опор ТВС и привода СУЗ ШЭМ-3 на трёх высотных уровнях, воспроизведением низкочастотной длинноходовой части спектра сейсмического воздействия. А также отсутствием вертикального воздействия, воспроизведением расчёт-

ных сейсмограмм в режиме реального времени, наличием АСУТП и ПО TWR, позволяющем воспроизводить целевые сейсмограммы с высокой точностью. Проведены испытания привода СУЗ ШЭМ-3 и ТВС АЭС-2006 на сейсмостойкость при имитации сейсмограмм землетрясений силой 7 баллов, рассчитанных для площадки НВАЭС-2. Было проведено 15 сбросов ОР СУЗ при перепаде давления на ТВС 176 кПа, равном верхнему расчетному значению перепада давления на активной зоне РУ В-392М. Время падения ОР СУЗ при сбросах с имитацией МРЗ не превышало проектной основы 4,0 с. Оно находилось в диапазоне от 2,46 до 3,10 с (в среднем 2,80 с). Воспроизведение сейсмограмм МРЗ на опорах ТВС и привода СУЗ ШЭМ-3 приводило к увеличению среднего времени падения ОР СУЗ на 0,82 с. Показано, что сейсмостойкость КРР обеспечена, прочность ТВС обеспечена.

4. Испытания ТВС на аварийные воздействия

4.1. Исследование гидродинамических сил, действующих на модель ТВС при проектной аварии с разрывом трубопровода

Целью экспериментальных исследований являлось исследование сил и распределения статических (по Бернулли) давлений во времени во внутреннем пространстве корпуса высокого давления с имитатором ТВС в процессе разуплотнения контура, необходимых для верификации расчётного кода [12]. Моделировалась проектная авария с мгновенным разрывом трубопровода высокого давления. Задача: получение экспериментальных данных по перепаду давлений и сил на торцах ТВС при разрыве трубопровода, необходимых для верификации расчетной программы.

Была разработана методика исследований, основанная на воспроизведении процесса «гильотинного» разрыва трубопровода и прохождения ударной волны спада давления вдоль модели ТВС, создающего перепад давления теплоносителя на торцах ТВС. Построенный стенд включает в себя гидравлический контур с теплоносителем штатных параметров, модель ТВС в трубе – корпусе высокого давления, разрывное мембранное устройство, автоматизированные системы измерений и управления.

Модель ТВС представляет собой трубный пучок с ориентацией осей труб вдоль трубы-корпуса и по направлению истечения. Пучок состоит из 19 труб 76×6 мм с гексагональным расположением, соединенных сваркой через ДР, расположенные с шагом 500 мм. Торцы труб, образующих пучок, не заглушены. Крепление трубного пучка к корпусу осуществляется в четырех точках в районе торцев.

В процессе истечения рабочей среды на трубный пучок действуют силы, обусловленные разностью давлений на противоположных торцах труб. По результатам проведенных экспериментов были изучены характеристики динамических давлений и получены оценки переменной силы, возникающей от перепада давления между торцами пучка. Сила действует на трубный пучок в направлении истечения пара. Частота колебаний продольной силы была около 180 Гц, максимальная в реализованных экспериментах сила достигала 30 кН в направлении истечения.

При этом во всех экспериментах суммарный импульс силы в направлении истечения был больше, чем в противоположном направлении.

Выполнены исследования гидродинамических сил, действующих на модель ТВС при имитации разрыва трубопровода при различных параметрах рабочей среды в модели перед разрывом: давление в диапазоне 5,8–12,3 МПа; температура в диапазоне 135–235 °С.

Диаметр канала истечения рабочей среды для всех экспериментов был равен 60 мм.

Получены нестационарные распределения давления в модели при имитации разрыва трубопровода. Установлены закономерности пространственного и временного распределения давлений по модели после имитации разрыва трубопровода.

4.2. Испытания ТВС на падение с высоты при нарушении ТТО

В соответствии с правилами безопасности при хранении и транспортировании ядерного топлива требуется обеспечить ядерную и радиационную безопасность при транспортировании топлива, в частности необходимы экспериментальные данные по деформированию ТВС при падении с высоты и падении предметов в бассейн выдержки ТВС. Испытания проведены с целью получения экспериментальных данных для верификации программного комплекса LS-DYNA. Задачами испытаний были: измерения динамических ускорений, сил, деформаций при падениях моделей ТВС на жесткие основания и при падении предметов на модели секции стеллажей бассейна выдержки. Впервые была разработана методика, построен стенд, выполне-

ны скоростная видеосъёмка, исследованы процессы изменений во времени ускорения, деформации, силы удара при падениях 14 моделей и полномасштабного макета ТВС на жесткое основание, а также на элементы секции бассейна выдержки. Определены динамические и остаточные деформации моделей, возникающих в результате падения; исследован механизм деформирования и разрушения деталей моделей и ТВС. Разработана методика цифрового реалистического моделирования ударного деформирования ТВС. Выполнены расчёт деформирования макета ТВС, верификация программы LS DYNA [13]. В результате вертикального падения ТВС с высоты 9 метров у макета произошло разрушение нижней решётки по линиям контакта с опорными ребрами, деформации хвостовика в сферической и нижней части цилиндрической части. Нарушения целостности оболочек твэлов при ударе об основание не произошло. Наибольшие деформации ДР и твэлов отмечены в двух нижних пролетах. В нижнем пролете произошло сближение твэлов. Наименьший прогиб имели угловые твэлы. Показано, что как при вертикальном (с высоты 9 метров), так и горизонтальном (из вертикального положения-стоя) падениях целостность твэлов деформированного макета не нарушается. Показано хорошее совпадение расчётных и экспериментальных оценок параметров деформаций, ускорений, как для 14 испытанных фрагментов ТВС, так и для полномасштабного макета. Разница расчётных и экспериментальных оценок не превышает 1–8 %. Расчётный анализ аварийных ситуаций с облучённым топливом может быть верифицирован с использованием механических свойств облучённых материалов и результатов описанных выше испытаний. Получено лучшее понимание процесса деформирования ТВС при падении с высоты, позволяющее улучшить расчёты ядерной безопасности, оптимизировать транспортное оборудование. Результаты использованы для верификации ПО LS-DYNA.

4.3. Испытания ТВС на температуру до 650 °С

Для проектных аварий с потерей теплоносителя наиболее опасной является ситуация мгновенного разрыва входного главного циркуляционного трубопровода. По расчётам повышение температуры происходит у всех твэлов, что в сочетании со снижением давления теплоносителя, как показали эксперименты, создает предпосылки к раздутию оболочек твэлов. Целью исследований было получение экспериментальных данных, необходимых для расчётной оценки формоизменения ТВС и её элементов в режиме максимальной проектной аварии (МПА) с потерей теплоносителя. Задачами были разработка методики испытаний макета ТВС на температурно-силовые воздействия, методик высокотемпературных нагрева ТВС и измерений перемещений ДР ТВС. Для изучения процессов термомеханического деформирования были выполнены экспериментальные исследования макета УТВС и расчётное обоснование для ТВС АЭС 2006 [14].

Выбранный сценарий испытания в режиме температурной имитации аварии с потерей теплоносителя включал в себя разогрев усовершенствованной ТВС от 20 до 320 °С со скоростью 60 С/ч; выдержку при средней температуре ТВС 320 °С в течение 1 ч; разогрев до максимальной температуры штатной УТВС (668±13) °С со скоростью от 40 до 50 °С/ч с кратковременным нагружением поперечной силой 0,25 кН для имитации воздействия соседней ТВС; выдержку при максимальной температуре УТВС в течение 6 ч при продольном поджатии от 9 до 30 мм от исходного состояния при 20 °С; расхолаживание до 20 °С без принудительной циркуляции воздуха в контуре. Испытания привели к раздутию оболочек твэлов и увеличению размера ДР «под ключ» вследствие значительно большей скорости ползучести циркониевого сплава Э110 при 650 °С, чем при 320 °С и значительно большем, чем расчётное, времени высокотемпературного воздействия. Разброс размеров диаметров угловых твэлов в районе ДР8 составлял от 9,99 до 10,72 мм. Максимальное раздутие оболочек твэлов равнялось 10,72 мм (что соответствует окружной деформации 18 %) наблюдалось в средней по высоте части ТВС, где температура оболочек твэлов была максимальной. Максимальный размер ДР «под ключ» равный 244,2 мм наблюдался на ДР7, в районе наибольшего раздутия оболочек твэлов (по сравнению с проектным номинальным размером 235,1 мм). Результаты испытаний были использованы в расчетах формоизменения ДР ТВС-2006 в процессе МПА. Верификация расчетной модели раздутия оболочек твэлов выполнялась путем моделирования эксперимента по высокотемпературному нагружению УТВС. С точки зрения изменения размеров ДР «под ключ» важным является рассмотрение совместного деформирования твэлов и ДР. Изменение температуры твэлов во время аварии принято для наиболее горячего участка твэльной оболочки. Консервативно принято, что температура ячеек ДР равна температуре оболочек твэлов. Начальный диаметр

твэлов принят равным 9,1 мм. Нагружение осуществлялось давлением, прикладываемым к внутренней поверхности твэлов и усилиями на торцах. В результате расчета при проектных и экспериментальных условиях формоизменения ДР для избыточных давлений в твэле от 2 до 10 МПа получены деформации твэла и ДР. Получено, что в ходе аварии с временами стадии воздействий, соответствующих проектному сценарию не происходит значительного формоизменения ДР, препятствующего процессу выгрузки АЗ после аварии. Так, при избыточном внутреннем давлении под оболочкой твэла, равного 10 МПа, остаточное увеличение размеров «под ключ» ДР ТВС-2006, согласно полученным результатам, составляет порядка 0,06 мм. Результаты использованы в отчётной документации по обоснованию безопасности РУ строящихся АЭС.

Выводы

1. Результаты исследований поперечного изгиба и продольной устойчивости макетов ТВС различных конструкций использованы для создании «жёсткой» ТВС. Исследования термомеханического формоизменения макетов ТВС подтвердили конструкторские решения, обеспечившие гораздо большую стойкость макета ТВС-2М к формоизменению при циклических изменениях температуры, по сравнению УТВС.
2. Статистической обработкой данных по маневренным испытаниям «серийной» ТВС получена модель, которая описывает 96,3 % разброса данных. Модель учитывает все основные влияющие факторы, определяющие процесс термомеханического деформирования макета данной конструкции в данных условиях испытаний.
3. Испытаниями ТВС в стоячей воде на «застревание» ОР СУЗ показано, что основным критическим параметром, определяющим силу трения и застревание ПС СУЗ, являются не прогиб, а величина, обратная радиусу кривизны тепловыделяющей сборки и количество полуволн изгибной формы ТВС.
4. Испытаниями ТВС на прочность при падении утяжелённого ПС СУЗ обоснованы эффективность конструкторских решений для снижения напряжений в элементах ПС СУЗ, ТВС и обеспечения их ударной и циклической прочности.
5. Трибологические исследования ТВС в значительной мере стирают «белое пятно» в востребованных знаниях. Показано, что эксплуатационные факторы, например, вибрация и образование защитных плёнок значительно снижают силы трения. Эти исследования являются перспективными в плане снижения консерватизма и оптимизации ТВС.
6. Средние оценки коэффициентов изнашивания образцов оболочек твэлов испытанных в теплоносителе со штатным ВХР в парах с контробразцами из сплавов 08Х18Н10Т и Э110 равны. А средняя оценка коэффициента износа контробразцов из нержавеющей стали в 14 раз меньше, чем контробразцов из циркониевого сплава Э110.
7. Испытанные на фреттинг образцы узлов сопряжения УТВС с пролетами твэлов по 255 мм обладают значительным запасом износостойкости в наиболее консервативном варианте сопряжения с зазорами между твэлом и ДР. Методика успешно использована для испытаний 8 моделей твэлов ТВС-КВАДРАТ и испытаний 4 моделей ТВС с незакреплёнными твэлами.
8. Собственные частоты колебаний ТВС в воздухе определяются изгибной жесткостью и массой ТВС. Полученные экспериментальные оценки и расчётные оценки частот собственных колебаний, выполненные в РНЦ КИ, имели хорошее совпадение.
9. В потоке теплоносителя коэффициенты демпфирования собственных колебаний ТВС возрастают по сравнению с воздухом до 30 % от критического.
10. Фреттинг-износ оболочек твэлов в контакте с ДР контролируется механизмом резонансных колебаний твэлов, а не колебаниями ТВС, как двухопорной балки. Резонанс ТВС в потоке воды отсутствует вследствие высокого демпфирования.
11. ТВС является нелинейной динамической системой. При амплитудах ускорения опор свыше 1 м/с^2 у некоторых конструкций ТВС, испытанных в воздухе резонансные частоты снижались в 2 раза по сравнению с частотами собственных колебаний, а коэффициенты демпфирования увеличивались на порядок. Эти результаты были использованы для корректировок расчетных моделей с учётом обнаруженных феноменов.
12. По результатам исследований процессов колебаний и удара ТВС о выгородку при МРЗ расчётный линейно-спектральный метод был заменён на метод динамического анализа, а также верифицированы расчётные программы.
13. Прочность, целостность, работоспособность ТВС обоснована испытаниями на МРЗ 7 баллов обобщённой площадки АЭС-2006. Работоспособность ТВС как части канала регулиро-

вания реактивности (КРР) подтверждена временем падения ОР СУЗ, которое, в среднем для двух реакторов АЭС-2006, составило 2,8 с, то есть меньше 4,0 с.

14. Установлены экспериментальные закономерности пространственного и временного распределения давлений теплоносителя по модели ТВС после имитации разрыва трубопровода. Результаты использованы для верификации ПО РАДИУС-3D.

15. Динамические характеристики при падениях 14 моделей и полномасштабного макета ТВС на жесткое основание; исследован механизм деформирования и разрушения деталей моделей и ТВС. Показано, что при вертикальном и горизонтальном падении полномасштабного макета ТВС целостность твэлов деформированного макета не нарушается. Результаты использованы для верификации ПО LS-DYNA.

16. Испытания УТВС на температуру выше 600 °С были использованы для верификации расчетов ТВС-2006 для проектного сценария LOCA, которые показали, что в ходе аварии не происходит значительного формоизменения ДР, препятствующего процессу выгрузки АЗ после аварии.

Список литературы

1. Драгунов Ю.Г., Селезнев А.В., Васильченко И.Н., Кобелев С.Н., Семишкин В.П., Макаров В.В., Афанасьев А.В., Пузанов Д.Н. Экспериментальные и расчётные исследования жёсткости и формоизменения необлучённых ТВС ВВЭР-1000 // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Обеспечение безопасности АЭС. – 2004. – № 5.
2. Троянов В.М., Лихачев Ю.И., Фоломеев В.И. Метод расчета продольно-поперечного изгиба бесчехловой ТВС ВВЭР-1000 при эксплуатационных нагрузках // Ядерная энергетика. – 2002. – № 2.
3. Устименко А. и др. Механические характеристики тепловыделяющих сборок энергетических реакторов, определяемые в экспериментах на узлах и малых макетах // 2-я Российская конференция «Методы и программное обеспечение расчетов на прочность», Геленджик, 2002. – С. 102–118.
4. Гущик И.А., Макаров В.В., Селезнев А.В., Комарова С.Н. Расчетно-экспериментальное исследование проходимости гибких стержней в трубчатых каналах в зависимости от деформирования каналов // В Сб. ИМАШ РАН им. А.А. Благонравова. – М., 1999.
5. Макаров В.В., Афанасьев А.В., Матвиенко И.В., Дроздов Ю.Н., Пучков В.Н. Исследование влияния процессов трения и износа на работоспособность тепловыделяющих сборок ВВЭР // 7-я МНТК «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, Россия, 17–20 мая 2011 г.
6. Makarov V.V., Afanasyev A.V., Matvienko I.V., Tutnov A.A., Kiselev Alexander S., Kiselev Alexey S., Volkov S.E. WWER FA modal analysis under vibration force and kinematic excitation // Proceedings of the 7th International Conference on WWER Fuel Performance, Modelling and Experimental Support Conference, Albena, Bulgaria, September 17–21, 2007. – Paper 3A.2.
7. Афанасьев А.В., Макаров В.В., Матвиенко И.В. Экспериментальные исследования собственных и вынужденных колебаний ТВС в потоке теплоносителя // 7-я МНТК «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, Россия, 17–20 мая 2011 г.
8. Макаров В.В., Егоров Ю.В., Афанасьев А.В., Матвиенко И.В. Экспериментальные исследования стойкости к фреттинг-износу твэлов ТВС ВВЭР-1000 и ТВС-КВАДРАТ // 11-я международная конференция по топливу ВВЭР. 26.09 – 03.10.2015, г. Варна, Болгария.
9. Drozdov Yu.N., Tutnov Al.A., Tutnov A.A., Alexeyev E.E., Makarov V.V., Afanasyev A.V. Analytical and experimental studies of fretting-corrosion and vibrations of fuel assemblies of a VVER-1000 water cooled and water moderated power reactor // Topfuel-2006, Salamanka, Spain.
10. Makarov V.V., Afanasyev A.V., Matvienko I.V., Dolgov A.B., Volkov S.E. Experimental study of FA to core baffles impacts under simulated seismic loadings // TopFuel-2012, Manchester, A0188.
11. Макаров В.В., Лякишев Л.А., Афанасьев А.В., Матвиенко И.В., Пучков М.В., Иванов Д.А., Испытания имитатора ТВС АЭС 2006 с приводом СУЗ ШЭМ-3 на сейсмические воздействия на крупномасштабном стенде // ВАНТ. – 2010. – № 26.

12. Селезнев А.В., Семишкин В.П., Макаров В.В., Афанасьев А.В., Матвиенко И.В., Дроздов Ю.Н. Результаты дореакторных экспериментальных исследований прочности и износа оборудования в обоснование безопасности ВВЭР // 6-я международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 26–29 мая 2009 г., ОАО ОКБ «ГИДРОПРЕСС», г. Подольск, Россия.
13. Петкевич П.Г., Абрамов В.В., Юременко В.П., Пиминов В.В., Макаров В.В., Афанасьев А.В. Верификация расчетных моделей LS-DYNA применительно к задачам анализа деформаций транспортно-технологического оборудования и ТВС // ВАНТ. – 2010. – № 27.
14. Афанасьев А.В., Макаров В.В, Матвиенко И.В, Пузанов Д.Н. Расчетно-экспериментальная оценка возможного формоизменения ТВС-2006 при температурной имитации аварии с потерей теплоносителя // 11-я международная конференция по топливу ВВЭР, 26.09–03.10.2015, г. Варна, Болгария.

Результаты экспериментальных исследований смесительных свойств и гидравлических сопротивлений перемешивающих решёток на установке «ТРАССЕР»

Перепелица Н. И.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, nikip@ippe.ru

Аннотация

В докладе представлены результаты испытаний эффективности перемешивания воды и перепада давления в канале с моделью ТВС ВВЭР, оснащённой двумя дистанционирующими решётками и исследуемой перемешивающей решёткой (ПР). Изучение процессов перемешивания проводилось на установке «ТРАССЕР». Моделью ТВС являлась сборка из девятнадцати необогреваемых стержней с наружным диаметром 9,1 мм и длиной 1,3 м, расположенных по треугольной упаковке с шагом 12,75 мм. В качестве исследуемой ПР использовались ленточная перемешивающая решётка — ЛПР. Для оценки эффективности ЛПР проводились также опыты со сборками, оснащённых двумя ПР, предложенными ОАО «ОКБМ Африкантов». Данные ПР отличаются между собой схемами расположения дефлекторов – лопаток: закрутка вокруг твэла и порядная прогонка. Основным отличием ЛПР от этих ПР является использование для перемешивания потока в каждой ячейке двух лопаток вместо одной лопатки. Исследования перемешивания заключались в подаче в поток перед ПР трассера – красителя и последующего определения его концентрации красителя в исследуемых ячейках сборки. По степени изменения распределения концентрации по ходу потока определялся коэффициент перемешивания, который рассчитывался по адаптированной к данной задаче программе ОКБ «ГИДРОПРЕСС» ПУЧОК-1000. Дополнительно к исследованиям перемешивания проводились опыты по измерению перепада давления на исследуемой ПР.

Ключевые слова: реактор ВВЭР, тепловыделяющая сборка (ТВС), перемешивающая решётка (ПР), трассер – краситель, концентрация красителя, межячейковое перемешивание потока воды.

Введение

Повышение мощности тепловыделяющих сборок (ТВС) реактора ВВЭР в основном связано с совершенствованием их конструкций и, в частности, использованием промежуточных смесительных решёток (ПСР) или перемешивающих решёток (ПР) и дистанционирующих смесительных решёток (ДСР). С их помощью осуществляется перемешивание теплоносителя между ячейками ТВС и его турбулизация в ячейках. Это способствует выравниванию температур по ячейкам, а, следовательно, и повышению критической мощности на ~10–15 %.

Совершенствованием конструкций ПСР и ДСР для ТВС ВВЭР занимается целый ряд организаций: ОАО «ОКБМ Африкантов», АО «ОКБ ГИДРОПРЕСС», АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», НИЦ «Курчатовский институт», ПАО «МСЗ», ПАО «НЗХК» и др.

ОАО «ОКБМ Африкантов» для получения высокой интенсивности межьячейкового массообмена в ТВСА и ТВСА-АЛЬФА предложено использовать два типа ПР, отличающиеся между собой схемами расположения дефлекторов: «закрутка вокруг твэла» и «порядная прогонка» [1]. Дефлекторами являются лопатки, сформированные на верхних кромках образующих решётку полос в области их пересечения и отогнутые в межстержневые ячейки.

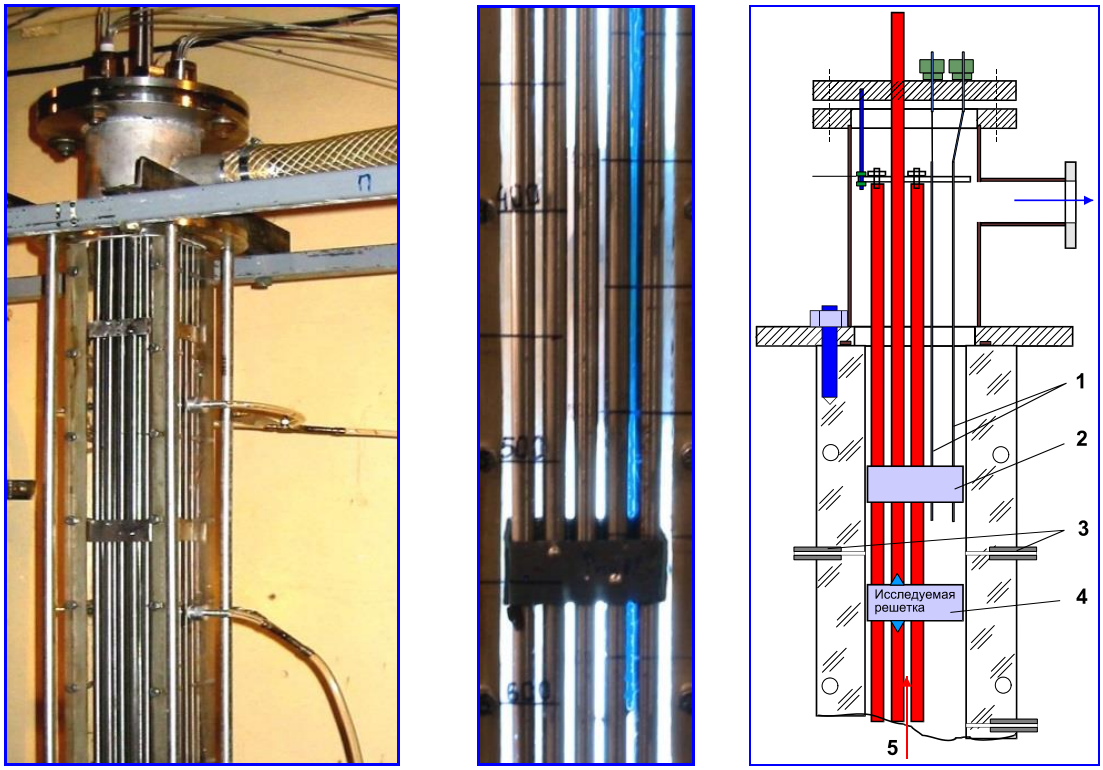
Эффективность применения этих ПР нуждается в гидродинамическом и теплофизическом обосновании. Одним из этих этапов может служить оценка степени турбулизации и интенсивности межьячейкового перемешивания теплоносителя различными ПР с помощью трассерного метода. Он основан на анализе распределения по сечению канала с многостержневой сборкой подаваемого в поток теплоносителя некоторого трассера.

В ГНЦ РФ – ФЭИ такой метод осуществляется с помощью установки ТРАССЕР [2].

1. Установка ТРАССЕР и методика проведения исследований

Принципиальная схема установки приведена на рис. 1. Её основными системами являются: циркуляционный контур с вертикально установленным экспериментальным каналом, система

подачи трассера и система отбора проб. В корпусе канала, выполненного из органического стекла, с поперечным сечением шестигранной формы размещалась модель ТВС. Она представляет собой сборку из девятнадцати необогреваемых стержней с наружным диаметром 9,1 мм и длиной 1,3 м, расположенных по треугольной упаковке с шагом 12,75 мм. Семнадцать стержней длиной 1,3 м являются неподвижными, а два стержня большей длины — подвижными. Гидравлический диаметр канала $d_г$ = 9,018 мм.



а) *б*) *в*)

Рис. 1. Фрагменты установки ТРАССЕР:
а – вид верхней части канала; *б* – вид боковой части сборки при подаче трассера в одну из ячеек (затененный зазор между стержнями по их высоте); *в* – принципиальная схема верхней части канала:
1 – пробоотборники; 2 – дистанционирующая решетка; 3 – отбор давления; 4 – исследуемая решетка;
5 – место подачи красителя

Сборка была оснащена тремя дистанционирующими решётками: верхней, промежуточной, нижней и исследуемой ПР. Промежуточная дистанционирующая решетка была прикреплена к двум подвижным стержням, а сверху к ней, на расстоянии 150 мм с помощью четырех уголков крепилась исследуемая ПР. Таким образом осуществлялась возможность перемещения ПР по длине канала. Указанная величина расстояния была выбрана из условия исключения производимых дистанционирующей решеткой возможных возмущений потока в районе расположения ПР.

Краситель «метиленовый голубой» $C_{16}H_{18}N_3SC$ подавался через один из подвижных стержней по центру ячейки 6, примыкающей к центральному стержню и ограниченной двумя соседними стержнями промежуточного ряда (№ 5 и № 6), рис. 2. Подача красителя осуществлялась на расстоянии 30 мм до исследуемой решетки. Расход красителя выбирался таким образом, чтобы его среднесмешанная концентрация в воде существенно превышала порог чувствительности метода измерений концентраций (11 мкг/л). Скорость подачи раствора красителя в поток выбиралась близкой к скорости потока воды (для снижения возмущений). Эти условия выполнялись при исходной концентрации красителя 150–200 мг/л и его расходе, равном 1/500 части от расхода воды, подача которой производилась снизу.

Отбор проб осуществлялся через девять из имеющихся четырнадцати пробоотборников. Они в виде трубочек с внутренним диаметром около 1,5 мм установлены вертикально в верхней части канала и выведены наружу корпуса через соответствующие уплотнения.

В качестве исследуемой ПР использовались ленточная перемешивающая решётка – ЛПР, изготовленная согласно техническому решению [3], рис. 3.

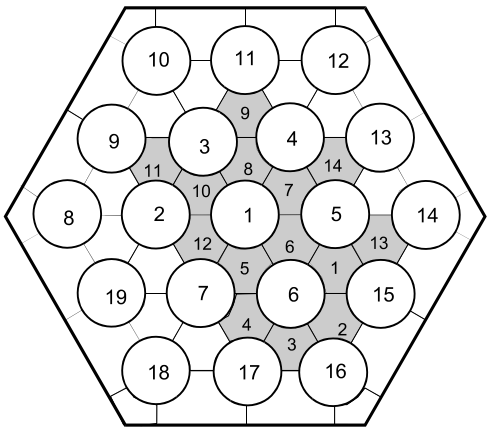
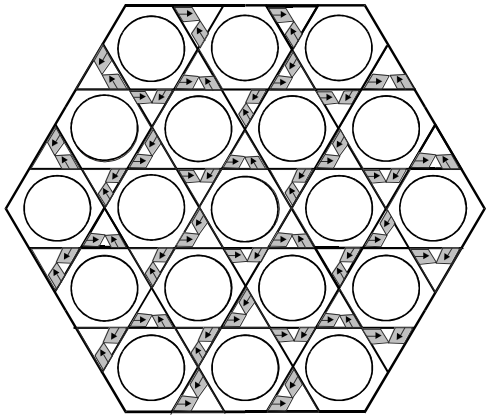


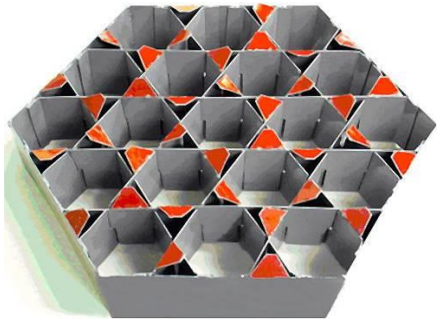
Рис. 2. Вид проходного сечения канала установки Трассер:
темным цветом выделены ячейки (№ 1 – 14), в которых осуществлялся отбор красителя

а)



б)

Рис. 3. Вид решётки ЛПР (*а*) и схема размещения лопаток в этой решётке (*б*): стрелками указаны направления их воздействия на поток теплоносителя



а)

б)

Рис. 4. Вид ПР типа «закрутка вокруг твэла» (*а*) [4] и «порядная прогонка» [5, 6] (*б*)

Для оценки эффективности использования ЛПР проводились также опыты со сборками, оснащённых двумя выше указанными ПР, предложенными ОКБМ Африкантов, рис. 4. В данной работе решётки типа: «закрутка вокруг твэла» [4] и «порядная прогонка» [5, 6] соответственно обозначены: СРВ (смесительная решётка, вращательная, с углом отгиба лопаток 38°) и СРП (смесительная решётка, прогоночная, с углом отгиба лопаток 30°).

Как видно из рис. 3 и 4, все решётки образованы из трёх групп, взаимно пересекающихся и параллельных между собой в каждой группе полос, снабжённых прорезями в местах их пересечения. Толщина и высота полос ЛПР была одинакова с СРВ и СРП. В результате их пересечения сформированы центрующие ячейки для размещения твэлов и межстержневые ячейки, имеющие форму равностороннего треугольника.

На верхних кромках полос этих решёток размещены смесительные лопатки трапецеидальной формы с одинаковой высотой 4,5 мм и длиной верхнего основания 2,5 мм, которые отогнуты в сторону межстержневых ячеек на заданный угол относительно оси потока теплоносителя.

Основным отличием ЛПР от СРВ и СРП, как видно из рис. 3 и 4, является использование для перемешивания потока в каждой межстержневой ячейке двух лопаток вместо одной лопат-

ки. У лопаток ЛПР длина её нижнего основания 4 мм, а у СРВ и СРП (рис. 4) длина их нижних оснований 5,5 мм.

Лопатки в каждой межстержневой ячейке ЛПР ориентированы между собой следующим образом, рис. 3 *б*. Одна из них – первая отогнута на одинаковый угол α вдоль одной группы полос для создания протяжённых поперечных течений вдоль параллельных рядов стержней. Вторая лопатка отогнута к первой на одинаковый угол β для возможности образования круговых вихрей в потоке теплоносителя между тремя соседними стержнями.

В опытах в зависимости от величин углов отгиба α и β использовались пять типов:

ЛПР-1 (α и β = 0º); ЛПР-2 (α = 30º, β = 20º); ЛПР-3 (α = 30º, β = 0º); ЛПР-4 (α = 0º, β = 20º); ЛПР-5 (α = 20º, β = 20º). Здесь следует отметить, что в ЛПР-2 первая лопатка опирается на боковую сторону второй лопатки, что приводит к повышению их устойчивости к возможным внешним воздействиям и частичному уменьшению площади лобового сопротивления для набегающего потока. При этом величина коэффициента блокировки проходного сечения канала при установке в него сборки с СРП или с ЛПР-2 находится в диапазоне 0,389–0,395. Под данным коэффициентом принимается отношение площадей: миделевого сечения решётки и проходного сечения канала без наличия решётки.

Опыты по исследованию перемешивания проводились следующим образом.

Сначала из возможных мест отбора проб выбиралось 9 мест, и устанавливалось необходимое расстояние z = 50; 100; 200; 250; 300; 340; 480 мм от испытываемой решетки до места отбора проб. С целью получения наиболее представительных результатов места отбора проб в дальнейшем изменялись. Подавался требуемый расход технической воды: 5,0; 10,0; 20,0 т/ч, что соответствует числу Re = (0,5; 0,9; 1,7)·10^4 и отбиралась её проба.

Далее подавался соответствующий расход красителя и осуществлялся отбор проб в мерные ёмкости. Исходная концентрация красителя в подаваемом растворе в подавляющем большинстве экспериментов составляла 200 мг/л. Концентрация красителя в пробах определялась на основе измерений оптической плотности раствора с помощью колориметра фотоэлектрического КФК-2.

После окончания опытов по исследованию перемешивания проводились измерения перепадов давления на ПР посредством U-образного манометра в зависимости от величины расхода подаваемой воды. Отборы давления располагались на участке длиной 270 мм с установленной в нём исследуемой ПР, рис. 1. К началу проведения этих измерений уже была известна зависимость величины коэффициента трения от числа Re для этого участка канала без решётки (гладком участке), полученная в предшествующих его гидравлических исследованиях.

Коэффициент гидравлического сопротивления исследуемой ПР определялся стандартным способом с использованием разности величин: измеренного перепада давления для участка с ПР и рассчитанного перепада давления для гладкого участка.

2. Результаты исследований

Результаты исследований изменения концентрации трассера в ячейках C_i (i – номер ячейки) по длине канала при расходе 20 т/ч для ЛПР-2 в виде штриховых линий приведены на рис. 5. Здесь же в виде сплошных линий показаны заданные значения коэффициентов перемешивания – K, рассчитанных по адаптированной к данной задаче программе ОКБ «ГИДРОПРЕСС» ПУЧОК-1000. Под коэффициентом K подразумевается отношение средней пульсационной поперечной скорости к аксиальной скорости. Необходимые значения K определялись для каждого z исходя из наилучшего согласия, имеющегося при этом максимального значения C_i с расчётной зависимостью K.

Как видно из рис. 5, максимальная величина C при z = 50 мм наблюдается сразу в двух соседних ячейках № 5 и № 7. Далее, в пределах 100 мм преимущественный переток трассера происходит сразу в двух противоположных направлениях: в первом – из ячейки № 5 в ячейку № 4 и во втором — из ячейки № 7 в ячейку № 8. Это свидетельствует об образовании в канале поперечных течений с двумя противоположными направлениями.

Протяжённость зоны уменьшения C при расходе воды 20 т/ч с максимальной до минимальной величины для ЛПР-2 составляет 200 м ($z/d_г$ = 22). Эту зону можно рассматривать как зону эффективного перемешивания. Затухание возмущений массообменных процессов происходит на большем расстоянии – 480 мм ($z/d_г$ = 52).

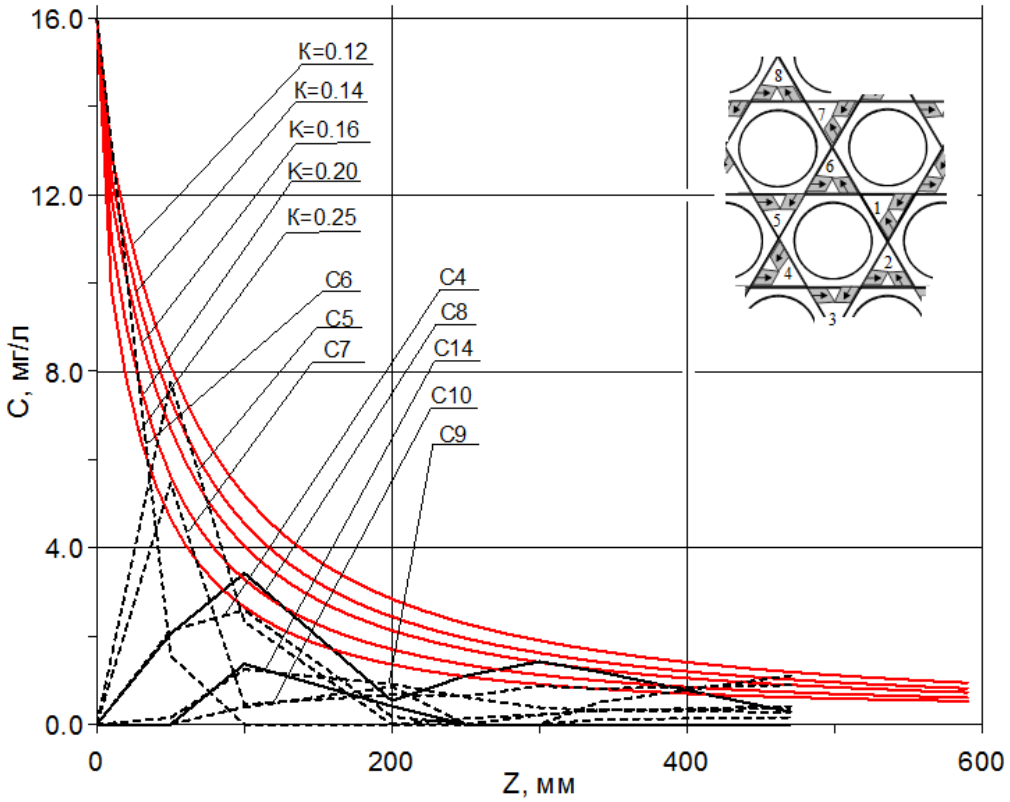


Рис. 5. Изменение концентраций трассера (штриховые линии) в ячейках № 4–10, 14 по длине канала с решёткой: ЛПР-2 при расходе воды 20 т/ч. Сплошные линии красного цвета – заданные расчётные значения коэффициентов перемешивания. В правой верхней части рисунка приведена схема расположения лопаток в ячейках № 1–8. Подача трассера осуществляется в ячейку № 6

При использовании СРП было выявлено, что максимальная величина C за ячейкой № 6 последовательно реализуется в ячейках № 7, 8 и 9, что согласуется с, выявленным ранее, образованием протяжённых поперечных течений между соседними рядами стержней [5]. Протяжённость зоны уменьшения C при расходе воды 20 т/ч с максимальной до минимальной величины составляет 250 мм ($z/d_г$ = 27,7). Затухание возмущений массообменных процессов, как и для ЛПР-2 происходит на большем расстоянии – $z/d_г$ = 52.

В случае использования СРВ было получено, что максимальная величина C за ячейкой № 6 последовательно реализуется в ячейках № 7, 8, 10, 12, 5, что согласуется с, выявленным ранее, образованием закрученных течений вокруг стержней [4]. Часть трассера поступает в соседние ячейки за счёт турбулентного массообмена. Протяжённость зоны уменьшения C при расходе воды 20 т/ч с максимальной до минимальной величины составляет 300 мм ($z/d_г$ = 33,3). Затухание возмущений массообменных процессов происходит на расстоянии 340 мм ($z/d_г$ = 38).

Здесь следует заметить, что указанные длины зон эффективного перемешивания для СРП и СРВ больше, чем представленные в работах [4–6], так как в них опыты были проведены с использованием газового трассера и при более высоком числе Re = $8 \cdot 10^4$.

При сравнении полученных величин K для СРП, ЛПР-5 и СРВ на расстоянии от них до 250 мм было выявлено, что эффективность перемешивания при наличии СРП и ЛПР-5 примерно одинакова, но лучше, чем при СРВ. Поэтому для дальнейшего сравнительного анализа результатов исследований, полученных для ЛПР, используются данные, полученные для СРП.

Для проведения обобщённой оценки эффективности перемешивания полученные величины K были усреднены по трём использованным расходам воды. Зависимость усреднённых величин коэффициентов перемешивания $\bar{K}$ от z для ЛПР и СРП представлена на рис. 6.

Как показано на рис. 6, наличие в сборке ПР приводит к повышению $\bar{K}$, но характер его изменения на расстоянии 0,3 м является сложным и зависит не только от площади воздействия лопаток на поток воды, но и от типа ПР. Наибольшая эффективность перемешивания на этом участке наблюдается только для ЛПР-2. При этом величина $\bar{K}$ для ЛПР-2 больше арифметической суммы величин $\bar{K}$ для ЛПР-3 и ЛПР-4. В последних отогнута только одна лопатка. При z = 0,3 м величина $\bar{K}$ для ЛПР-2 больше величины $\bar{K}$ для ЛПР-3 и для СРП в 1,67 раза.

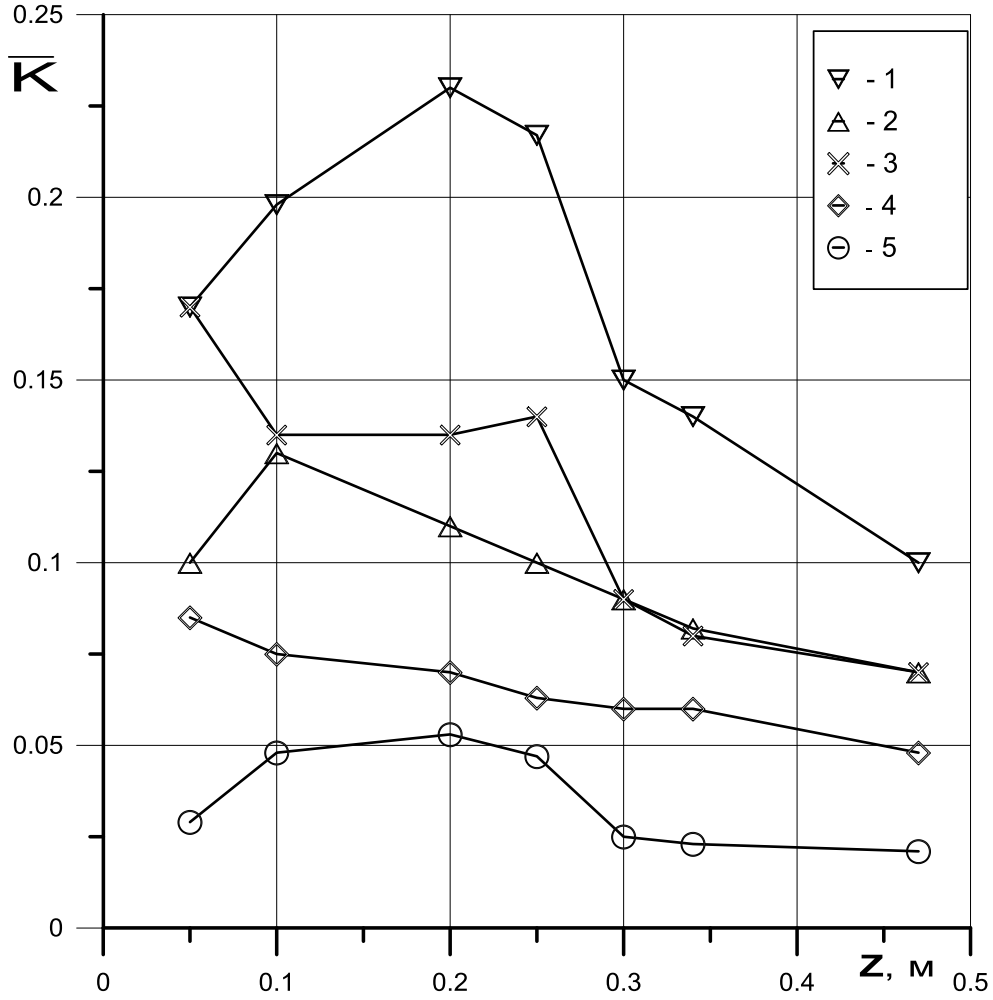


Рис. 6. Изменение усреднённого коэффициента перемешивания по длине канала для решёток:
1 – ЛПР-2; 2 – ЛПР-3; 3 – СРП; 4 – ЛПР-4; 5 – ЛПР-1

Такой результат, очевидно, достигается за счёт создания большей интенсивности поперечных течений в зазорах между ячейками. Этому способствует, отмеченное выше, одновременное образование в канале после ЛПР-2 и ЛПР-5 поперечных течений с двумя противоположными направлениями.

Результаты исследований коэффициента гидравлического сопротивления ξ для испытанных решёток приведены на рис. 7.

Как видно из рис. 7, примерно одинаковая величина ξ наблюдается для ЛПР-2 и СРП при $Re \leq 3{,}7 \cdot 10^4$, а также для ЛПР-5 и СРВ при $Re = (3{,}7–4{,}0) \cdot 10^4$. При $Re \geq 4{,}2 \cdot 10^4$ появляется начальный участок области автомодельного течения теплоносителя. Условия проведения данных опытов не позволили увеличить диапазон исследований по Re. На этом участке для ЛПР-2 $\xi \approx 0{,}57$, что практически совпадает с величиной ξ для ПР типа «порядная прогонка» с дефлектором 4,5 мм с углом отгиба 30°, показанной на рис. 3 работы [6]. Данная ПР, как было показано выше, является исследованной СРП.

Из сравнения результатов, приведённых на рис. 6 и 7, следует, что оснащение сборки решёткой ЛПР-2 вместо СРП приводит к заметному повышению эффективности перемешивания при их практически одинаковой величине коэффициента гидравлического сопротивления.

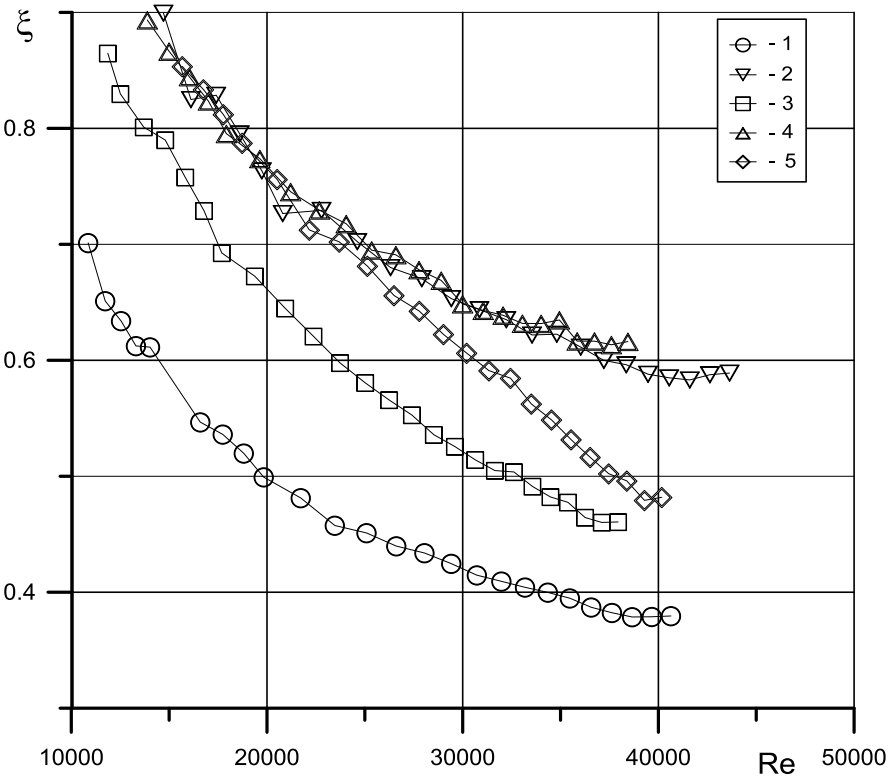


Рис. 7. Зависимость коэффициента гидравлического сопротивления от числа Рейнольдса для решёток: 1–3 – ЛПР-1; ЛПР-2; ЛПР-5; 4, 5 – СРВ и СРП, соответственно

Заключение

Анализ результатов проведённых экспериментальных исследований позволяет сделать следующие выводы:

1. Наличие в межстержневых ячейках ЛПР двух лопаток, отогнутых под соответствующими углами относительно оси потока теплоносителя, вместо одной лопатки приводит к одновременному образованию в канале поперечных течений с двумя противоположными направлениями.

2. Выявлено преимущество использования ЛПР-2 вместо СРП для ТВС ВВЭР. Оно состоит в повышении эффективного перемешивания потока теплоносителя при их практически одинаковой величине коэффициента гидравлического сопротивления. При этом наличие в ячейках двух опирающихся друг на друга лопаток вместо одной лопатки является более устойчивой структурой к их возможной деформации из-за образования внешнего воздействия.

3. Для получения полной объективной оценки эффективности использования ЛПР для ТВС ВВЭР необходимо проведение опытов по исследованию кризиса теплообмена.

Список литературы

1. Самойлов О.Б., Фальков А.А., Лукьянов В.Е., Шипов Д.Л., Долгов А.Б., Ефанов А.Д., Пометько Р.С. Расчетно-экспериментальные исследования в обоснование перемешивающих решеток-интенсификаторов для ТВСА ВВЭР-1000 // Сб. докл. на межведомственном семинаре «Теплогидравлические аспекты безопасности активных зон, охлаждаемых водой и жидкими металлами», 15–17 октября 2008 г. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2008 – С. 53–64.
2. Пометько Р.С., Селиванов Ю.Ф. Результаты исследований кризиса теплообмена и перемешивания теплоносителя применительно к реакторам ВВЭР / Сб. трудов 3-й научно-техн. конф. «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 26–30 мая 2003 г. – Подольск: ОКБ «ГИДРОПРЕСС». – 2003. – Т. 5. – С. 153–162.
3. Пат. №2581620, Россия, G21c 3/322, Структура пластинчатой решётки для тепловыделяющей сборки, заявл. 17.03.2015, опубл. 20.04.2016.
4. Бородин С.С., Дмитриев С.М., Легчанов М.А., Хробостов А.Е. Исследования эффективности перемешивания и массообмена потока теплоносителя в ТВСА реакторов ВВЭР при использовании перемешивающих решеток типа «закрутка вокруг твэла». // Сб. докл. на меж-

ведомственном семинаре «Теплогидравлические аспекты безопасности активных зон, охлаждаемых водой и жидкими металлами», 15–17 октября 2008 г. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2008. – С. 96–104.

5. Бородин С.С., Дмитриев С.М., Легчанов М.А., Солнцев Д.Н., Хробостов А.Е. Исследования локального массообмена теплоносителя в ТВСА реакторов ВВЭР при использовании перемешивающих решеток типа «порядная прогонка» // Сб. докл. на межведомственном семинаре «Теплогидравлические аспекты безопасности активных зон, охлаждаемых водой и жидкими металлами», 15–17 октября 2008 г. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2008 –С. 105–110.
6. Бородин С.С., Дмитриев С.М., Легчанов М.А., Хробостов А.Е. Расчетно-экспериментальные исследования массообмена потока теплоносителя в ТВСА реакторов типа ВВЭР при использовании перемешивающих решеток. // Сб. докл. 3-ей научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 26–30 мая 2009. Подольск: ФГУП ОКБ «ГИДРОПРЕСС», 2009. – С. 128.

Экспериментальное исследование теплофизических процессов при работе пассивных систем безопасности ВВЭР

Морозов А. В., Калякин Д. С.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, sas@ippe.ru

Аннотация

Представлены результаты экспериментального исследования теплогидравлических процессов при работе пассивных систем безопасности реакторных установок ВВЭР нового поколения. Эксперименты выполнены на модельных экспериментальных стендах, сооруженных в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ». Изучены процессы взаимодействия встречных потоков насыщенного пара и холодной воды в вертикальном паропроводе дополнительной системы пассивного залива активной зоны из гидроемкостей второй ступени. Исследованы особенности процесса неразвитого кипения жидкости на одиночной горизонтальной трубе, обогреваемой паром и парогазовой смесью, характерного для конденсационного режима работы парогенератора ВВЭР.

Ключевые слова: ВВЭР, пассивные системы, вертикальная заглушенная труба, горизонтальная трубка, конденсация, кипение.

Введение

В Российской Федерации на площадке Нововоронежской АЭС сооружен и эксплуатируется первый энергоблок, выполненный по проекту «АЭС-2006» с реакторной установкой ВВЭР-1200. Кроме того, основные решения по безопасности используются на АЭС «Куданкулам», два энергоблока которой эксплуатируются в Индии [1]. На площадке Курской АЭС-2 в апреле 2018 года начато сооружение головного энергоблока «ВВЭР-ТОИ». Главной особенностью современных проектов АЭС с ВВЭР является использование дополнительных пассивных систем безопасности в сочетании с активными традиционными системами. К числу пассивных систем безопасности, использованных в проектах «АЭС-2006» и ВВЭР-ТОИ, относятся: система пассивного залива активной зоны из гидроемкостей второй ступени (система ГЕ-2) и система пассивного отвода остаточных тепловыделений (СПОТ).

Система ГЕ-2 предназначена для пассивной подачи раствора борной кислоты в активную зону реактора с целью отвода остаточных тепловыделений в условиях полной потери источников электроснабжения, включая дизель-генераторы, и течах первого контура РУ [2]. ДСПЗАЗ состоит из четырех групп гидроаккумулирующих емкостей (по две емкости объемом 120 м^3 в каждой) с раствором борной кислоты, находящихся под атмосферным давлением. В верхней части гидроемкости второй ступени подключены к «холодным» ниткам главных циркуляционных трубопроводов в зоне непосредственной их близости к коллекторам парогенератора (ПГ). При возникновении аварийной ситуации с потерей теплоносителя первого контура и падении давления в главном циркуляционном контуре (ГЦК) до 1,5 МПа клапаны открываются и, после опорожнения парового трубопровода, в верхнюю часть гидроемкостей начинает поступать насыщенный пар под давлением соответствующим давлению в реакторной установке. По линии слива гидроемкости второй ступени подключены через обратные клапаны к трубопроводам подсоединения к реактору гидроемкостей первой ступени в неотключаемой от первого контура части.

В состав систем безопасности также входит система пассивного отвода тепла (СПОТ). СПОТ состоит из четырёх независимых каналов, по одному на каждый парогенератор [3]. 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 генерацией 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.

Для обоснования проектных функций и работоспособности пассивных систем охлаждения активной зоны РУ ВВЭР в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» было организовано выполнение программы экспериментальных исследований на крупномасштабных стендах. Проведенные эксперименты позволили обосновать работоспособность системы ГЕ-2 [4, 5], а также исследовать работу парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме [6, 7].

В то же время проведенный анализ показал, что работа пассивных систем сопряжена с наличием в элементах основного оборудования АЭС малоисследованных теплогидравлических процессов. К их числу относятся процесс излива недогретой жидкости во встречный поток насыщенного пара при запуске системы ГЕ-2 и процесс теплопередачи от конденсирующегося в горизонтальных трубах насыщенного пара и парогазовой смеси к кипящей воде (это имеет место при работе парогенератора в конденсационном режиме).

Детальные исследования теплогидравлических процессов при работе пассивных систем целесообразно проводить на установках меньшего масштаба, более гибких с точки зрения расширения диапазона исследуемых параметров и позволяющих осуществить более тщательное их оснащение измерительными приборами.

Исследование процессов истечения воды во встречный поток пара при запуске системы пассивного залива активной зоны ГЕ-2

Несмотря на принципиальную простоту гидравлической схемы системы ГЕ-2, возникающие при запуске процессы нестационарного взаимодействия пара и недогретой воды в системе «первый контур РУ – система ГЕ-2» способны на начальном этапе работы оказать существенное негативное влияние на работоспособность системы пассивного залива. Одним из факторов, оказывающих влияние на время выхода системы пассивного залива на проектный расход, является взаимодействие пара и недогретой воды на вертикальных участках паровой линии, соединяющей реактор с верхней частью гидроемкостей. Причем, данное взаимодействие происходит в заглушенной сверху вертикальной трубе, так как в роли верхней заглушки выступает полностью заполненная водой гидроемкость.

Обзор литературных источников показал, что подобные процессы истечения недогретой воды во встречный поток пара в вертикальной заглушенной трубе в публикациях не рассмотрены. Противоточное течение пара и жидкости в основном рассматривается в литературе с точки зрения изучения явления «захлебывания» (flooding), возникающего при определенном соотношении между расходами подъемного парового потока и опускного потока кипящей воды ($T = T_s$) [8]. Взаимодействие в трубах недогретой воды и пара исследовано применительно к процессам конденсационных гидроударов, имеющих место при поступлении в трубопроводы, заполненные паром, холодной воды [9]. Авторам известна только одна работа [10], в которой исследовано истечение жидкости из заглушенных сверху объемов (бутылок) в атмосферный воздух.

Для выяснения характера процессов истечения недогретой воды во встречный поток пара в вертикальной заглушенной трубе в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» были проведены экспериментальные исследования [11]. Проведенные эксперименты показали, что процесс истечения недогретой воды во встречный поток пара в вертикальной заглушенной сверху трубе существенно отличается от опорожнения заглушенных труб в воздух, когда основным механизмом опорожнения трубы в воздух является замещение объемов жидкости пузырями барботируемого газа на нижнем срезе трубы.

В случае истечения в пар из-за глубокого недогрева и отсутствия искусственных центров образования пузырей (дырчатый лист) процессы сквозного барботажа становятся невозможными, в связи с чем, характер истечения значительно меняется. Результаты проведенных экспериментальных исследований позволили выявить следующие характерные черты механизма опорожнения заглушенных труб во встречный поток пара [12]:

– из-за интенсивной конденсации пар не доходит до верха трубы с образованием там уровня, то есть происходит «зависание» водяного столба у верхней крышки рабочего участка;

– в трубе образуется ярко выраженная граница раздела фаз «пар – жидкость», движущаяся вверх по мере опорожнения;

– опорожнение трубы происходит двумя путями: за счет формирования и свободного отрыва объемов жидкости с «зеркала» воды и удаления части жидкости вместе со стекающей по стенке пленкой конденсата.

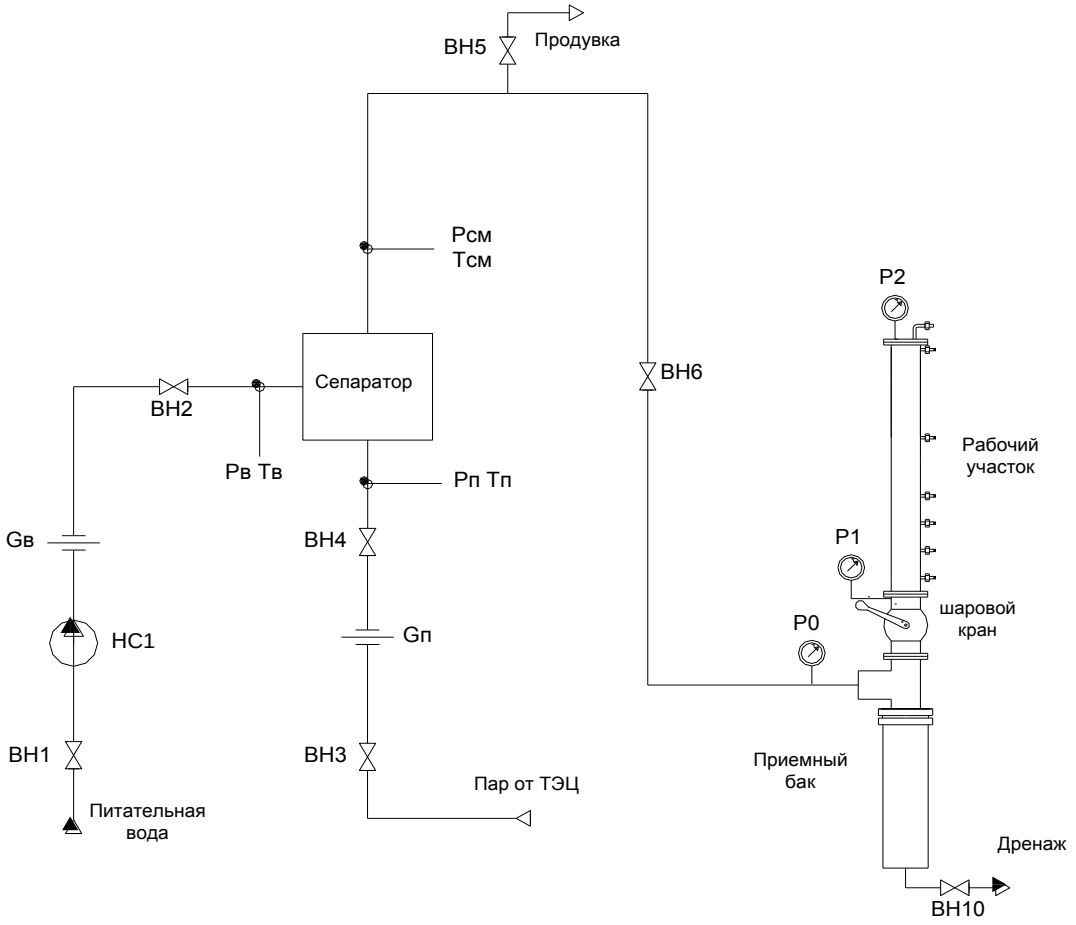


Рис. 1. Технологическая схема экспериментальной установки

Опыты по исследованию процессов истечения воды были проведены на рабочем участке Ду25 при давлениях 0,5 и 1,5 МПа, а также на рабочих участках Ду50 и Ду100 при давлении 0,5 МПа [12]. Таким образом, остался неисследованным режим с окончательными проектными параметрами дополнительной системы пассивного залива режим: излив из трубопровода Ду100 во встречный поток насыщенного пара при давлении 1,5 МПа. Для его изучения была создана экспериментальная установка (ЭУ), технологическая схема которой представлена на рис. 1.

Стенд состоял из контура рабочего участка и системы подготовки пара заданных параметров, которая включала в себя линии подвода охлаждающей воды и пара, с запорно-отсечной арматурой, а также смеситель с сепаратором. Рабочий участок РУ-1000/98, изображенный на рис. 2, представлял собой заглушенную трубу из нержавеющей стали диаметром 102×2 мм и высотой 1010 мм. В нижней точке рабочего участка находилась приемная емкость, в которую сливался конденсат. Рабочий участок был оснащен шестью термопарными гребенками, которые регистрировали прохождение фронта раздела фаз «пар – жидкость», а также температурные поля в паровом объеме. Каждая гребенка состояла из шести кабельных термопар с наружным диаметром защитный оболочки 0,8 мм (погрешность измерения ±1,0 °С), жестко закрепленных на несущем стержне диаметром 3 мм, предназначенных для измерения профиля температуры по радиусу трубы. В верхней части был расположен патрубок с вентилем для заполнения водой и установлен датчик давления Метран-100-ДИ для измерения давления (основная погрешность прибора ±0,25 %). Использованные датчики и вторичные приборы подключались к компьютерной системе автоматизированного измерения и сбора основных параметров ЭУ.

Проведение экспериментов начиналось с подготовки пара заданных параметров. До начала эксперимента полученный пар стравливался в атмосферу, полученный конденсат сливался в дренаж. Параллельно с подготовкой пара шло заполнение дистиллированной водой рабочего участка. Средняя температура воды в рабочем участке в исходном состоянии равнялась ~30 °С, то есть величина ее недогрева составляла ~170 °С. После завершения подготовительных процедур включалась система записи данных и открытием шарового крана в нижней части рабочего участка начинался эксперимент.

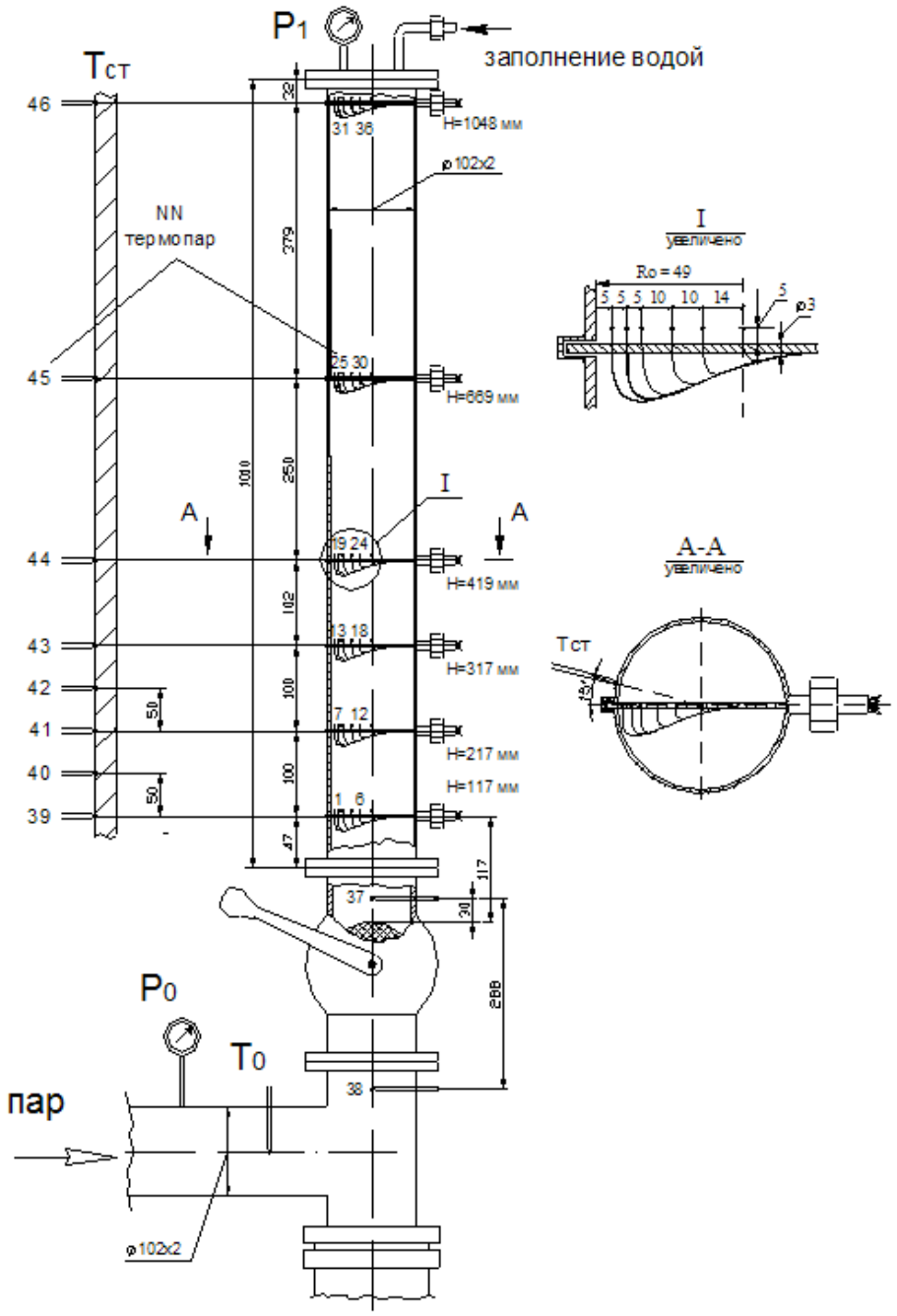


Рис. 2. Рабочий участок РУ-1000/98

Главной исследуемой гидродинамической характеристикой истечения недогретой воды во встречный поток пара явилось изменение давления в верхней точке рабочего участка в процессе опорожнения, приведенное на рис. 3.

Из рис. 3 видно, что при открытии шарового крана происходит резкий скачок давления в рабочем участке до уровня ~0,91P_s, затем наблюдается его падение до уровня 0,8P_s, вызванное началом конденсации пара на истекающей холодной жидкости. В момент времени τ = 2,0 с давление начинает расти, что свидетельствует о превышении расхода, поступающего в рабочий участок пара его убыли при конденсации (на стенке трубы, «зеркале» свободной поверхности и падающей жидкости). В дальнейшем, с момента времени τ = 4,0 с наблюдается повышение давления до уровня P_s, которое достигается при τ = 22,0 с. Это время и было принято за момент опорожнения трубы. Средняя скорость истечения составила $47{,}4 \cdot 10^{-3}$ м/с.

Дополнительная информация о процессе истечения была получена при измерении полей температур внутри рабочего участка. На рис. 4 приведена запись показаний термопар в центре трубы в ходе эксперимента.

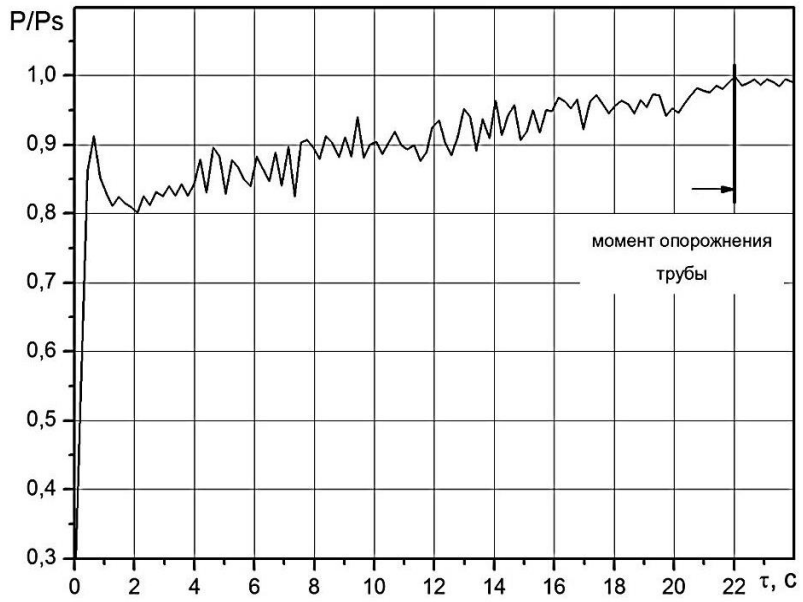


Рис. 3. Изменение относительного давления в верхней точке рабочего участка при истечении воды во встречный поток пара

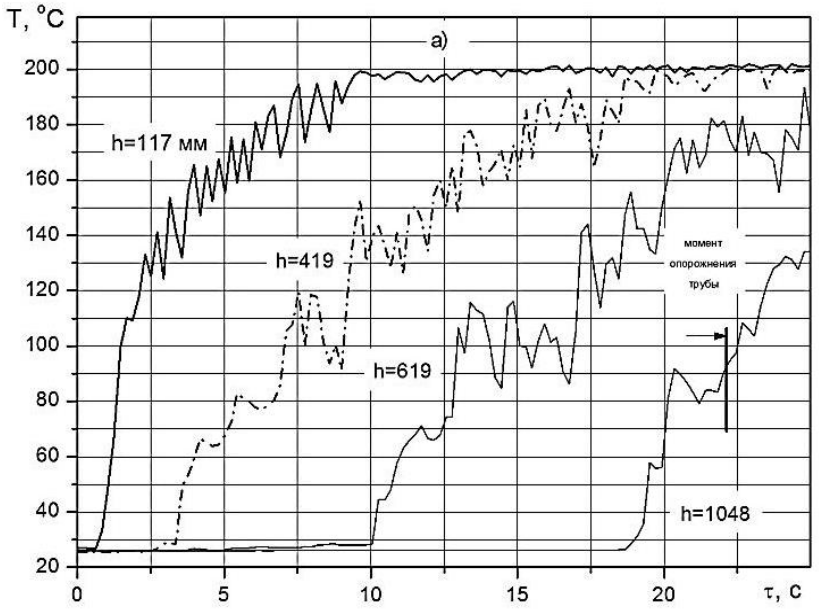


Рис. 4. Изменение температуры двухфазного потока в центре рабочего участка в период его опорожнения, *h* – высота расположения термопар, мм

Из рис. 4 видно, что в эксперименте наблюдался последовательный рост показаний термопар, свидетельствующий о продвижении потока пара вверх по мере опорожнения рабочего участка. В нижней части трубы уже через ~10 с температура потока достигает температуры насыщения по всему сечению. Это свидетельствует о том, что падающие капли жидкости успевают прогреваться до T_s и процесс объемной конденсации в этой зоне прекращается. На высоте h = 419 мм выравнивание температур происходит при $\tau \approx 20$ с, а выше этой отметки за время полного опорожнения трубы температура потока не достигает значения температуры насыщения.

На основании полученных ранее результатов была получена полуэмпирическая формула, для определения средней скорости истечения воды из заглушенных сверху вертикальных труб в пар [12]:

$$W = 0{,}019 \cdot \sqrt{gd} \cdot \left[1 + 17{,}1 \cdot \left(\frac{d}{h}\right)\right], \qquad (1)$$

где $\varepsilon_h = 1 + 17{,}1 \cdot (h/d)^{-1}$ – поправочный коэффициент, учитывающий влияние начальных эффектов на скорость истечения.

Полученная в эксперименте скорость истечения достаточно хорошо совпадает с рассчитанной по зависимости (1) (рис. 5), что позволило расширить диапазон применения данной формулы: давление пара P = 0,4–1,5 МПа, внутренний диаметр трубы d = 0,025–0,1 м, ее высота $h \geq 1$ м, недогрев жидкости $\Delta T_{\text{нед}}$ = 120–170 °С. Отклонение экспериментальных точек от расчетной зависимости не превышает ±10 %.

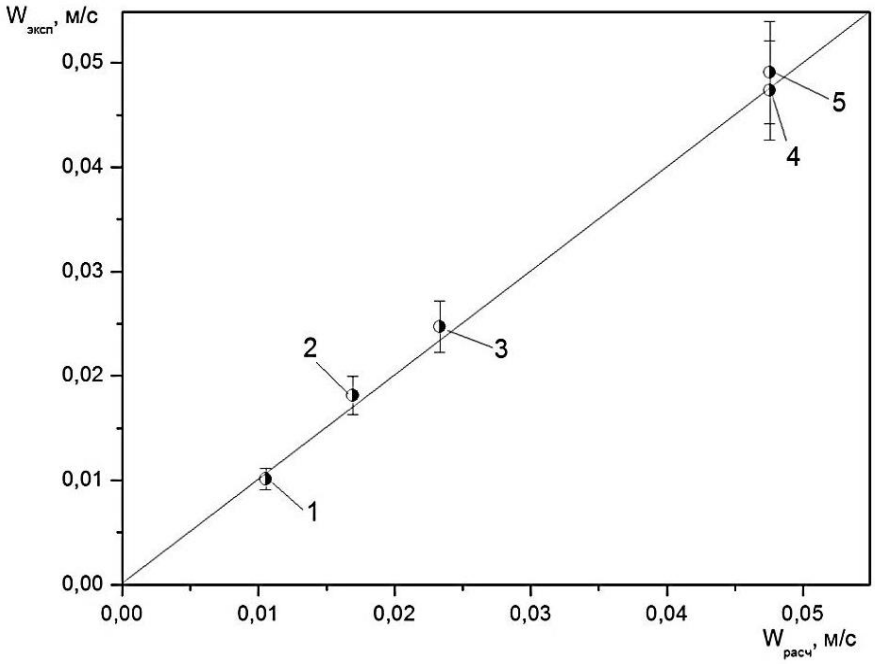


Рис. 5. Сравнение расчетных и экспериментальных данных по скоростям истечении воды во встречный поток пара:
1 – P = 1,5 МПа, d = 0,028 м, L = 8,3 м, 2 – P = 0,5 МПа, d = 0,05 м, L = 3,1 м; 3 – P = 0,5 МПа, d = 0,05 м, L = 1,1 м; 4 – P = 0,5 МПа, d = 0,098 м, L = 1,1 м; 5 – P = 1,5 МПа, d = 0,098 м, L = 1,1 м

Исследование теплогидравлических процессов при работе парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме

Проведенные на крупномасштабном стенде ГЕ2М-ПГ эксперименты позволили обосновать работоспособность парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме [13–16]. Однако, опыты были выполнены только при одном давлении первого контура, в достаточно узком диапазоне расходов пара и при незначительном изменении концентраций неконденсирующихся газов. Для более детального исследования процессов неразвитого пузырькового кипения, характерных для конденсационного режима работы ПГ, в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» была создана экспериментальная установка, схема которой представлена на рис. 6.

В состав стенда входят два контура. Первый контур включает в себя парогенератор объёмом 300 л с внутренним регулируемым электрическим нагревателем максимальной мощностью 12 кВт, два накопительных бака пара объёмом 48 и 52 л, технологические линии с арматурой, «горячий» и «холодный» коллекторы, а также мерные ёмкости для сбора конденсата, образующегося в рабочем участке. Максимальные рабочие параметры парогенератора: давление 0,6 МПа, температура 160 °С. Все элементы первого контура выполнены из нержавеющей стали Х18Н10Т. Расположение основных элементов экспериментальной установки показано на рис. 7.

В качестве рабочего участка используется U-образная нержавеющая труба диаметром 16×1,5 мм и длиной 10,2 м. Длина, внешний диаметр и толщина стенки теплопередающей трубки экспериментальной установки соответствует параметрам трубки натурного парогенератора. Материал трубки также соответствует используемому в парогенераторах ВВЭР. Для обеспечения стока конденсата трубка выполнена с уклоном в сторону обоих коллекторов с высотным перепадом 20 мм.

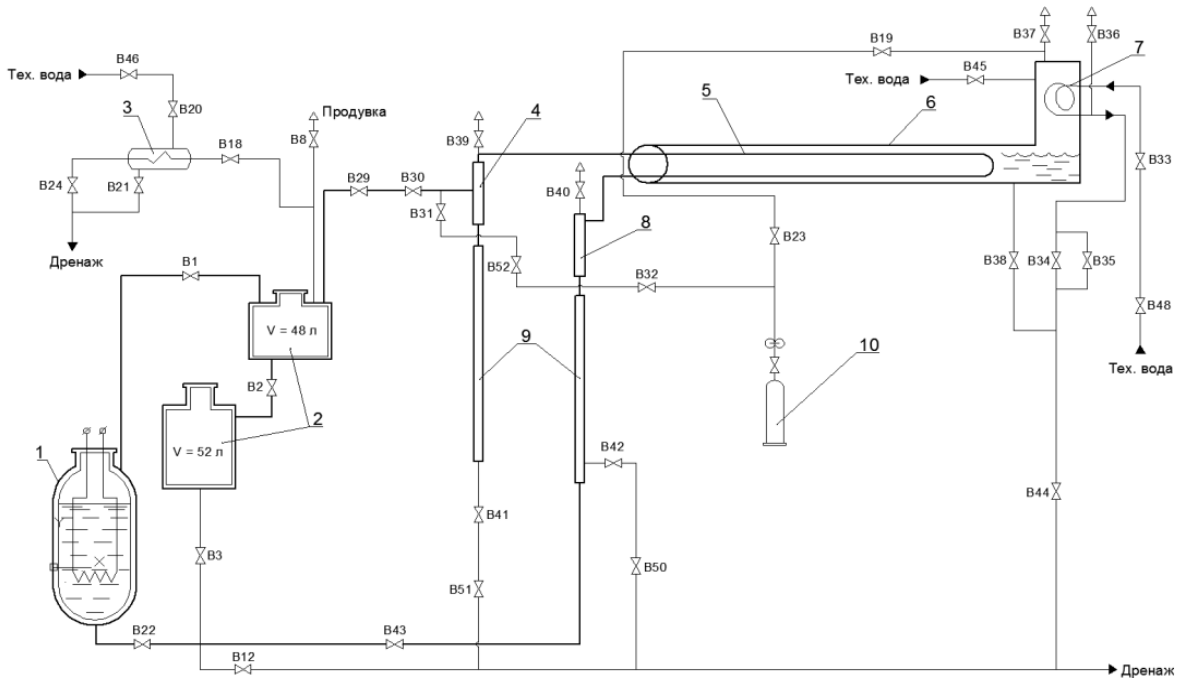


Рис. 6. Принципиальная схема экспериментальной установки:
1 – парогенератор; 2 – накопительные баки; 3 – конденсатор системы регулировки давления; 4 – «горячий» коллектор; 5 – рабочий участок; 6 – внешний кожух; 7 – конденсатор; 8 – «холодный» коллектор; 9 – мерные емкости; 10 – баллон с неконденсирующимся газом

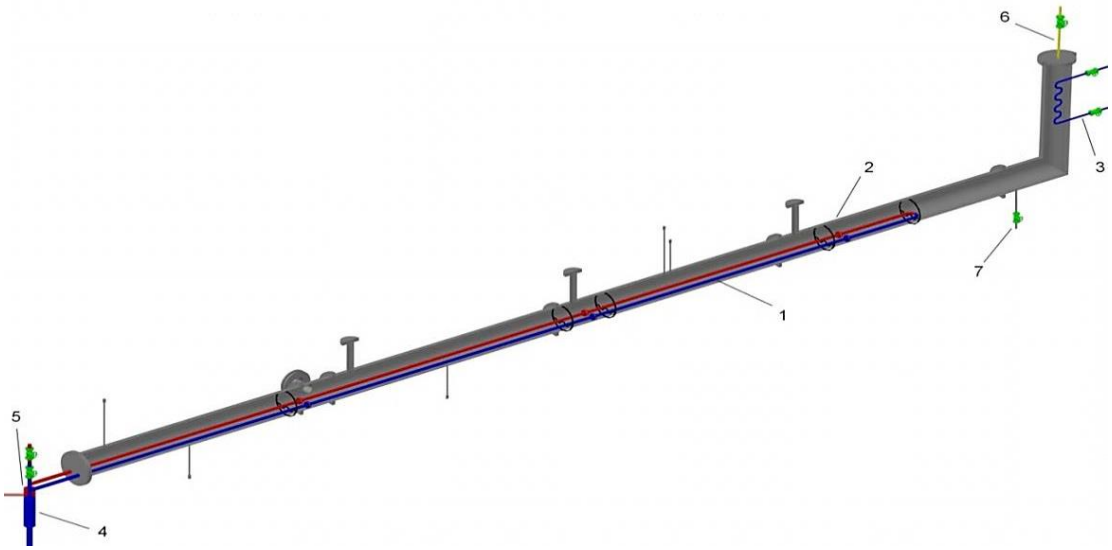


Рис. 7. Основные элементы экспериментальной установки:
1 – теплопередающая трубка (рабочий участок); 2 – внешний кожух; 3 – змеевиковый конденсатор; 4 – «холодный» коллектор; 5 – «горячий» коллектор; 6 – воздушник; 7 – дренаж

Второй контур установки включает в себя внешний кожух (корпус рабочего участка общей длиной 6,5 м, диаметром 0,16 м), заполненный кипящей водой и паром со змеевиковым конденсатором. Корпус состоит из пяти секций, соединенных между собой фланцами. Последняя секция имеет Г-образную форму, в верхней (паровой) части размещается водяной конденсатор, предназначенный для регулировки давления второго контура. Для визуального наблюдения за процессом кипения в одной из секций кожуха предусмотрено смотровое окно.

Для удаления воздуха из первого и второго контуров стенда имеются продувочные вентили. Оба контура соединены технологическими линиями с общей системой заполнения дистиллированной водой и дренажом. Основное оборудование стенда и технологические линии оснащены регулируемыми нихромовыми нагревателями и теплоизолированы.

Контрольно-измерительные приборы, установленные на стенде, позволяли регистрировать в ходе экспериментов давление, температуру и уровень в основных элементах установки. Измерение перепада давления между первым и вторым контурами установки производился с

помощью датчика Метран-150-ДД (класс точности 0.1). Конденсационная мощность стенда измерялась по скорости накопления конденсата в обогреваемых электронагревателями мерных емкостях, подсоединенных к нижним частям «горячего» и «холодного» коллекторов. Измерение уровня образующегося конденсата проводилось с помощью приборов измерения дифференциального давления Метран-150-ДД. После заполнения мерной емкости проводилось её периодическое дренирование.

На стенде были проведены опыты при трех значениях давления пара первого контура P_{S1} = 0,21, 0,35, 0,5 МПа. Эксперименты проводились при постоянном давлении P_{S1} и различных значениях P_{S2}, то есть при изменении разности давлений ΔP между первым и вторым контурами. Диапазон исследованных перепадов давлений составлял примерно 10–70 кПа. Изменение давления P_{S2} выполняли регулированием расхода технической воды через конденсатор.

Значения коэффициентов теплопередачи во всех исследованных режимах были определены с использованием значения экспериментально измеренных величин массового расхода пара и перепада давлений между контурами. По известным характеристикам рабочего участка и, принимая значение коэффициента теплообмена со стороны пара равным $\alpha = 10^4$ Вт/м^2·К, были определены значения коэффициентов теплоотдачи со стороны кипящей воды. Полученные результаты были обобщены в виде зависимости, представленной на рис. 8. Как видно из графика, полученные результаты согласуются с данными других исследователей и обобщаются известной зависимостью для кипения в большом объёме с точностью ±20%.

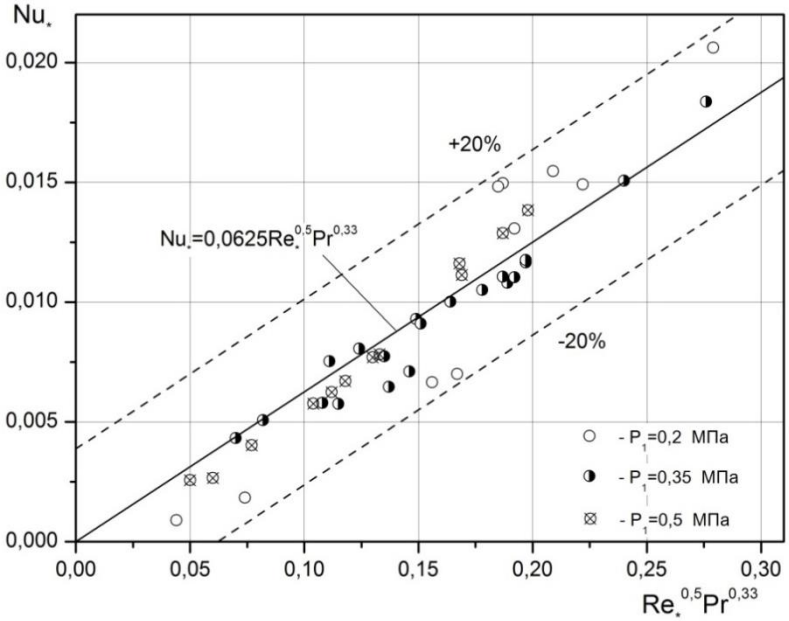


Рис. 8. Экспериментальные данные по теплообмену при кипении воды на одиночной горизонтальной трубе: P_1 – давление среды первого контура

Кроме экспериментов на чистом паре, на стенде был выполнен опыт с подачей парогазовой смеси (в качестве неконденсирующегося газа использовался азот). Эксперимент был выполнен при давлении пара первого контура P_1 = 0,2 МПа. Подача азота в рабочий участок осуществлялась девятью порциями. Объемное содержание неконденсирующегося газа в трубке и «холодном» коллекторе ε в ходе эксперимента увеличилось от 0 до 47 %. Значение ε определялось по известной массе газа, поданной в контур, и средней температуре парогазовой смеси, которая определялась усреднением показаний термопар, установленных в шести сечениях по длине теплопередающей трубки. На рис. 9 показано изменение давлений сред первого и второго контуров в эксперименте по мере увеличения массы неконденсирующегося газа в контуре.

На рис. 10 показано изменение относительной величины конденсационной мощности в эксперименте. Из рисунка видно, что увеличение объемной доли неконденсирующегося газа до 30 % практически не повлияло на мощность экспериментальной установки, и она снизилась только до уровня 95 % от первоначальной, полученной на чистом паре. Причиной этого является наличие в системе обратных связей. Уменьшение давления, а, следовательно, и температуры среды второго контура установки по мере «отравления» приводит к росту перепада температур между контурами. Рост температурного напора поддерживает величину конденсационной

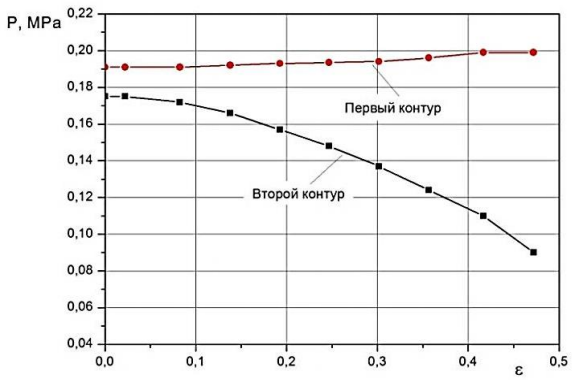


Рис. 9. Изменение давлений сред первого и второго контуров в опыте с подачей парогазовой смеси, P_1 = 0,2 МПа

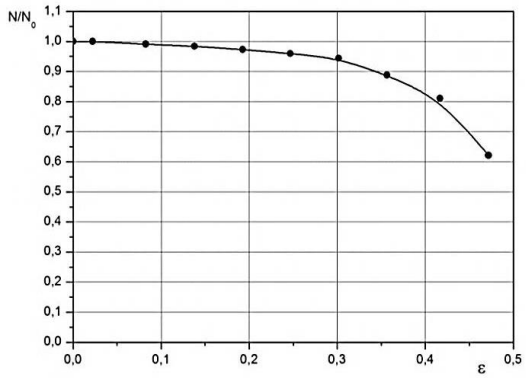


Рис. 10. Изменение относительной конденсационной мощности теплопередающей трубки, P_1 = 0,2 МПа

мощности, не давая её снижаться. Резкое уменьшение мощности имеет место при дальнейшем увеличении концентрации газа, когда обратные связи уже не могут компенсировать процессы «отравления». В результате, при увеличении объемной концентрации азота ε до 47 % конденсационная мощность снизилась практически на 40 %.

Термопары, установленные в шести сечениях по длине теплопередающей трубки, позволяли контролировать изменение температуры среды первого контура. Так как теплообменная трубка представляет собой тупиковый объём, то в ходе опыта происходило постепенное заполнение газом объёма рабочего участка, начиная с выходного («холодного») коллектора. При этом температура парогазовой смеси сравнивается с температурой среды второго контура и теплообмен на данном участке прекращается. Полное «отравление» может наступить только в том случае, если парциальное давление пара в ПГС по всей длине трубки станет равным давлению пара второго контура. Таким образом, в ходе данного опыта был подтвержден установленный ранее механизм «отравления» парогенератора ВВЭР, работающего в конденсационном режиме, неконденсирующимися газами и определено влияние накопления неконденсирующегося газа на процессы теплопередачи и величину конденсационной мощности.

Заключение

На экспериментальных установках, созданных в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», проведены исследования нестационарных теплогидравлических процессов, имеющих место при работе пассивных систем безопасности РУ ВВЭР.

При проектных параметрах системы ГЕ-2 были проведены исследования процесса истечения недогретой жидкости во встречный поток пара в вертикальной заглушенной трубе. Опыты продемонстрировали вялотекущий характер данного процесса и подтвердили необходимость предложенных ранее технических решений, по изменению гидравлической схемы установки, с целью исключения подобных явлений при запуске системы пассивного залива.

В ходе проведенных опытов был детально исследован процесс передачи тепла от конденсирующегося пара к кипящей воде в протяженной горизонтальной трубе, характерный для конденсационного режима работы ПГ, а также определено влияние накопления неконденсирующегося газа на процессы теплопередачи и величину конденсационной мощности.

Список литературы

1. 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.
2. Калякин С.Г., Морозов А.В., Ремизов О.В. Современное состояние систем пассивного залива активной зоны и пути их дальнейшего развития // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика ядерных реакторов. – 2004. – Вып. 2. – С. 66–82.
3. Морозов А.В., Ремизов О.В. Современные разработки систем пассивного отвода тепла водоохлаждаемых реакторов // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика ядерных реакторов. – 2013. – Вып. 2. – С. 61–78.

4. Калякин С.Г., Ремизов О.В., Морозов А.В., Юрьев Ю.С., Климанова Ю.В. Обоснование проектных функций системы пассивного залива ГЕ-2 усовершенствованного проекта АЭС с реактором ВВЭР // 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. Ремизов О.В., Морозов А.В., Цыганок А.А., Калякин Д.С., Лукьянов А.А., Зайцев А.А., Попова Т.В., Супотницкая О.В. Расчетно-экспериментальное исследование влияния неконденсирующихся газов на работу модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме при запроектной аварии // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2010. – № 4. – С. 172–182.
7. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное исследование работы модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме // Теплоэнергетика. – 2012. – № 5. – С. 16–21.
8. Сулацкий А.А., Юдов Ю.В, Бондарчик Б.Р. Особенности моделирования ограничения противоточного движения фаз в расчетном коде КОРСАР // Теплоэнергетика. – 2002. – № 11. – С. 36–41.
9. Aktas B. Tracking interfaces in vertical two-phase flows // Proceedings of ICONE 10:10th International Conference on Nuclear Engineering, April 14 – 18, 2002, ICONE10-22297.
10. Whalley P.B. Two-phase flow during filling and emptying of bottles. // International Journal of Multiphase Flow. – 1991. – V. 17. – N. 1. – P. 145–152.
11. Морозов А.В., Ремизов О.В., Цыганок А.А. Истечение воды из замкнутых емкостей во встречные потоки различных газовых сред // Известия Академии наук. Энергетика. – 2005. – № 1. – С. 110–118.
12. Морозов А.В., Ремизов О.В., Цыганок А.А. Экспериментальное исследование неравновесных теплогидравлических процессов в системе пассивного залива активной зоны реактора ВВЭР // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2009. – № 4. – С. 115–123.
13. Kopytov I.I., Kalyakin S.G., Berkovich V.M., Morozov A.V., Remizov O.V. Experimental investigation of non-condensable gases effect on Novovoronezh NPP-2 steam generator condensation power under the condition of passive safety systems operation // Proceedings of the 17th International Conference on Nuclear Engineering ICONE17, Brussels, 2009. – P. 735–743.
14. Berkovich V.M., Peresadko V.G., Taranov G.S., Remizov O.V., Morozov A.V., Tsyganok A.A., Kalyakin D.S. Experimental study on Novovoronezh NPP-2 steam generator model condensation power in the event of the beyond design basis accident // Proceedings of International Congress on Advances in Nuclear Power Plants 2010, ICAPP 2010. SanDiego, CA, 2010. – P. 186–192.
15. Морозов А.В., Ремизов О.В., Цыганок А.А. Теплопередача между конденсирующимся паром и кипящей водой в многорядном горизонтальном трубном пучке при естественной конвекции // Известия Академии Наук. Энергетика. – 2010. – № 2. – С. 152–158.
16. 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 multi row horizontal tube bundle // Proceedings of 14th International Heat Transfer Conference, IHTC14, 2010. – P. 629–635.

Особенности моделирования и расчета систем безопасности АЭС

Леденева О. М.
АО «Атомпроект», Санкт-Петербург, OMLedeneva@atomproekt.com

Аннотация

В работе рассмотрен вопрос обоснования проектных решений при проектировании систем безопасности атомных станций на примере теплогидравлических расчетов систем охлаждения топливного бассейна и пассивного отвода тепла через парогенераторы (СПОТ ПГ) АЭС «Эль–Дабаа». Представлены результаты численного моделирования систем в расчетных кодах (РК) КОРТЕС и КОРСАР. Проведён анализ возможности выполнения системами заявленных в проекте функций.

Ключевые слова: АЭС, системы безопасности, численное моделирование.

Введение

Развитие атомной энергетики сопровождается повышением требований к безопасности АЭС. Большое внимание уделяется анализу безопасности реакторной установки при ее проектировании. Математическое моделирование систем безопасности позволяет проводить расчеты различных режимов работы станции, давать оценку развития аварийных сценариев, а также помогает совершенствовать проектные решения с целью повышения энергоэффективности РУ.

В ходе моделирования рассчитываются параметры работы систем, и оценивается их взаимное влияние в рамках всей станции в целом. На основании Европейских требований (EUR(C)) проект АЭС должен сопровождаться моделирующим комплексом, который должен использоваться как средство верификации проектных решений. Одной из важнейших составляющих данного верификационного процесса является теплогидравлический расчет систем, пример которого представлен в данной работе.

Моделирование системы охлаждения топливного бассейна в РК КОРТЕС

РК КОРТЕС предназначен для численного моделирования термогидравлики нормальных и аварийных режимов работы систем АЭС. В нодализационной схеме системы использовались следующие элементы библиотеки:

- канал;
- камера;
- узел емкости;
- упрощенная модель насоса;
- локальное сопротивление;
- тепловой элемент;
- клапан;
- датчик гидравлической сети;
- бак;
- граничное условие.

Для моделирования системы использовались трассировки трубопроводов, с учетом перепадов высот и поворотов, взятые с референтной станции [4]. Общий вид модели системы представлен на рис. 1.

Основными функциями системы охлаждения топливного бассейна являются [1]:

– отвод остаточных тепловыделений от отработавших тепловыделяющих сборок (ОТВС), находящихся в бассейне выдержки во всех проектных режимах эксплуатации, а также в режимах запроектных аварий;

– контроль и поддержание радиационно-защитного слоя воды над топливными сборками в шахте реактора, топливном бассейне и колодце перегрузки.

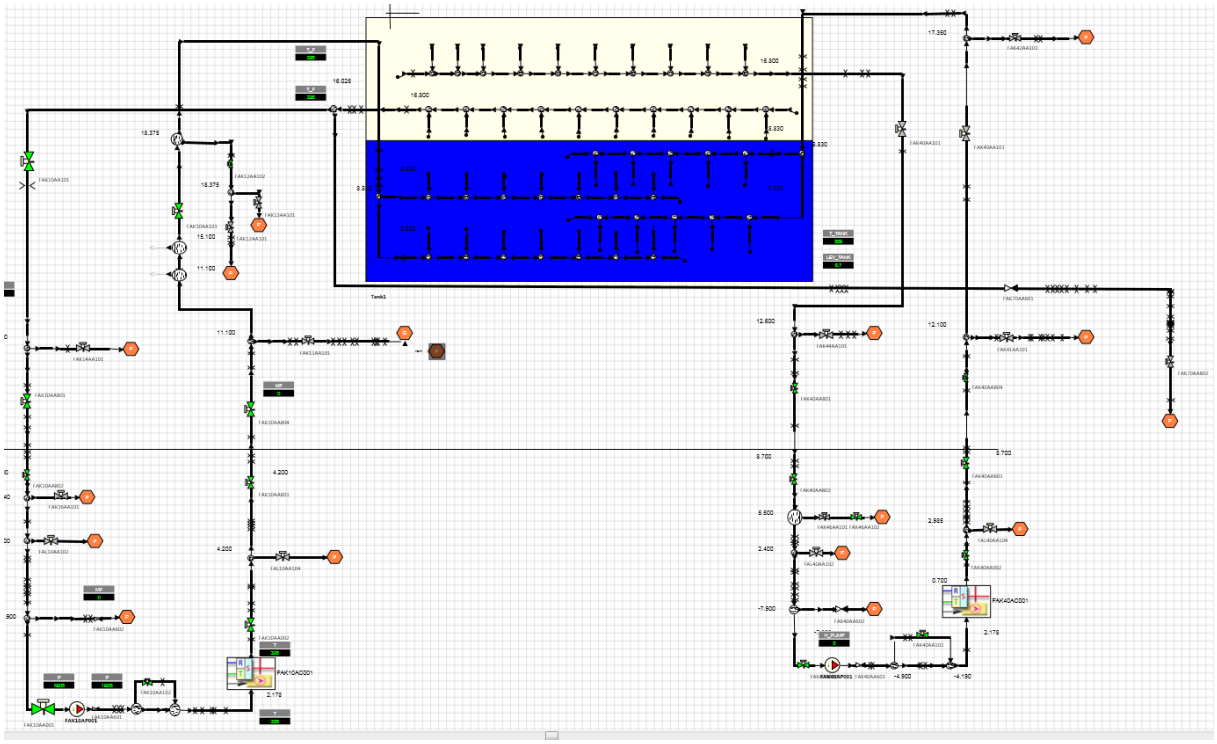


Рис. 1. Нодализационная модель системы охлаждения топливного бассейна

Система состоит из двух одинаковых и полностью независимых один от другого каналов, каждый из которых включает в себя:

- насос FAK10(40)AP001;
- насос FAK50AP001;
- теплообменник FAK10(40)AC001;
- дроссельная шайба FAK10BP001;
- заборный и раздающие коллекторы;
- арматуру;
- трубопроводы.

Каждый канал системы осуществляет забор воды из верхних отметок топливного бассейна. «Горячая» вода топливного бассейна поступает на всас насосов FAK10(40)AP001 и далее на теплообменники, где охлаждается водой промконтура до температуры 36–40 °С и возвращается в топливный бассейн через коллектор, установленный приблизительно на отметке нижних концов тепловыделяющих сборок (ТВС).

Погружной насос FAK50AP001 не рассматривался в данном расчете, так как не является стационарным и используется для полного опорожнения бассейна при инспекции.

Моделирование насосов проводилось базовым элементом РК КОРТЕС – «Упрощенная модель насоса». В данную модель закладывалась расходно-напорная характеристика насоса, которая перед запуском системы на расчет сопоставлялась с реальной – с целью получения наиболее точных результатов расчета.

Теплообменник в системе расположен после насоса по ходу течения борированной воды в системе. Он предназначен для охлаждения воды топливного бассейна и поддержания в нем температуры 50–60 °С [3] при температуре охлаждающей воды 33 °С.

Подогреватель моделировался с помощью элемента библиотеки РК КОРТЕС «Тепловой элемент». Патрубки входа и выхода борного раствора и воды промконтура моделировались горизонтальными каналами с диаметром и длиной, соответствующей реальным размерам теплообменника. Далее описывалась проточная часть одного хода теплообменника как со стороны промконтура («холодной» стороны), так и со стороны борного раствора топливного бассейна («горячей» стороны).

Оценка работоспособности модели теплообменника проводилась на локальной схеме, представленной на рис. 2. Параметры рабочих сред для «горячей» и «холодной» стороны задавались в соответствии с картой режимов работы теплообменника. Далее модель интегрировалась в расчетную схему системы.

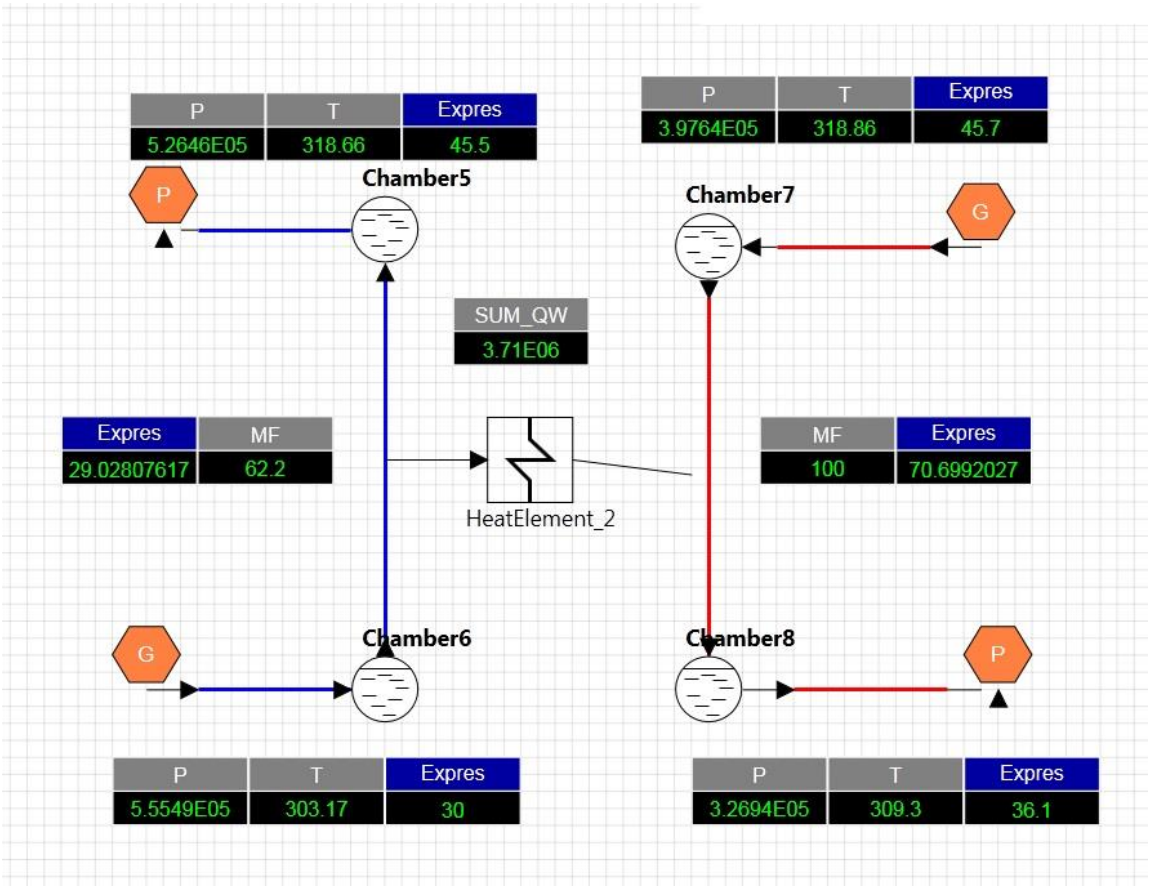


Рис. 2. Локальная схема теплообменника системы охлаждения топливного бассейна

Топливный бассейн моделировался с помощью элемента библиотеки РК КОРТЕС «Бак». Начальный уровень воды в баке задавался равным уровню воды при хранении топлива, максимальный уровень – при перегрузке топлива. Для учета остаточного тепловыделения от ОТВС, в свойствах бака задавался внешний источник тепла со значением тепловой мощности, равной энерговыделению для конкретно рассматриваемого режима работы системы. Моделирование подводящих и отводящих трубопроводов осуществлялось с помощью элементов библиотеки РК КОРТЕС «Узел емкости», в свойствах которых указывалась высота врезки патрубков.

Расчет системы проводился для следующих режимов:

– работа на мощности;
– режим плановой перегрузки – частичной выгрузки;
– режим плановой (полной) выгрузки;
– режим аварийной – полной выгрузки;
– режим течи через облицовку.

Для всех режимов работы системы выставлялось исходное положение задвижек, задавались начальные условия, и производился запуск на расчет. После выхода системы на стационар, расчет останавливался.

По результатам расчета были получены графические зависимости изменения параметров системы в точках контроля и сделаны соответствующие выводы. Основными параметрами оценки работоспособности системы являлись:

– не превышение максимально допустимой температуры в топливном бассейне;
– работа насосов системы в пределах рабочей характеристики.

Графики зависимостей изменения температуры в бассейне выдержки на расчетных режимах показаны на рис. 3–6.

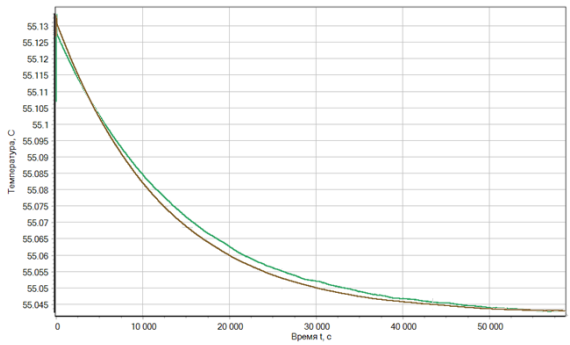


Рис. 3. График изменения температуры в бассейне выдержки при работе системы на режиме плановой перегрузки – частичной 1/3 выгрузки при охлаждении по линии FAK10 и FAK40

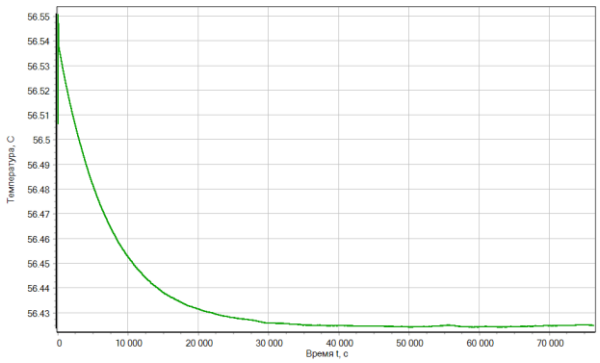


Рис. 4. График изменения температуры в бассейне выдержки при работе системы на режиме плановой – полной выгрузки

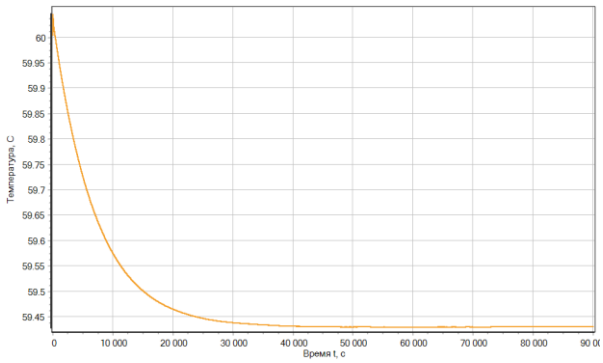


Рис. 5. График изменения температуры в бассейне выдержки при работе системы на режиме аварийной – полной выгрузки

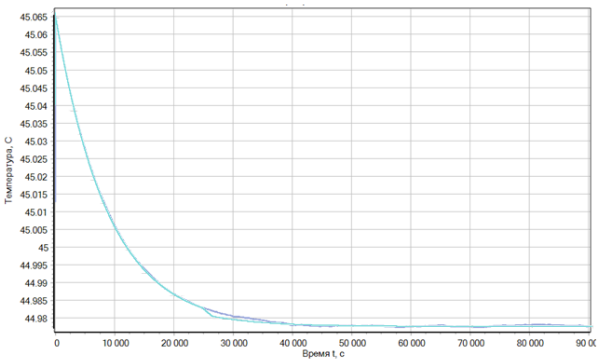


Рис. 6. График изменения температуры в бассейне выдержки при работе системы на мощности на линиях FAK10 и FAK40

Анализ результатов показал, что ни один из перечисленных параметров не превышал проектно допустимые значения, следовательно, модель системы охлаждения топливного бассейна выполняет свои основные функции и готова к комплексной проверке в составе виртуального энергоблока (ВЭБ) АЭС «Эль – Дабаа».

Моделирование системы пассивного отвода тепла через парогенераторы в РК КОРСАР

Программный комплекс КОРСАР является расчетным кодом улучшенной оценки и предназначен для расчетных анализов нестационарных процессов в контурах ядерных энергетических установок ЯЭУ с водо-водяными реакторами в стационарных, переходных и аварийных режимах.

Для создания нодализационной схемы СПОТ ПГ использовались следующие элементы библиотеки:

- канал;
- паровой сосуд под давлением;
- местное сопротивление;
- задвижка;
- теплопроводящая конструкция;
- заданное граничное условие по теплообмену.

Система пассивного отвода тепла через парогенераторы разработана для функционирования в режиме запроектной аварии (ЗПА) и должна выполнять функцию отвода тепла через второй контур [2]:

- отвод остаточных тепловыделений и расхолаживание реакторной установки в режимах полного обесточивания АЭС;
- отвод остаточных тепловыделений и расхолаживание реакторной установки в режимах с полной потерей питательной воды;
- обеспечение резерва активным системам безопасности (БРУ-А, САОЗ ВД) в случае их отказа при авариях с течью из первого контура.

Система (рис. 7) состоит из четырех независимых каналов, каждый из которых представляет собой систему подъемных трубопроводов пара и систему опускных трубопроводов конденсата.

Каждый канал СПОТ ПГ включает:

– один бак аварийного отвода тепла (БАОТ) JNB10/20/30/40BB001;
– шестнадцать секций теплообменников (ТОАР) JNB10/20/30/40AC001/…/016;
– «большой» JNB10/20/30/40AA101 и «малый» JNB10/20/30/40AA102 пусковые клапаны;
– трубопроводы пара и конденсата, а также арматура.

БАОТ предназначены для хранения запаса охлаждающей воды необходимой для проектного функционирования системы. Баки представляют собой железобетонную облицованную нержавеющей сталью конструкцию и расположены в отдельных помещениях кольцевой обстройки здания реактора. Для моделирования каждого бака использовался элемент библиотеки «паровой сосуд под давлением». В свойствах бака задавалась начальная температура воды, уровень, а также полезный объем.

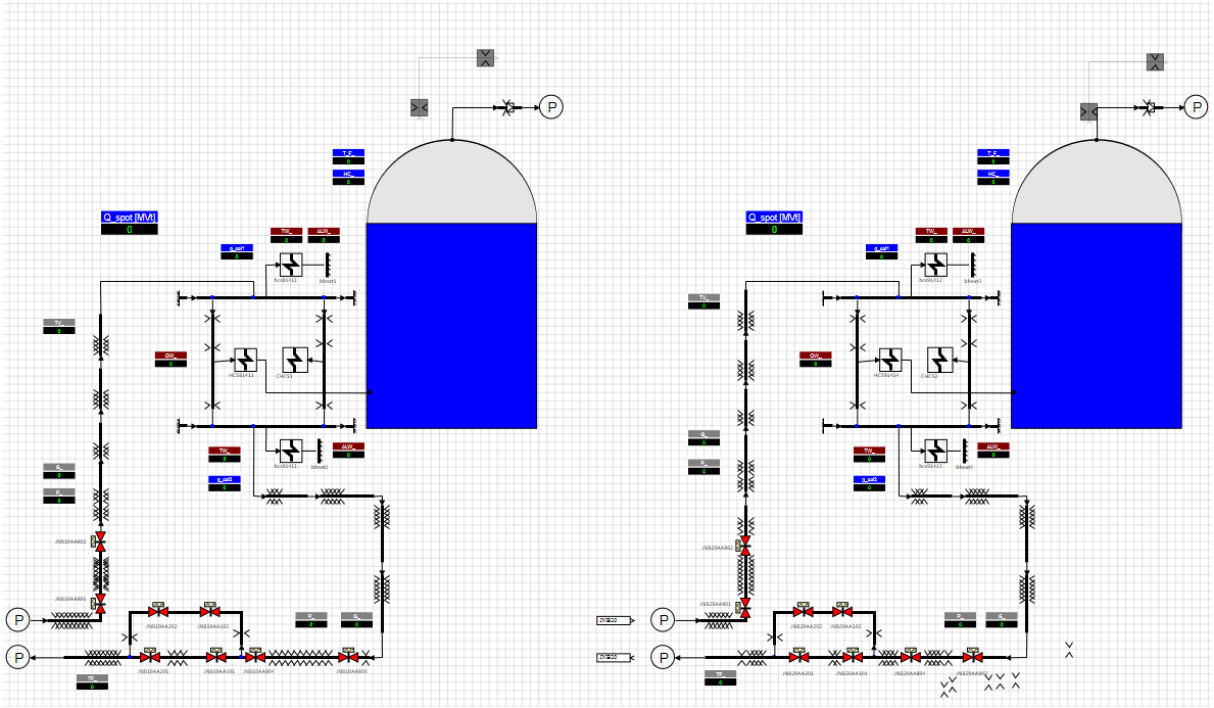


Рис. 7. Нодализационная модель системы СПОТ ПГ

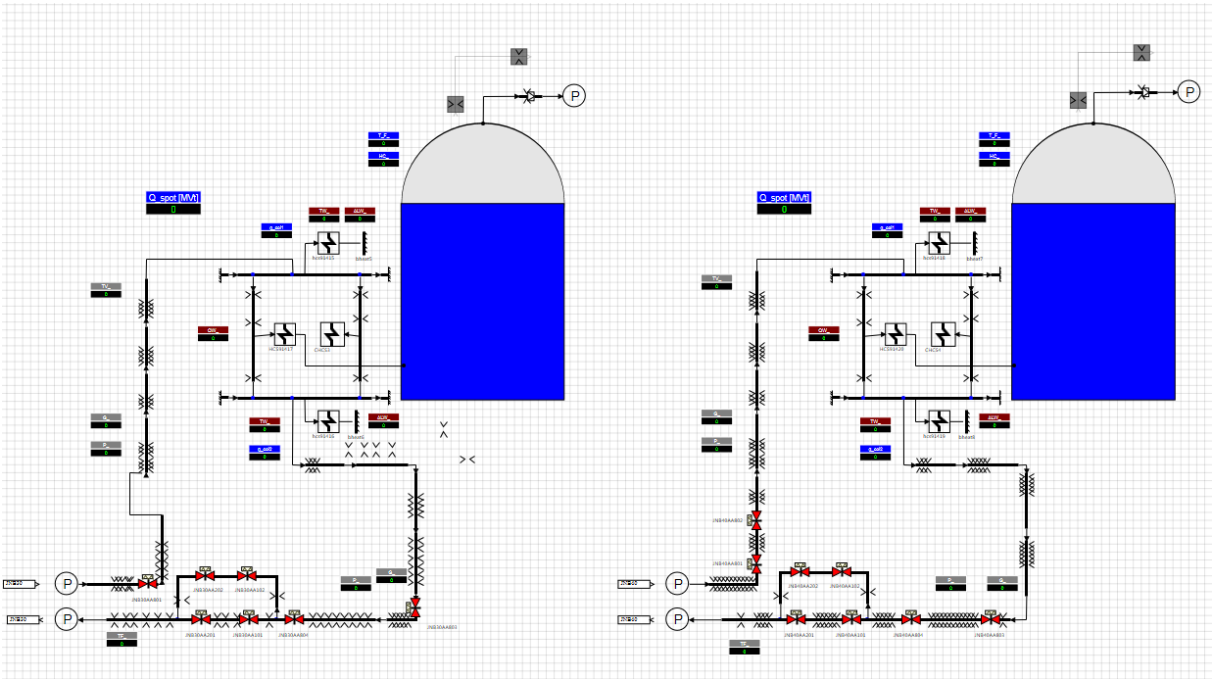


Рис. 7. (Продолжение). Нодализационная модель системы СПОТ ПГ

Теплообменники аварийного расхолаживания предназначены для передачи тепла от парогенераторов к запасу охлаждающей воды, находящейся в БАОТ, отвод тепла производится путем подогрева и выпаривания воды в баках. Секции теплообменников моделировались в РК КОРТЕС с помощью элементов «Теплопроводящая конструкция» и элемента «Заданное граничное условие по теплообмену». Каждая секция теплообменника состоит из горизонтальных коллекторов, раздающего и собирающего, а также двух эквивалентных каналов, моделирующих пучок вертикальных теплообменных трубок. Локальная схема теплообменника аварийного расхолаживания (ТОАР) представлена на рис. 8.

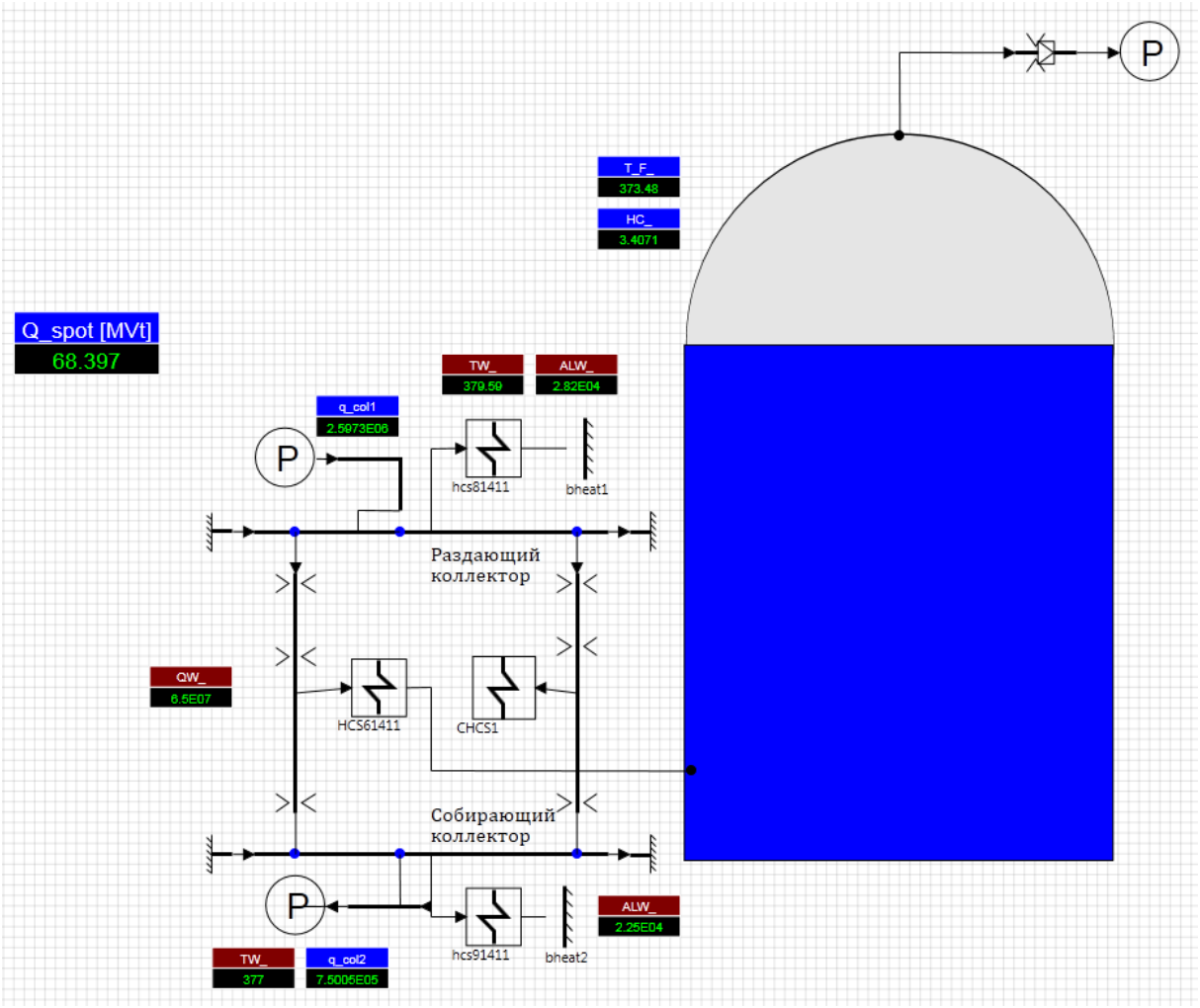


Рис. 8. Локальная схема теплообменника расхолаживания системы пассивного отвода тепла через парогенераторы

На опускном трубопроводе каждого канала СПОТ ПГ перед парогенератором параллельно друг другу установлены «большой» и «малый» пусковые клапаны. Пусковые клапаны обеспечивают автоматическое подключение СПОТ ПГ в соответствующий режим расхолаживания. Для моделирования клапанов использовался элемент библиотеки «Задвижка», пропускная способность клапана задавалась исходя из технической характеристики арматуры.

Циркуляционный контур канала СПОТ ПГ представляет собой разветвленную систему трубопроводов, с неоднократным последовательным разделением потока теплоносителя в паровой ветви контура и с подобным объединением потока в линии конденсата. Каналы системы структурно аналогичны друг другу, но имеют различия в геометрии паровых и конденсатных трубопроводов. Поэтому каждая ветвь системы моделировалась отдельно.

Разветвления трубопроводов учитывались путем увеличения кратности ячеек канала на каждом участке развилки.

Расчет системы СПОТ ПГ проводился с целью получения статической мощностной характеристики.

Вход и выход контура СПОТ ПГ соединялся с граничными условиями, в которых задавалось постоянное давление в диапазоне P = 0,5–7 МПа. Таким образом моделировался процесс расхолаживания водяного пространства парогенератора, сопровождающийся понижением температуры насыщения в сосуде и, как следствие, давления.

Для каждого значения давления из данного диапазона были проведены расчеты при постоянной температуре охлаждающей воды в баке аварийного отвода тепла (БАОТ) T = 30 °С и 100°С. Расчет проводился для «малого» и «большого» клапанов.

Аналогично расчету системы охлаждения топливного бассейна, для расчета СПОТ ПГ также устанавливалось исходное состояние для задвижек, соответствующее пропускной способности клапана, и запускалась задача на расчет.

В результате проведенного расчетного исследования, были получены следующие значения мощностей теплообменника, представленные в Таблице 1 и Таблице 2 и на рис. 9–12.

По полученным графическим зависимостям видно, что система СПОТ ПГ обеспечивает охлаждение парогенератора в количестве не менее 50 МВт при открытии «большого» и не менее 25 МВт при открытии «малого» клапанов. Максимальная мощность канала при открытии «большого» клапана составляет примерно 51,8 МВт, «малого» – 27,5 МВт.

Полученные в мощностной характеристике «провалы» на кривой мощности и, следовательно, расхода являются приемлемыми. Характер изменения температуры в парогенераторе при давлении выше 2 МПа близок к линейному и далее кривая круто уходит вниз – это связано с ухудшением условий отвода тепла ввиду уменьшения разницы температур между охлаждаемой и охлаждающей стороной.

Таблица 1

Мощностная характеристика канала СПОТ ПГ при открытии «малого» клапана

Температура воды в БАОТ, °С		Давление в парогенераторе, МПа							
		7	6	5	4	3	2	1	0,5
30	Мощность, МВт	27,51	27,30	27,20	27,3	27,15	24,29	23,57	20,92
	Расход пара, кг/с	11,17	11,16	11,13	11,09	11,07	10,91	10,47	9,59
100	Мощность, МВт	25,04	24,98	25,14	25,06	24,85	24,81	23,06	20,90
	Расход пара, кг/с	10,19	10,17	10,16	10,13	10,06	10,00	9,65	8,92

Таблица 2

Мощностная характеристика канала СПОТ ПГ при открытии «большого» клапана

Температура воды в БАОТ, °С		Давление в парогенераторе, МПа							
		7	6	5	4	3	2	1	0,5
30	Мощность, МВт	51,80	51,52	50,43	48,91	46,84	44,63	36,58	23,29
	Расход пара, кг/с	23,71	23,52	23,14	22,73	22,01	20,72	17,62	10,91
100	Мощность, МВт	50,14	49,85	48,92	48,09	46,82	43,64	35,21	22,33
	Расход пара, кг/с	23,59	23,31	22,92	22,48	21,89	20,62	17,21	10,37

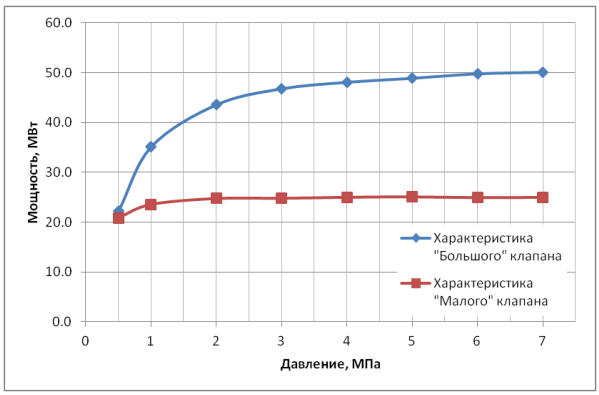


Рис. 9. Расход пара на входе в контур СПОТ ПГ. Температура воды в БАОТ – 100 °С

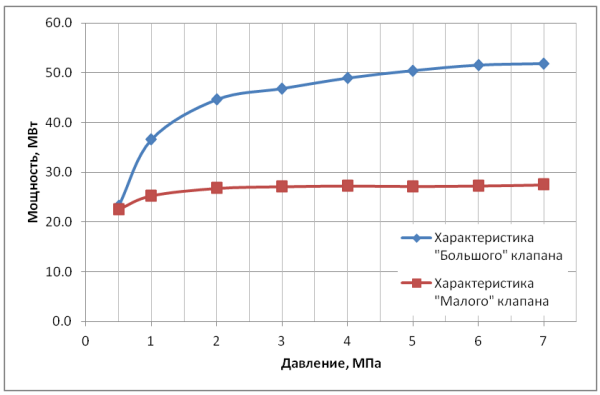


Рис. 10. Расход пара на входе в контур СПОТ ПГ. Температура воды в БАОТ – 30 °С

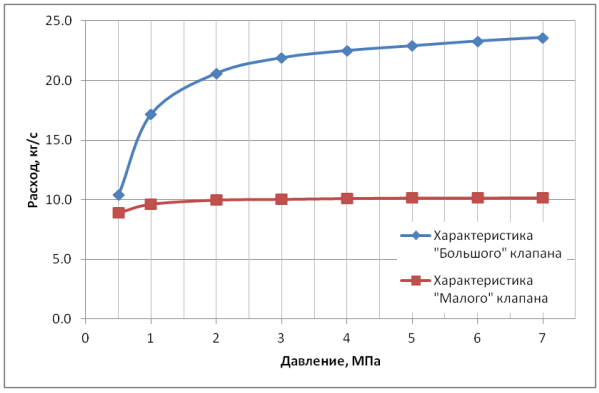


Рис. 11. Мощность канала СПОТ ПГ. Температура воды в БАОТ – 100 °С

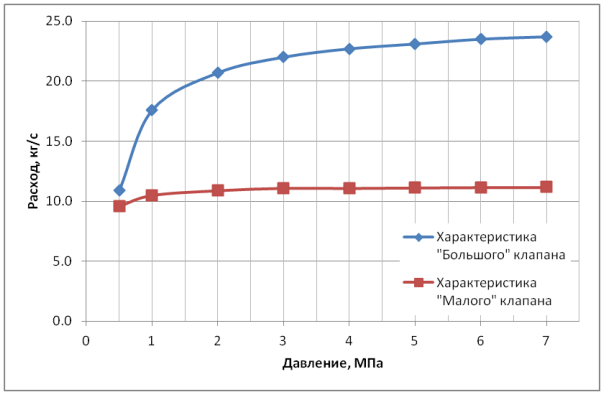


Рис. 12. Расход пара на входе в контур СПОТ ПГ. Температура воды в БАОТ – 30 °С

На режимах аварий расчет данной системы не проводился, так как это выходит за рамки локального расчета системы и требует моделирования первого контура.

Расчетное обоснование, выполненное по РК КОРСАР, позволяет сделать заключение, что конструкция системы СПОТ ПГ позволяют обеспечить эффективное и надежное расхолаживание РУ.

Заключение

Проведенные теплогидравлические расчёты систем охлаждения топливного бассейна и СПОТ ПГ показали выполнение системами заявленных в проекте функций для всех режимов работы систем. Все расчётные параметры лежат в рабочем диапазоне оборудования.

Разработанные расчётные модели систем проверены и будут в дальнейшем использованы в Виртуальном энергоблоке АЭС «Эль – Дабаа» для комплексной оценки работы энергоблока.

Список литературы

1. АЭС «Эль–Дабаа» Блок 1 Предварительный отчёт по обоснованию безопасности. Глава 9.1.3.3 Система охлаждения топливного бассейна (FAK) ED01-PSAR09010303-BHE0001 – СПб.: АТОМПРОЕКТ, 2017.
2. Отчет по обоснованию. Расчетное обоснование характеристик и алгоритмов управления работой системы пассивного отвода тепла через парогенераторы (СПОТ ПГ) на ЛАЭС-2. LN2O.B.110.&.&&&&&&.JNB&&.022.HC.0003. – СПб.: АЭП, 2008. – 62 с.
3. АЭС «Эль – Дабаа» Система обращения с отработавщим топливом ED02-PSAR010906-BHE0001_B01 – СПб.: АТОМПРОЕКТ, 2017.
4. Идельчик И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям. Издание второе, переработанное и дополненное. – М.: «Машиностроение», 1975. – 651 с.

Экспериментальное исследование влияния неконденсирующихся газов на процессы конденсации пара в трубчатке модели парогенератора ВВЭР

Шлепкин А. С., Морозов А. В.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», г. Обнинск, alekstqel@mail.ru

Аннотация

В докладе представлены результаты экспериментального исследования тепломассообменных процессов в парогенераторе АЭС при работе пассивных систем безопасности реакторных установок ВВЭР нового поколения. На стенде «ГЕ2М-ПГ» в ГНЦ РФ – ФЭИ выполнен ряд экспериментов, соответствующих различным условиям протекания аварии. В них изучалась работоспособность парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме без отвода парогазовой смеси из «холодного» коллектора ПГ. Для изучения процессов передачи тепла в опытах исследовалось изменение перепада температур между средами первого и второго контуров. Выяснено, что величина температурного перепада зависит как от массы накопленных в трубном пучке неконденсирующихся газов, так и от скорости их накопления, определяемой мощностью парогенератора и концентрацией газов на входе в ПГ. В результате анализа экспериментальных данных были получены расчетные зависимости, описывающие изменения перепада температур между контурами, мощности парогенератора в аварийном конденсационном режиме и коэффициента теплопередачи.

Ключевые слова: ВВЭР, парогенератор, пассивные системы безопасности, система пассивного отвода тепла, неконденсирующиеся газы, парогазовая смесь.

Введение

Потребность в создании высокоэффективных, экологически чистых источников энергии привела к появлению в промышленно развитых странах новой отрасли – атомной энергетики. Однако, потенциальная опасность использования атомной энергии в крупномасштабном энергетическом производстве, проявившаяся в авариях на АЭС «Три Майл Айленд» (1979), Чернобыльской АЭС (1986) и АЭС «Фукусима» (2011), существенно подорвала доверие населения к атомной энергетике.

Комплексное решение проблемы обеспечения безопасности и надежности АЭС базируется на поэтапном решении многих задач. В первую очередь требуется улучшить характеристики специальных защитных систем.

Принципиальное различие в обеспечении безопасности действующих и вновь проектируемых АЭС заключается в том, что в существующих АЭС безопасность достигается при помощи энергозависимых (активных) систем и зависит от квалификации обслуживающего персонала. Новые АЭС используют для обеспечения безопасности системы, не требующие наличие электропитания (пассивно) и не зависящие от ошибок персонала [1].

Есть такие системы и в новых существующих и перспективных проектах реакторов ВВЭР. В их число входят система пассивного залива активной зоны из гидроёмкостей второй ступени (ГЕ-2) [2] и система пассивного отвода тепла (СПОТ) [3].

Система пассивного отвода тепла РУ ВВЭР-1200 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 гипотетической аварии 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 АЗ [4].

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.

На работу парогенератора в конденсационном режиме отрицательное влияние оказывает присутствие в первом контуре реактора неконденсирующихся газов: азота, поступающего в контур при срабатывании гидроемкостей первой ступени, а также продуктов радиолиза воды и разложения гидразингидрата, растворенного в воде, поступающей из системы ГЕ-2. Снижение мощности парогенератора в конденсационном режиме, вызванное накоплением в трубном пучке ПГ неконденсирующихся газов, может привести к ухудшению условий охлаждения активной зоны.

Таким образом, для обоснования работоспособности системы пассивного отвода тепла, необходимо учесть влияние неконденсирующихся газов на процессы, происходящие в трубчатке ПГ. Конденсация пара в пучках труб в присутствии неконденсирующихся газов относится к достаточно изученным явлениям и широко освещена в литературе [5–10]. Однако тепломассобменные процессы, происходящие в парогенераторе при работе в аварийном режиме, имеют ряд особенностей. К ним относятся: низкие тепловые потоки (не более 1,5 кВт/м^2) при конденсации пара из парогазовой смеси (ПГС), наличие естественной циркуляции в обоих контрах ПГ, присутствие обратных связей между теплообменниками СПОТ и парогенератором, оказывающих заметное влияние на процессы теплообмена [9–12]. Описанные выше особенности работы парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме не изучены в современной отечественной и зарубежной литературе. Теплогидравлические и массообменные процессы, происходящие в пассивных системах безопасности достаточно сложны для физического и математического моделирования и, таким образом, требуют экспериментального обоснования. Для обоснования работоспособности пассивных систем безопасности реакторов ВВЭР нового поколения, необходимо было провести экспериментальное исследования работы парогенератора в режиме конденсации пара с учетом влияния неконденсирующихся газов. Для этого в ГНЦ РФ – ФЭИ сооружен крупномасштабный стенд «ГЕ2М-ПГ».

Стенд «ГЕ2М-ПГ» и методика проведения экспериментов

Стенд «ГЕ2М-ПГ» является крупномасштабной экспериментальной установкой, предназначенной для исследования работоспособности пассивных систем безопасности, входящих в проекты реакторов ВВЭР нового поколения [13]. На рис. 1 показано основное и вспомогательное оборудование стенда «ГЕ2М-ПГ», его компоновка и соединительные трубопроводы.

В состав стенда входят: модель парогенератора реактора ВВЭР, бак-аккумулятор пара с системой подачи пара от ТЭЦ, модель теплообменника СПОТ. 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.

Контрольно-измерительные приборы, установленные на стенде, позволяют при проведении опытов регистрировать такие параметры установки, как давление, температура, расходы 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.

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.

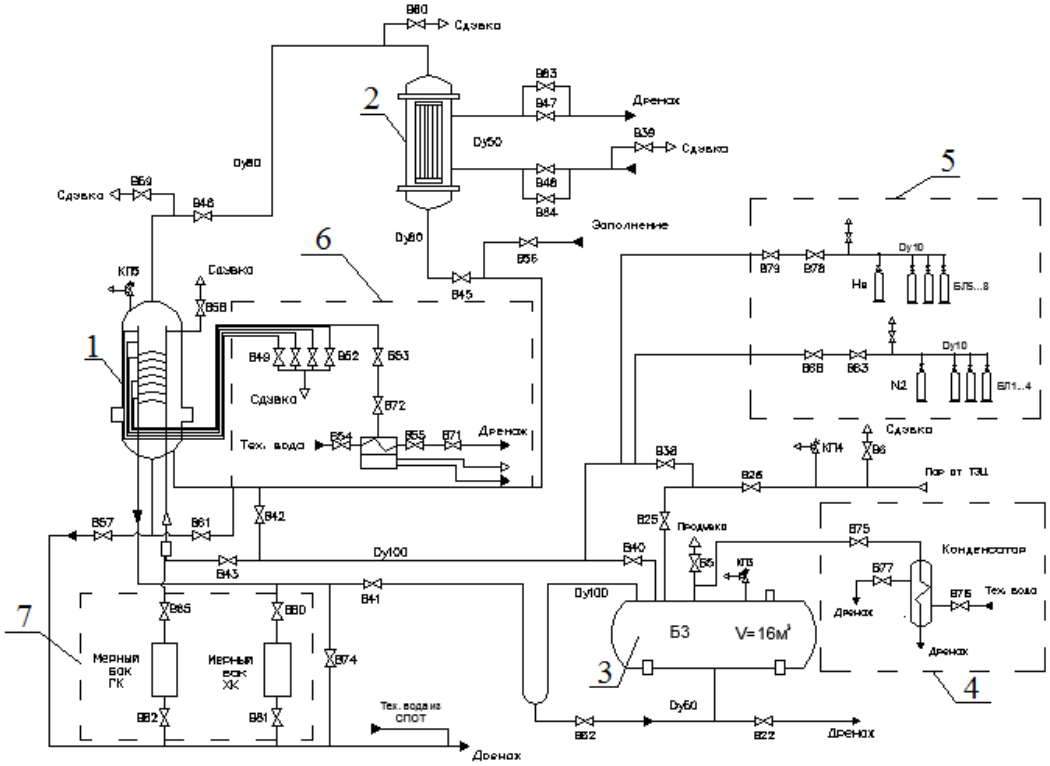


Рис. 1. Принципиальная технологическая схема стенда «ГЕ2М-ПГ»:
1 – модель парогенератора; 2 – модель теплообменника СПОТ; 3 – бак – аккумулятор пара; 4 – система поддержания давления контура; 5 – система подачи неконденсирующихся газов; 6 – система отвода парогазовой смеси; 7 – система сбора конденсата

Задача исследования состояла в изучении процессов конденсации пара в модели парогенератора ВВЭР в присутствии неконденсирующихся газов. Опыты проводились при отсутствии отвода парогазовой смеси из «холодного» коллектора парогенератора.

Эксперименты по исследованию работы модели ПГ в конденсационном режиме проводились при 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 мощностной характеристики теплообменника СПОТ при заданном давлении с учетом масштабного коэффициента стенда. Таким образом, диапазон изменения мощности в экспериментах составил 60–170 кВт [14].

Опыты на крупномасштабном стенде «ГЕ2М-ПГ» выполнялись по следующей методике. В начале эксперимента проводился последовательный прогрев паром бака-аккумулятора, модели ПГ, модели теплообменника СПОТ, а также трубопроводов до установления в контурах стенда стационарных параметров среды. Равномерное тепловое поле по высоте объёма котловой воды ПГ и стабильность давлений в 1 и 2 контурах стенда служили определяющим показателем прогрева стенда. После чего, с помощью арматуры в контуре технической воды модели СПОТ устанавливались необходимые значения конденсационной мощности модели парогенератора. При этом различие в величинах относительных мощностей водяной модели СПОТ стенда «ГЕ2М-ПГ» и воздушного теплообменника СПОТ реактора ВВЭР в диапазоне давлений пара второго контура, при которых проводились эксперименты, не превышала 3 %. Это позволяло корректно моделировать в экспериментах на стенде зависимость между конденсационной мощностью парогенератора, давлением среды второго контура и мощностью снимаемой теплообменником системы пассивного отвода тепла, существующие в реальной системе ПГ-СПОТ.

Далее накопление неконденсирующихся газов приводило к отравлению модели ПГ. Эксперимент заканчивался после снижения конденсационной мощности до 20 % от начальной.

Результаты экспериментальных исследований

К проектам перспективных АЭС с ВВЭР предъявляются требования продления автономной работы пассивных систем безопасности до 72 часов [15]. Однако прекращение отвода парогазовой смеси из «холодного» коллектора парогенератора из-за опорожнения баков системы ГЕ-2 через 24 часа после начала аварии может серьезно повлиять на возможность охлаждения

активной зоны с помощью пассивных систем. В связи с этим возникает необходимость исследования работы парогенератора в конденсационном режиме после окончания первых суток аварии. Для решения этой задачи, а также для детального исследования процессов конденсации пара в присутствии неконденсирующихся газов был проведен ряд экспериментов. Основные параметры приведены в таблице.

Параметры экспериментов

Номер	C_{N_2}, г/кг пара	C_{He}, г/кг пара	$C_э$, г/кг пара	N, кВт
1	2,1	0,05	2,4	65
2	0	0,3	2,1	170
3	0,02	0,0032	0,046	70
4	0	1,0	7,0	148

Длительность проведения экспериментов № 1–3 была выбрана одинаковой – 7200 с. В эксперименте № 4 конденсационная мощность модели парогенератора снизилась ниже предела измерения расходомера пара к 4200 секунде, что привело к сокращению длительности опыта.

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 в экспериментах исследовалось изменение Δt – температурного перепада между средами первого и второго контуров. Данный показатель был выбран для анализа исходя из следующих соображений. В результате накопления неконденсирующихся газов в трубном пучке уменьшается коэффициент теплопередачи, тем самым вызывая снижение расхода пара в трубчатку парогенератора, что приводит к уменьшению величины теплового потока от первого ко второму 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 Δt между контурами.

Для компенсации различий в начальных условиях экспериментов при обработке полученных результатов использовался относительный температурный перепад $\Delta t/\Delta t_0$ где Δt_0 – перепад температур между контурами до начала подачи неконденсирующихся газов. Однако, проведенный анализ экспериментальных данных показал, что при одинаковой массе газов, накопленных в трубчатке парогенератора, величина относительного температурного напора имеет различные значения и для корректного сравнения результатов экспериментов необходимо учитывать скорость накопления неконденсирующихся газов в ПГ.

В связи с этим, в качестве показателя, характеризующего влияние скорости накопления неконденсирующихся газов на процессы в трубном пучке ПГ, была принята величина $\Delta t' = (\Delta t/\Delta t_0)\cdot a$, где $a = [1 + (M/\tau)]^{-1}$ – поправочный коэффициент, учитывающий скорость накопления неконденсирующихся газов в трубчатке ПГ (M/τ). На рис. 2 изображена зависимость изменения показателя $\Delta t'$ от времени в экспериментах.

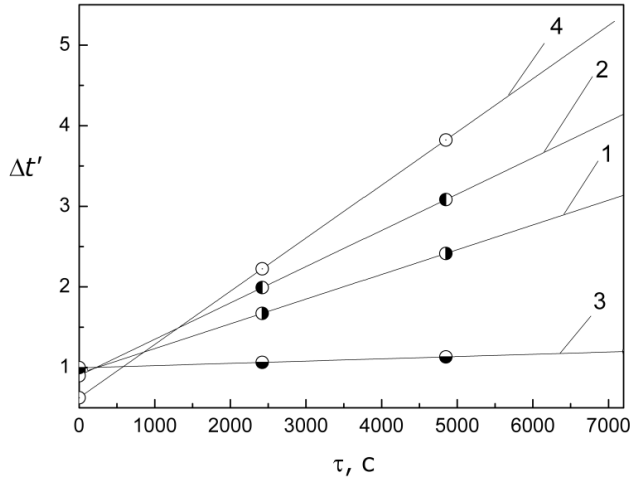


Рис. 2. Зависимость изменения показателя $\Delta t'$ от времени: 1–4 – номера экспериментов

Из рис. 2 видно, что наибольшая скорость роста значения $\Delta t'$, характерна для эксперимента № 4, в котором конденсационная мощность ПГ уменьшалась наиболее быстро. И напротив, наименьшее изменение показателя теплообмена наблюдается в эксперименте № 3 с минимальным изменением мощности ПГ.

Из вышесказанного можно сделать вывод, что чем больше скорость роста $\Delta t'$, тем менее эффективен процесс тепломассообмена в ПГ. Таким образом, скорость изменения данной величины позволяет качественно оценить эффективность процессов передачи тепла, происходящих в парогенераторе при работе в конденсационном режиме.

Анализ полученных экспериментальных данных показал, что изменение относительного температурного перепада $\Delta t/\Delta t_0$ можно описать, используя зависимость следующего вида:

$$\frac{\Delta t}{\Delta t_0} = 1 + a_1^{-1} \cdot M^{1,44}, \tag{1}$$

где a_1 – коэффициент, учитывающий влияние скорости накопления неконденсирующихся газов на процесс конденсации пара, M – накопленная масса неконденсирующихся газов в трубном пучке.

Коэффициент a_1 имеет степенную зависимость от скорости накопления газов и может быть выражен как:

$$a_1 = 1.27 \cdot 10^5 \left(\frac{M}{\tau} \right)^{1,44} + 535, \tag{2}$$

Масса газов, накопленная за время τ, в свою очередь, может быть определена с помощью известных значений расхода пара на входе в парогенератор G, кг/с, и концентрации неконденсирующихся газов c, г/кг:

$$M = G \cdot c \cdot \tau = \frac{N}{r} \cdot c \cdot \tau, \tag{3}$$

где N – конденсационная мощность ПГ, r – теплота парообразования.

С учетом зависимостей (2) – (3), $\Delta t/\Delta t_0$ можно выразить как:

$$\frac{\Delta t}{\Delta t_0} = 1 + \left[1{,}27 \cdot 10^5 \left(\frac{N \cdot c}{r} \right)^{1,44} + 535 \right]^{-1} \left(\frac{N \cdot c \cdot \tau}{r} \right)^{1,44}, \tag{4}$$

На рис. 3 изображено сравнение значений показателя теплообмена $\Delta t'$, полученных экспериментально и с помощью формул (1) и (4) во всех экспериментах, проведенных без отвода ПГС из «холодного» коллектора. Сравнение проведено для пяти значений перепада температур в каждом из экспериментов, полученных в момент времени t = 1500 секунд с начала эксперимента и далее с шагом 1000 секунд.

Как видно из рис. 3 разница значений, полученных расчетным и экспериментальным путем не превышает 20 %.

Необходимо отметить, что в формулу (4) входит значение конденсационной мощности $N = f(\tau)$, что делает невозможным расчет показателя теплообмена без известных значений мощности. Из этого следует необходимость получения расчетной зависимости для определения N.

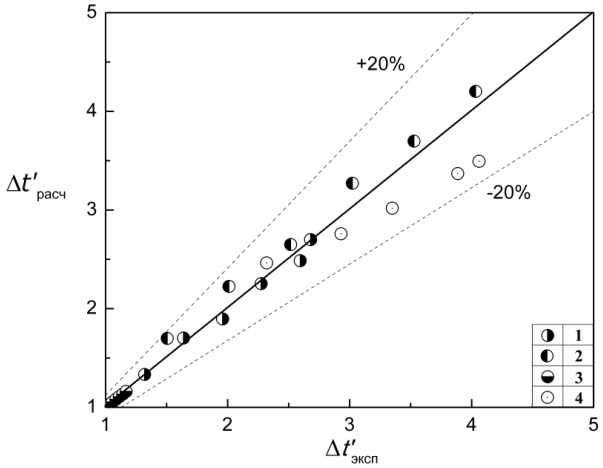


Рис. 3. Сравнение расчетных и экспериментальных значений относительных перепадов температур между контурами для экспериментов № 1–4

Для решения данной задачи в ходе обработки экспериментальных результатов была получена формула, описывающая изменение конденсационной мощности ПГ во времени при подаче парогазовой смеси:

$$N = N_0 + a_2 \cdot \tau^{0,27}, \qquad (5)$$

где N_0 – конденсационная мощность ПГ в начальный момент времени, a_2 – коэффициент, учитывающий влияние накопленной массы неконденсирующихся газов и скорость их поступления. При этом коэффициент a_2 имеет следующий вид:

$$a_2 = -0,75 - 0,018 N_0 \cdot c, \qquad (6)$$

где c – концентрация неконденсирующихся газов в парогазовой смеси, поступающей на вход в парогенератор.

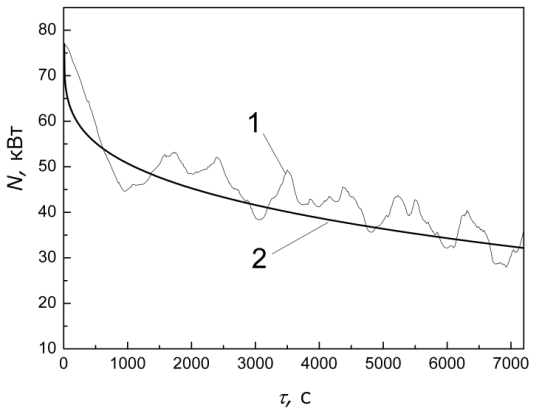


Рис. 4. Сравнение расчетных и экспериментальных значений конденсационной мощности модели парогенератора в эксперименте № 1:
1 – экспериментальные данные;
2 – расчетные значения

На рис. 4 изображено сравнение значений конденсационной мощности модели ПГ, полученных в эксперименте № 1 и рассчитанных с помощью формулы (5).

На рис. 5 представлены результаты сравнения экспериментальных данных с расчетными величинами для экспериментов № 1–4, проведенных без отвода ПГС из «холодного» коллектора.

Сравнение проведено для пяти значений конденсационной мощности в каждом из экспериментов, полученных в момент времени $\tau = 1000$ секунд с начала опыта и далее с шагом 1000 секунд. Как видно из рис. 5, разница значений, полученных расчетным и экспериментальным путем, не превышает 15 %.

Таким образом, зная начальную мощность и концентрацию неконденсирующихся газов в паре на входе в ПГ с помощью формулы (5) можно с удовлетворительной точностью рассчитать изменение конденсационной мощности парогенератора во времени.

Так как коэффициент теплопередачи рассчитывается по формуле:

$$k = N / (F * \Delta t), \qquad (7)$$

то, подставив в (7) полученные из (5) и (4) значения N и Δt, мы можем вычислить значение k.

На рис. 6 изображено сравнение значений коэффициента теплопередачи от первого ко второму контуру в модели ПГ, полученных в экспериментах и рассчитанных с помощью формулы (7).

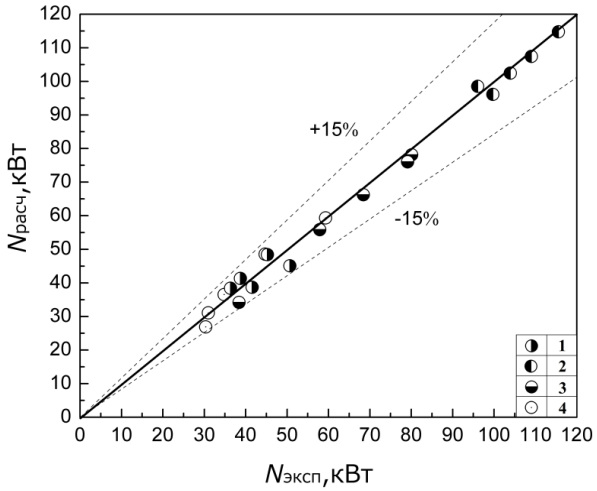


Рис. 5. Сравнение расчетных и экспериментальных значений конденсационной мощности модели парогенератора в экспериментах № 1–4

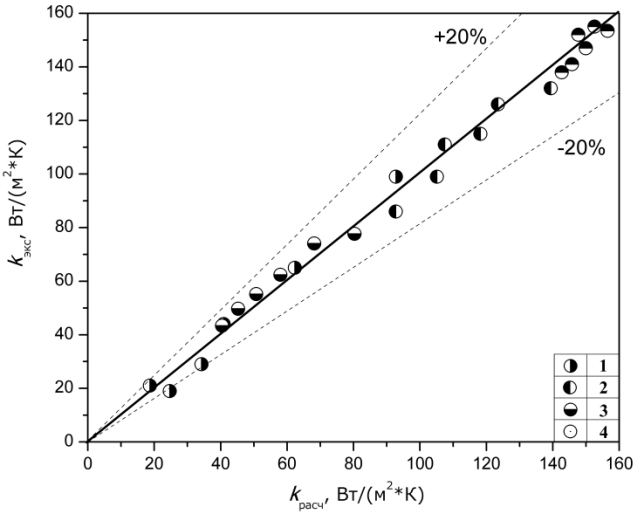


Рис. 6. Сравнение расчетных и экспериментальных значений коэффициента теплопередачи от первого ко второму контуру в экспериментах № 1–4

Выводы

1. В результате анализа экспериментальных данных были получены три полуэмпирические формулы, позволяющие рассчитать изменение перепада температур между контурами, конденсационной мощности парогенератора и коэффициента теплопередачи в аварийном режим при отсутствии отвода парогазовой смеси из холодного коллектора.

2. Эффективность теплообменных процессов, происходящих в парогенераторе, зависит не только от накопленной массы неконденсирующихся газов, но также и от скорости их поступления в трубный пучок ПГ.

3. Полученные результаты можно использовать для расчетного моделирования аварийных процессов в ВВЭР при работе пассивных систем безопасности.

Список литературы

1. Experimental investigation of non-condensable gases effect on Novovoronezh NPP-2 steam generator condensation power under the condition of passive safety systems operation / Kopytov I.I., Kalyakin S.G., Berkovich V.M., Morozov A.V., Remizov O.V. // Proceedings of the 17th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE17. – Brussels, 2009. – P. 735–743.
2. Обоснование проектных функций системы пассивного залива ГЕ-2 усовершенствованного проекта АЭС с реактором ВВЭР / Калякин С.Г., Ремизов О.В., Морозов А.В., Юрьев Ю.С., Климанова Ю.В. // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2003. – № 2. – С. 94–101.
3. Экспериментальные исследования теплофизических процессов в обоснование безопасности ВВЭР нового поколения / Калякин С.Г., Сорокин А.П., Пивоваров В.А., Пометько Р.С., Селиванов Ю.Ф., Морозов А.В., Ремизов О.В. // Атомная энергия. 2014. Т. 116. Вып. 4. С. 241–246.
4. 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.
5. Othmer D.F. The Condensation of Steam // Industrial and Engineering Chemistry. – 1929. – V. 21. – Issue 6. – P. 577–583.
6. Берман Л.Д. Тепло- и массоотдача при конденсации пара в присутствии неконденсирующихся газов // Известия ВТИ. – 1947. – Вып. 8. – С. 11–18.
7. Vierow I.K., Schrock V.E. Condensation in a Natural Circulation Loop with Noncondensable Gases Part I. Heat Transfer // Proc. of International Conference on Multiphase Flow´91. – Tsukuba, Japan, 1991. – P. 183–186.
8. Alt S., Fjodorov A., Lischke W. Steam condensation processes in horizontal tubes withpresence of noncondensing gases // Proceedings of ICONE5: 5th International Conference on Nuclear Engineering, May 26–30, 1997, Nice, France.

9. Ремизов О.В., Морозов А.В, Цыганок А.А. Теплопередача между конденсирующимся паром и кипящей водой в многорядном горизонтальном трубном пучке при естественной конвекции // Известия Академии Наук. Энергетика. – 2010. – № 2. – С. 152–158.
10. Морозов А.В., Шлепкин А.С. Анализ влияния режимных факторов на работу модели парогенератора ВВЭР в режиме конденсации пара // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. – 2016. – Вып. 3. – С. 91–99.
11. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное обоснование проектных функций дополнительной системы пассивного залива активной зоны реактора ВВЭР // Теплоэнергетика. – 2012. – № 5. – С. 22–27.
12. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное исследование работы модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме // Теплоэнергетика. – 2012. – № 5. – С. 16–21.
13. Морозов А.В., Ремизов О.В. Современные разработки систем пассивного отвода тепла водоохлаждаемых реакторов. // ВАНТ. Серия: Физика ядерных реакторов. – 2013. – Вып. 2. – С. 59–70.
14. Experimental study on Novovoronezh NPP-2 steam generator model condensation power in the event of the beyond design basis accident / Berkovich V.M., Peresadko V.G., Taranov G.S., Remizov O.V., Morozov A.V., Tsyganok A.A., Kalyakin D.S. // Proceedings of International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, ICAPP 2010. – San Diego, CA, 2010. – P. 186–192.
15. Особенности проекта АЭС нового поколения с реактором ВВЭР-1000 повышенной безопасности / Беркович В.М., Копытов И.И., Таранов Г.С., Мальцев М.Б. // Теплоэнергетика. – 2005. – № 1. – С. 9–15.

Проблемы описания динамики концентрации раствора борной кислоты в аварийных режимах

Шмаль И. И.
АО «АСЭ»/АО «Атомэнергопроект», Москва, shmal_ii@aep.ru

Аннотация

Рассматриваются процессы при функционировании устройства локализации расплава, в частности, динамика образования твердой фазы в корпусе над расплавом. Приведены основные характеристики данных процессов, а результаты используются при разработке технологических режимов эксплуатации системы. Используется точечная модель, разбиение произведено на три компонента. Учтена зависимость плотности раствора борной кислоты от концентрации.

Ключевые слова: концентрация раствора, предельная концентрация, кристаллизация, растворение, выпаривание, твердая и жидкая фаза, устройство локализации расплава.

На протяжении ряда лет в АО «Атомэнергопроект» уделяется большое внимание динамике концентрации раствора борной кислоты, расчетам процессов кристаллизации и растворения твердой фазы. Это связано с большими запасами соли в аварийных системах современных проектов – гидроемкости системы аварийного отвода тепла ГЕ САОЗ, система пассивного залива активной зоны (СПЗАЗ), гидроемкости третьей ступени (ГЕ-3).

Наихудший сценарий – потеря всех источников переменного тока с наложением двухстороннего разрыва главного циркуляционного трубопровода, то есть работоспособны только пассивные системы безопасности. В течение длительного промежутка времени реакторная установка существует в условиях подачи в нее раствора борной кислоты из пассивных систем, а единственная помощь-отдушина есть стекающий конденсат из парогенераторов; последний образуется в результате функционирования системы пассивного отвода тепла и образования пара в активной зоне из-за остаточного тепловыделения. Очень неоднозначный процесс – образование пара без содержания борной кислоты приводит к увеличению концентрации в реакторе, а унос и движение содержащего борную кислоту пара пока мало кто изучал экспериментально в замкнутом контуре значительных размеров. Тем не менее, в случае затянувшегося отсутствия внешних источников переменного тока, опорожнение всех пассивных систем, происходит расплавление топлива, разрушение оболочек тепловыделяющих элементов, плавление внутрикорпусных элементов, образуется расплав внутри корпуса реакторной установки. Без внешней помощи далее следует проплавление днища корпуса реактора, расплав устремляется устройство локализации расплава. Теплоноситель первого контура, жидкость всех из опорожнившихся пассивных систем находится в нижней части гермооболочки (ГО) – в баке-приямке и в зазоре между внутренней стенкой шахты реактора и внешней стенкой корпуса УЛР. Между ними в нижней части существуют два коридора, через который жидкость может беспрепятственно перетекать из бака-приямка в зазор. В устройстве локализации расплава теплоотвод от кориума осуществляется стенку корпуса ловушки омывающим раствором кислоты. Примерно через два часа после попадания расплава в УЛР открываются клапаны подачи воды (КПВ), заполняется внутренняя полость корпуса ловушки, теперь теплоотвод от кориума производится раствором борной кислоты также с верхней образующей расплава.

Итог: выпарной аппарат [1], знакомый по курсу «аппараты химической технологии», но доставляющий много хлопот из-за возможности плохих последствий от протекающих в нем процессов. С точки зрения конструктора УЛР необходимы знание динамики концентрации раствора борной кислоты, времена и место возникновения кристаллизации. Данные о протекающих процессах позволяют назначать превентивные мероприятия по предотвращению усугубления последствий тяжелых запроектных аварий.

Ранее выполнен ряд работ, посвященных описанию динамики концентрации растворов солей, процессов кристаллизации и растворению твердой фазы. Преимущественно – точечные модели с сосредоточенными параметрами, с учетом плотности раствора от концентрации соли. В них закладывалась модель выпарного аппарата, который в задачах, связанных с УЛР, выглядел следующим образом. Опускной участок есть бак-приямок, а подъемный участок есть зазор между внешней поверхностью корпуса УЛР и внутренней стенкой шахты реактора, а также по-

верхность над зеркалом расплава внутри корпуса. В подъемном участке осуществляется теплоподвод, парообразование, а в опускной участок производится слив конденсата. Для случая моделирования динамики концентрации борной кислоты в сосуде реактора опускной участок представлен опускным участком, нижней камерой, а подъемный – активной зоной и верхней камерой смешения.

Некоторым отклонением была модель «слоистых» структур при моделировании растворов солей. Но в этом случае наличие устойчивых решений накладывает свои ограничения на круг решаемых задач.

Используется точечная модель с сосредоточенными параметрами. Предельные концентрации раствора борной кислоты, свойства кристаллов борной кислоты заданы согласно [2]. Теплофизические свойства воды и пара заданы в соответствии с [3]. Плотность раствора борной кислоты в зависимости от концентрации определяется согласно [4]. Растворимостью, то есть уносом борной кислоты с генерируемым паром пренебрегается по двум причинам. Первое – консервативность оценки, получение наиболее неблагоприятного результата. Второе – анализ экспериментальных результатов [5] по выкипанию раствора борной кислоты в сообщающихся сосудах показал, что переносом борной кислоты в паре без содержания капель следует пренебрегать, а основное внимание должно быть направлено на парокапельный транспорт соли.

Граничные условия – стандартные для задач выкипания раствора борной кислоты в сосуде реактора при запроектной аварии с потерей всех источников переменного тока в условиях большой течи, функционированием исключительно пассивных систем безопасности. Этим задачам был посвящен ряд ранее вышедших публикаций [6–14]. Известно значение давления парогазовой смеси в защитной оболочке, которое можно считать неизменным на значительных промежутках времени, медленно изменяющееся остаточное тепловыделение в активной зоне, характеристики работы функционирующих систем безопасности. Расчетная схема представлена на рис. 1.

При решении задач функционирования устройства локализации расплава (УЛР) с целью определения динамики концентрации раствора борной кислоты граничные условия очень близки: давление внутри защитной оболочки, значение тепловыделенния в расплаве, который находится в УЛР. Важные характеристики процесса – время и место кристаллизации соли, так как именно выпадение твердой фазы может воспрепятствовать теплоотводу в аварийном процессе.

Краткая схема представлена на рис. 2, а на рис. 3 можно увидеть схему выпарного аппарата.

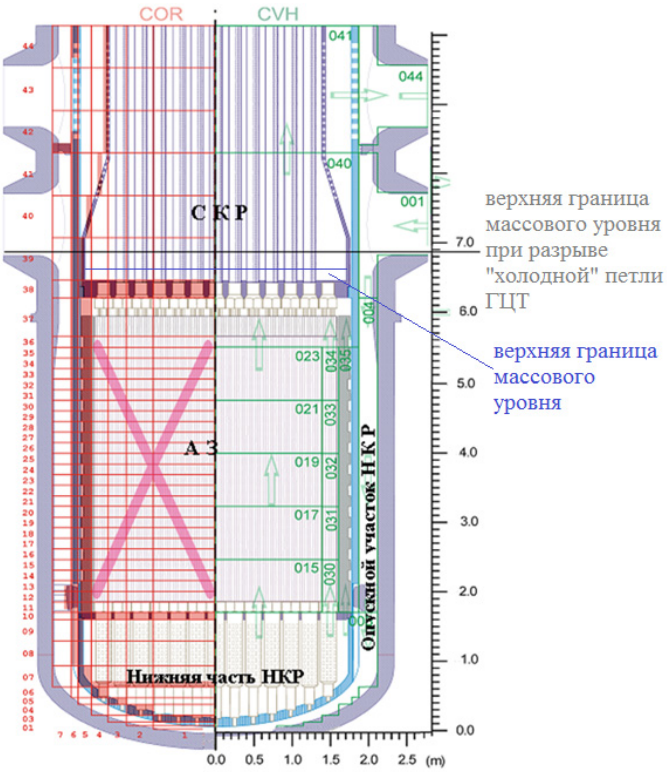


Рис. 1. Расчетная схема сосуда реактора для «задач» выкипания раствора борной кислоты в запроектных авариях

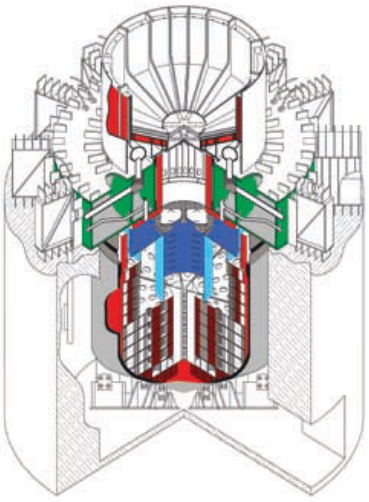


Рис. 2. Схема устройства локализации расплава [15]

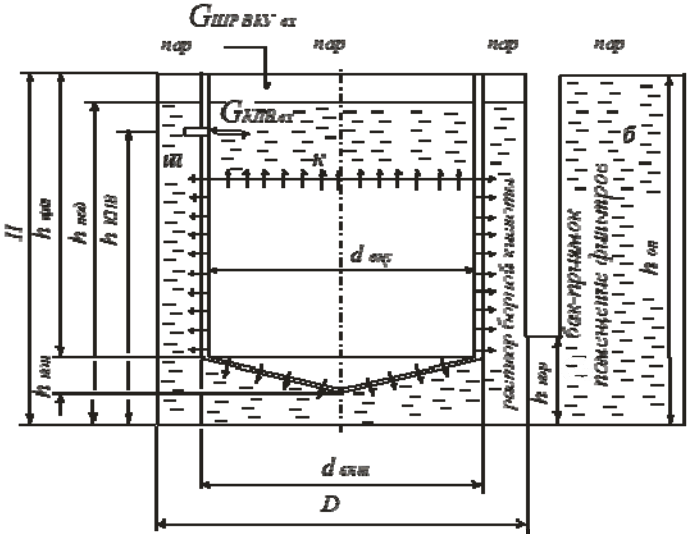


Рис. 3. Основная расчетная схема

Основные процессы в устройстве локализации расплава, идеология функционирования УЛР представлена в трудах [16], [17]. Но автор уделял основное внимание физико-химическим процессам в расплаве, взаимодействию кориума с материалами, первоначально заполнявшими корпус. Теплофизические процессы в омывающем корпус УЛР и внутри корпуса растворе борной кислоты оказались вне поля зрения.

Особенность данной работы – представлена модель для описания процессов в устройстве локализации расплава, расчетный объем состоит из трех компонентов. Выделение объема внутри корпуса устройства локализации расплава потребовалось для решения технологических задач: критические времена для обеспечения подачи воды в корпус устройства для предотвращения кристаллизации, препятствующей отводу тепла от верхней образующей расплава внутри корпуса.

На рис. 4 представлена динамика изменения концентрации раствора борной кислоты с помощью модели, состоящей из двух расчетных объемов. Легко заметить, что проблем с теплоотводом вообще не существует. Максимальные значения концентрации раствора борной кислоты очень далеки от предельных значений, то есть опасений в возникновении твердой фазы, которая может порождать проблемы теплоотвода, не возникает.

Рассматриваем результаты расчетов для модели с тремя расчетными объемами. Здесь уже более пессимистичные выводы, четко просматривается необходимость подвода чистой воды либо раствора малой концентрации внутрь корпуса УЛР. На рис. 5 представлены наиболее важные показатели – динамика накопления твердой фазы внутри корпуса УЛР. Появление твердой фазы – примерно тридцать семь часов с начала моделируемого процесса.

Естественное пояснение к представленной картине – динамика концентраций в трех расчетных компонентах, рис. 6. Наблюдаем четко выраженное накопление соли внутри корпуса УЛР, где происходит выпаривание воды и куда происходит втекание раствора борной соли из зазора между наружной стенкой корпуса ловушки и внутренней стенкой шахты реактора. В зазоре также происходит выпаривание раствора соли, но существует еще и переток в корпус УЛР раствора, а также подпитка раствором очень малой концентрации из бака приямка; здесь наблюдаем снижение концентрации раствора борной кислоты. Шахта реактора, в которой первоначально находилась основная масса жидкости, а, соответственно, и борной кислоты в растворенном состоянии, все время подпитывалась конденсатом без содержания соли и из нее происходил переток в коридор между корпусом УЛР и стенкой шахты; в этом компоненте концентрация плавно снижается до пренебрежимо малых величин.

Было указано, что в расчетах учтена зависимость плотности раствора борной кислоты от концентрации. Иллюстрации для изменения плотности жидкой фазы в трех компонентах представлена на рис. 7. Плотность твердой фазы была принята в расчетах неизменной, равной 1435 кг/м^3; на рисунке не представлена. Важен учет зависимости плотности от концентрации? Наверное, да: в этом случае верно можно определять весовые столбы в сообщающихся сосудах, а также с меньшими погрешностями сами запасы жидкой и твердой фазы в компонентах. В конце концов, точность есть вежливость…

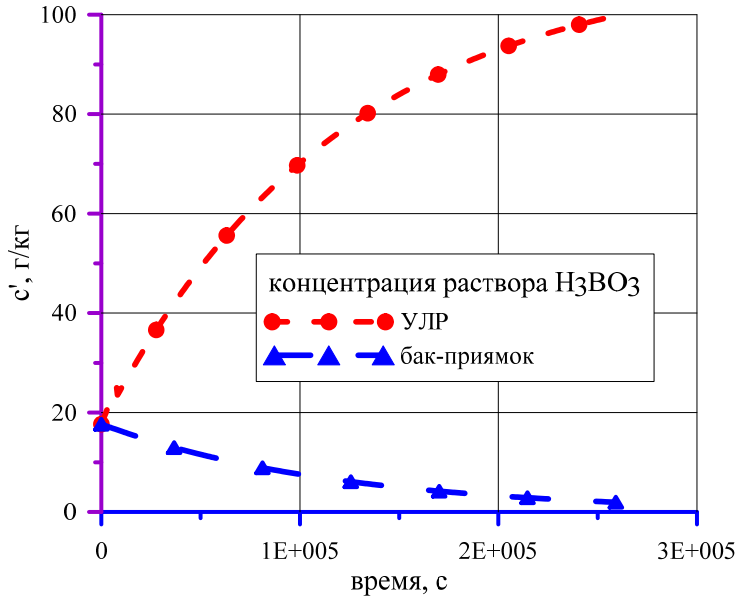


Рис. 4. Изменение концентрации раствора борной кислоты в течение 3 суток

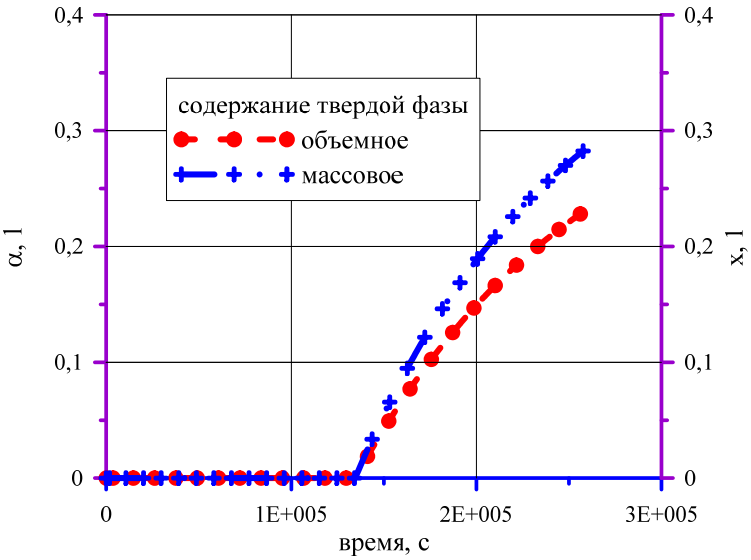


Рис. 5. Содержание твердой фазы в корпусе УЛР в зависимости от времени

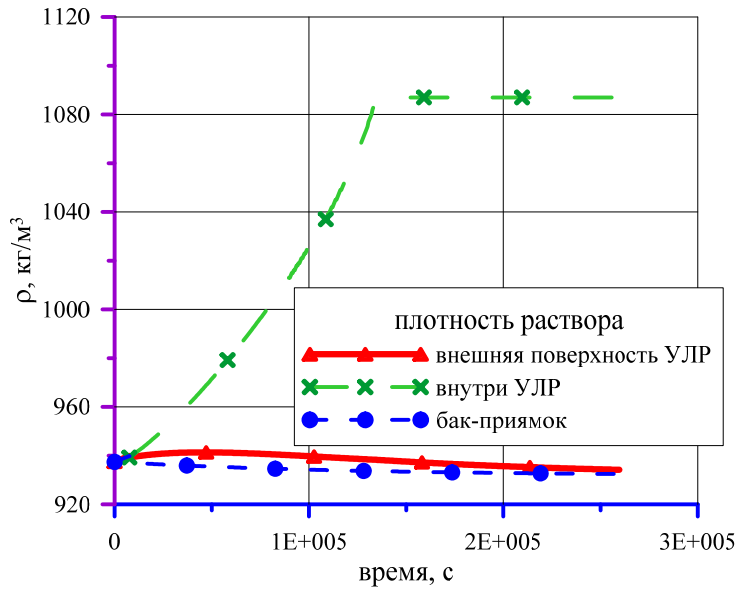


Рис. 6. Динамика концентрации раствора борной кислоты

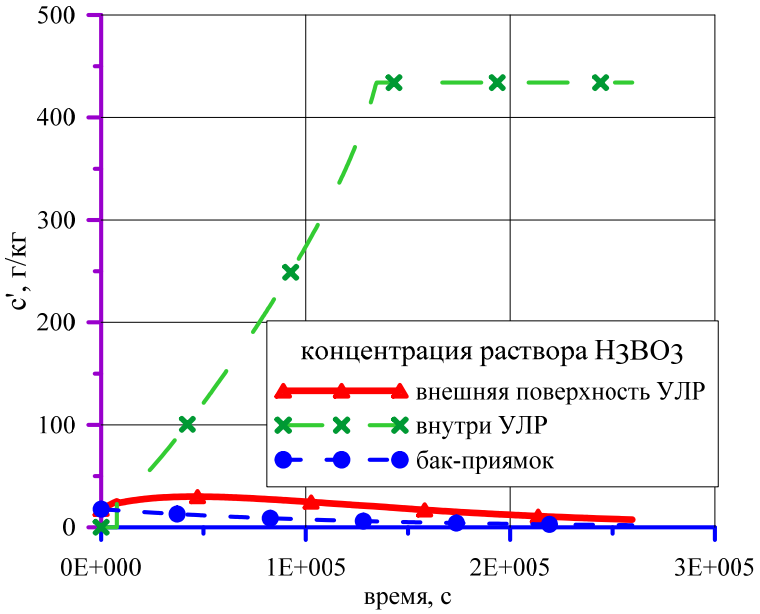


Рис. 7. Динамика плотности жидкой фазы в расчетных объемах

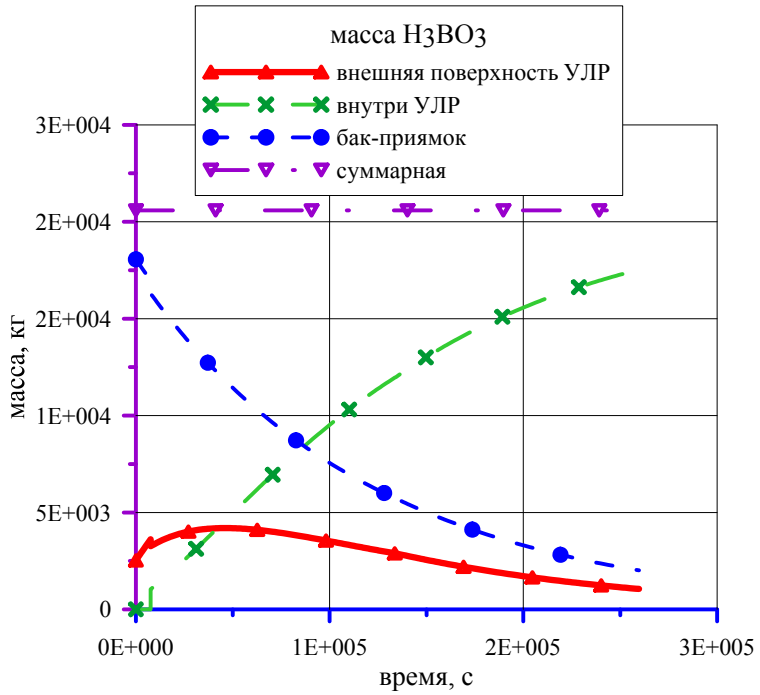


Рис. 8. Динамика массы борной кислоты в расчетных объемах

На рис. 8 представлено изменение массы борной кислоты во всех расчетных объемах. Масса борной кислоты – это суммарная величина для обеих фаз, жидкой и твердой. Специально вынесена поверочная величина – суммарная масса для системы, величина постоянная.

Четко выражен переток борной кислоты, находящейся в растворе в шахте-приямке в зазор между шахтой реактора и стенкой корпуса. Клапан подачи воды открывается спустя два часа после попадания расплава в корпус УЛР, поэтому на указанном отрезке времени масса борной кислоты в нем отсутствует. Но почти сразу же после открытия клапана вступивший в работу расплав в корпусе благодаря выпариванию воды начинает очень мощно отбирать в себя борную кислоту из остальных расчетных объемов. Вначале борная кислота находится в нем в жидком виде, а далее – смесь из жидкой и твердой фаз, как следует из выше приведенного рис. 5.

На рис. 9 представлена иллюстрация для процессов при фазовых переходах в корпусе УЛР. Показано накопление борной кислоты без фазового перехода – рост концентрации раствора, по достижении предельной концентрации раствора – образование твердой фазы, кристаллов и снижение массы борной кислоты в растворе.

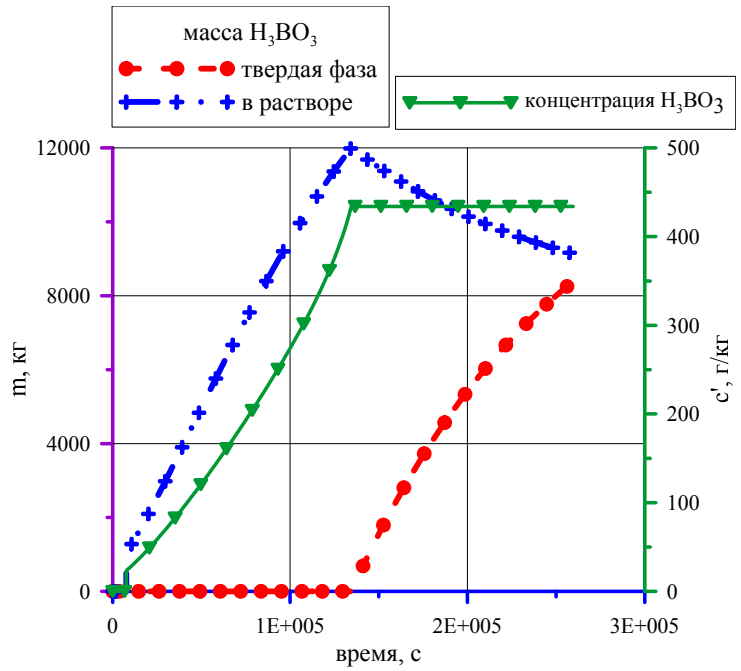


Рис. 9. Динамика перераспределения массы борной кислоты между жидкой и твердой фазой и концентрация раствора

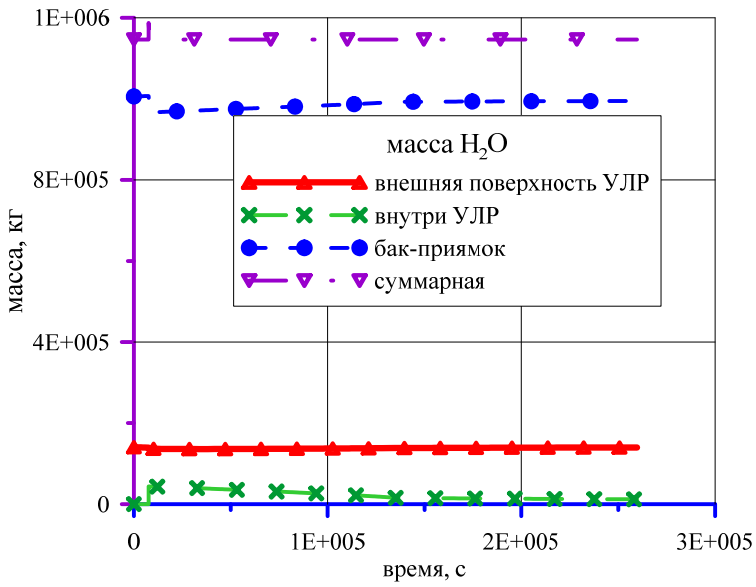


Рис. 10. Распределение массы воды в расчетных объемах

На рис. 10 представлено изменение воды – суммарное и по расчетным объемам. Неряшливость – момент подключения/открытия клапана подачи воды, одна точка в суммарной массе неверно «сформирована» при подготовке результатов. Суммарная масса воды – растворителя – неизменна. Внутри корпуса УЛР жидкость появилась после открытия клапанов подачи воды. Из-за роста концентрации, образования твердой фазы масса воды в корпусе УЛР снижается – происходит ее выпаривание. Выпаривание происходит и в зазоре между корпусом устройства локализации расплава и внутренней стенкой шахты реактора. Основная масса конденсата перетекает в бак-приямок. Начальная масса воды в баке-приямке изначально была максимальной, масса растворенной соли несколько снизилась, но масса жидкости осталась без значительных изменений.

На рис. 11 представлено изменение основных компонентов веществ в различных состояниях внутри корпуса УЛР. Учет зависимости плотности раствора от концентрации четко отражен в снижении массы воды при существовании исключительно жидкого раствора борной кислоты. После начала кристаллизации масса воды, растворителя, убывает строго пропорционально массе жидкого раствора в корпусе УЛР, где находится раствор борной кислоты предельной концентрации борной кислоты.

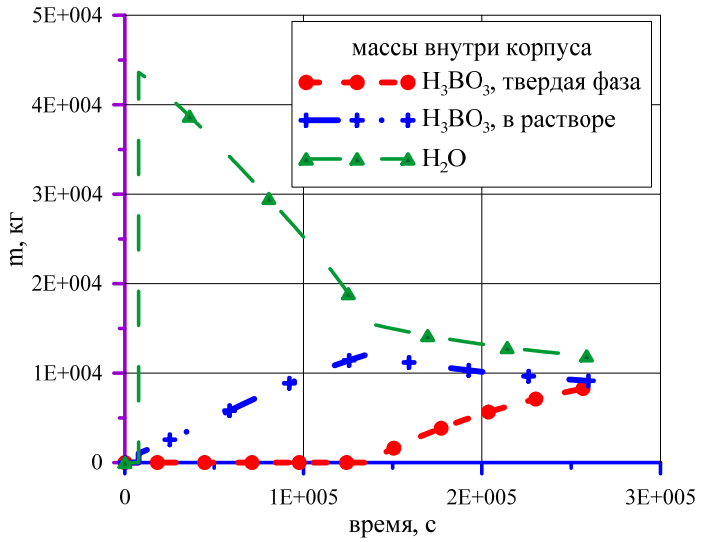


Рис. 11. Динамика изменения масс веществ в корпусе УЛР

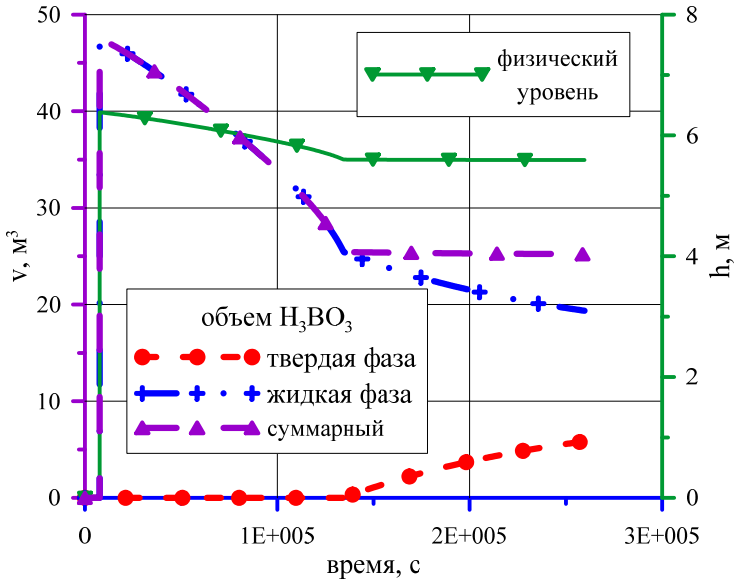


Рис. 12. Основные объемы и физический уровень в корпусе УЛР

На рис. 12 представлены объемы фаз и физический уровень внутри корпуса УЛР. Важные наблюдения. Плотность раствора борной кислоты предельной концентрации неизменна, это отслеживается на рисунке – после появления кристаллов борной кислоты физический уровень не изменяется. До этого – снижение физического уровня из-за роста плотности раствора, которая увеличивалась по мере накопления борной кислоты, роста концентрации раствора.

Хорошо просматривается правомерность использования модели. При постоянном физическом уровне жидкой фазы суммарный объем – жидкой и твердой фаз, – остается постоянным. Значит, расчет и модель верны.

На рис. 13 представлены массы раствора борной кислоты в расчетных объемах (внутри корпуса УЛР не представлена масса образующейся твердой фазы). Отчетливо видны основные массы и их перераспределения в ходе переходного процесса. Заполнение корпуса УЛР произошло, в основном, за счет бака-приямка – на массу раствора в зазоре между стенкой корпуса и шахты реактора особого влияния не оказало. Суммарная масса раствора, без учета твердой фазы, мало изменяется – масса твердой фазы не так велика по сравнению с суммарной массой растворителя (воды) и соли (борной кислоты) для раствора в целом. Но с точки зрения рассматриваемых процессов безопасности системы в целом – обеспечение надежного отвода тепла от устройства локализации расплава, расплава, находящегося в нем, важно знание всех нюансов процессов. Кроме того, при разработке схем функционирования технологических систем без этих сведений нельзя принять верные решения.

На рис. 14 представлена динамика физических уровней в расчетных объемах в ходе рассматриваемого процесса. Результат, практически, очевидный – при снижении уровня раствора с

увеличивающейся концентрацией в корпусе УЛР происходит обратная картина для бака-приямка, где плотность падала из-за падения концентрации раствора.

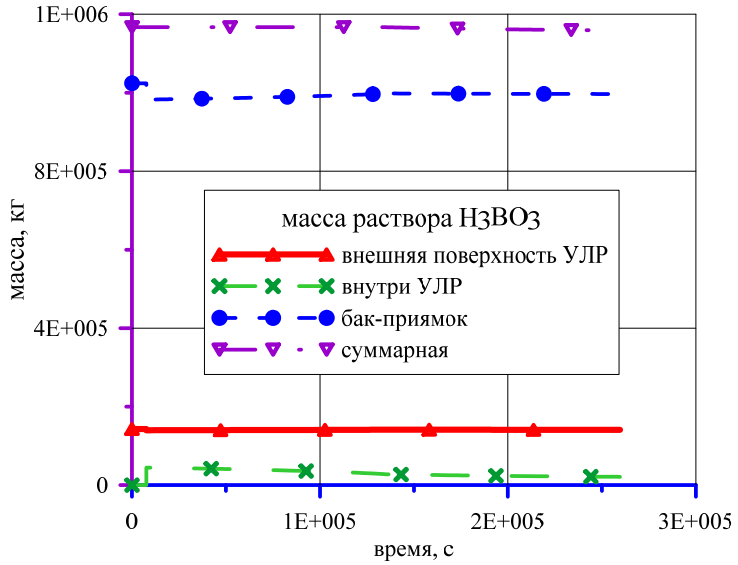


Рис. 13. Массы раствора и твердой фазы в зависимости от времени

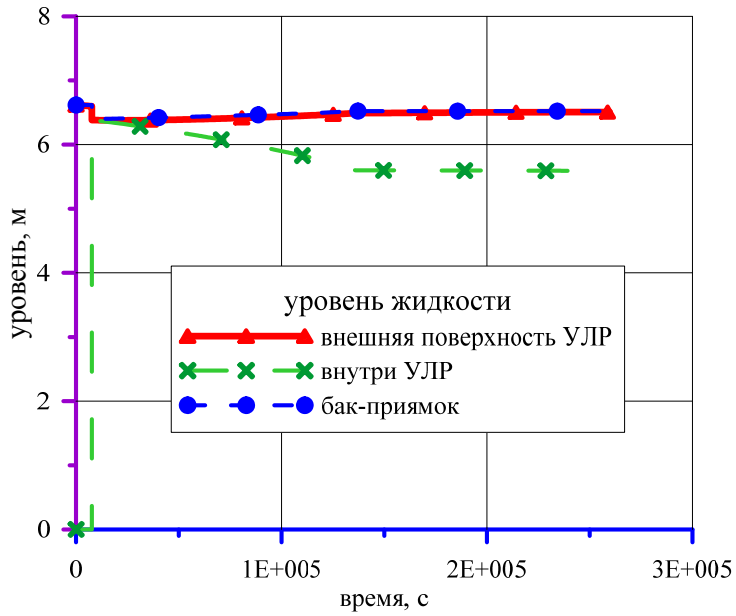


Рис. 14. Физические уровни раствора в расчетных объемах

Краткие выводы по выполненной работе

В представленной работе использован накопленный опыт в области моделирования динамики концентрации растворов солей и возникающих при этом фазовых переходов, который представлен в [5]–[14].

Для каждого описываемого процесса должна строго и обоснованно выбираться соответствующая модель во избежание ошибочных заключений.

Результаты расчетов, которые используются для назначения эксплуатационных и технологических параметров функционирования систем, должны проверяться на достоверность упомянутых моделей путем сопоставления с экспериментальными данными, а также анализа полученных экспериментальных и расчетных результатов.

В представленной работе содержится сопоставление двух расчетных моделей, показано расхождение полученных с результатов, дано пояснение представленных различий.

Применение моделей, включающих максимальное число теплофизических и химических процессов, востребовано временем. Но для этого необходимы результаты дополнительных четко продуманных экспериментальных исследований, которые отсутствуют в нашей отрасли на

протяжение последних почти тридцати лет. Все более широкое использование пассивных систем безопасности подстегивает отрасль совершить этот шаг, так как анализ возможных последствий экспериментов на уже построенных атомных станциях приведет к еще большим затратам средств.

Список литературы

1. Касаткин А.Г. Основные процессы и аппараты химической технологии. – М.: Химия, 1971. – 784 с.
2. Новый справочник химика-технолога. Химическое равновесие. Свойства растворов. – С.Пб.: АНО НПО «Профессионал», 2004. – 978 с.
3. Александров А.А., Григорьев Б.А. «Таблицы теплофизических свойств воды и водяного пара: Справочник. Рек. Гос. Службой стандартных справочных данных. ГСССД Р-776-98 – М.: Издательство МЭИ, 1999. – 168 с.
4. Jari Tuumanen Thermal-Hydraulic Studies on the Safety of VVER-440 type Nuclear Power Plants // Thesis for the Doctor Degree of Technology. – Lappeenranta, Finland, 1994.
5. 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.
6. Шмаль И.И., Иванов М.А. Процессы массопереноса борной кислоты в аварийных режимах АЭС с ВВЭР // 9-ая Международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 19–22 мая 2015 г., г. Подольск.
7. Шмаль И.И. Изменение концентрации раствора борной кислоты в процессе функционирования УЛР // 9-ая Международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 19 – 22 мая 2015 г., г. Подольск.
8. Шмаль И.И. Аналитические оценки для процесса кристаллизации // Молодой ученый. – 2013. – № 7 (54). – С. 30–31.
9. Шмаль И.И. Метод расчета нестационарных изменений концентрации в выпарных установках // Молодой ученый. – 2013. – № 8 (55). – С. 42–44.
10. Шмаль И.И. Проблемы моделирования кристаллизации // Молодой ученый. – 2013. – № 8 (55). – С. 44–47.
11. 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.
12. Шмаль И.И., Иванов М.А. Модель с распределенными параметрами для описания динамики процессов в растворах // Молодой ученый. – 2014. – № 11 (91). – С. 502–513.
13. Шмаль И.И. Динамика концентрации растворов в сообщающихся сосудах для открытых систем // Национальная ассоциация ученых. – 2016. – № 1 (17). – С. 71–73.
14. Шмаль И.И., Иванов М.А. Обзор выполненных работ по теплофизическим процессам // Научно-техническая конференция «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика – 2016)», 12–14 октября 2016 г., ГНЦ РФ – ФЭИ, г. Обнинск.
15. Сидоров И.А. Устройство локализации расплава для АЭС с ВВЭР-1200 // 7-я МНТК «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 17–20 мая 2011 г., ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, Россия.
16. Удалов Ю.П., Фёдоров Н.Ф., Лавров Б.А. и др. Функциональные материалы для пассивного управления запроектной аварией ядерного реактора на внекорпусной стадии локализации расплава активной зоны. Часть 1 // Известия Санкт-Петербургского технологического института. – 2010. – № 8. – С. 17–24.
17. Удалов Ю.П., Фёдоров Н.Ф., Лавров Б.А. и др. Функциональные материалы для пассивного управления запроектной аварией ядерного реактора на внекорпусной стадии локализации расплава активной зоны. Часть 2 // Известия Санкт-Петербургского технологического института. – 2010. – № 9. – С. 21–24.

Влияние концентрации раствора борной кислоты в дополнительной системе залива активной зоны на процессы массопереноса в РУ ВВЭР в случае аварии

Питык А. В., Морозов А. В., Рагулин С. В., Сахипгареев А. Р., Шлепкин А. С.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, asakhipgareev@ippe.ru

Аннотация

В докладе представлены результаты расчета накопления борной кислоты в активной зоне реакторов ВВЭР нового поколения в зависимости от концентрации H_3BO_3 в системе гидроемкостей третьей ступени. Для лучшего понимания процессов накопления H_3BO_3 проанализированы процессы массопереноса борной кислоты в реакторной установке (РУ) ВВЭР при авариях с разрывом главного циркуляционного трубопровода (ГЦТ) и работой пассивных систем безопасности. Рассмотрены варианты снижения концентрации H_3BO_3 до 4 и 8 г/кг. Показано положительное влияние уменьшения концентрации борной кислоты в системе ГЕ-3 на процессы ее накопления и кристаллизации в активной зоне. Показана необходимость экспериментального исследования процессов массопереноса борной кислоты при параметрах, характерных для аварийных режимов ВВЭР.

Ключевые слова: борная кислота, накопление, кристаллизация, капельный унос, ВВЭР, аварийный режим.

Введение

В рамках концепции безопасности проекта ВВЭР-ТОИ особое внимание уделяется вопросам, связанным с накоплением и кристаллизацией борной кислоты в активной зоне при запроектных авариях с разрывом главного циркуляционного контура и потерей всех источников переменного тока в течение 72 ч. Как известно, обеспечение автономности реактора при аварийном процессе обусловливается функционированием пассивных систем безопасности (ПСБ), которые обеспечивают охлаждение активной зоны (АЗ) за счет последовательной подачи в реактор раствора борной кислоты с концентрацией 16 г/кг из гидроёмкостей первой (ГЕ-1), второй (ГЕ-2) и третьей ступеней (ГЕ-3). Активная зона в это время находится в состоянии кипения, соответственно, учитывая малую концентрацию кислоты в паровой фазе, возможно увеличение количества борной кислоты в теплоносителе активной зоны и достижение условий её кристаллизации на наружной поверхности твэлов, что может привести к ухудшению теплоотвода. Одним из рассматриваемых способов снижения риска кристаллизации борной кислоты является уменьшение концентрации кислоты в системе ГЕ-3. Соответственно, актуальной представляется задача установления значения концентрации H_3BO_3, при котором не будет происходить превышение предельной концентрации борной кислоты в активной зоне при аварийном процессе.

Массобмен борной кислоты при аварийном процессе в РУ ВВЭР

При возникновении аварийной ситуации с разрывом главного циркуляционного контура и последовательном срабатывании ПСБ, происходит подача раствора борной кислоты из гидроемкостей в реактор (рис. 1). Помимо этого, необходимо учитывать поступление в реактор конденсата из парогенераторов трех неаварийных петель, переводимых в аварийный режим работы за счет функционирования системы пассивного отвода тепла.

Исходя из этого можно предположить, что дальнейший массоперенос борной кислоты в активной зоне может осуществляться двумя путями. 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 (рис. 1, I). Если же перемешивания потоков конденсата и раствора борной кислоты, поступившей от ГЕ-2 и ГЕ-3, не происходит, то из-за более высокой плотности раствор борной кислоты опускается в нижнюю часть активной зоны. Выше этого слоя происходит накопление конденсата с малой кон-

центрацией 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 влияния концентрации борной кислоты в системе ГЕ-3 на ее накопление в активной зоне ВВЭР был проведен расчет изменения концентрации H_3BO_3 при аварийном процессе РУ ВВЭР.

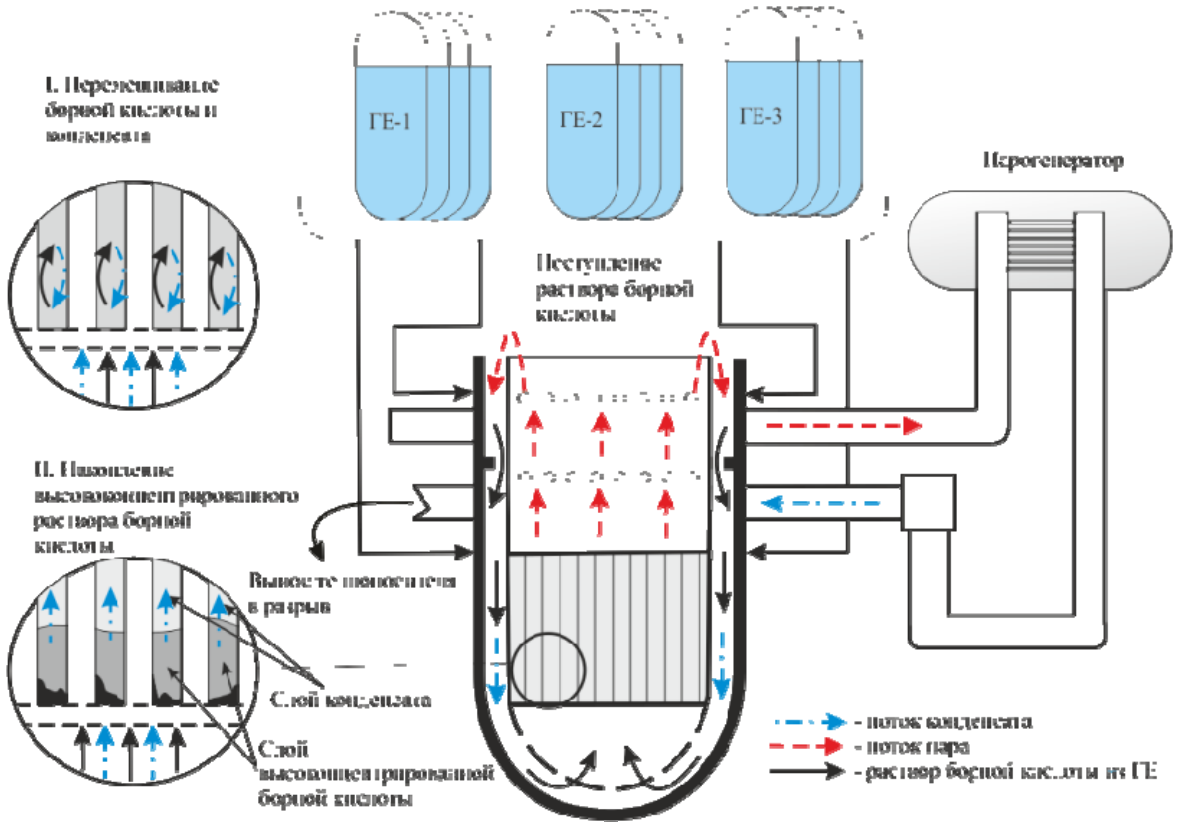


Рис. 1. Схема движения борной кислоты в РУ ВВЭР-ТОИ при запроектных авариях с разрывом ГЦТ

Расчет накопления борной кислоты в активной зоне

При расчете был сделан ряд допущений, необходимость которых обусловлена либо сложностью процессов, происходящих в контуре, либо недостаточностью данных по свойствам водных растворов борной кислоты: при вычислениях в системе выделялись два объема: объем активной зоны (АЗ) и объем напорной камеры реактора (НКР); плотность раствора борной кислоты не зависит ее концентрации; в реакторе испаряется чистый пар без паров борной кислоты; давление в системе принималось постоянным и равным 0,3 МПа.

При расчете было принято, что номинальная мощность реактора составляет 3200 МВт. Изменение остаточного тепловыделения ($N_{АЗ}$) в активной зоне реактора после его остановки представлено в табл. 1.

Таблица 1

Остаточное тепловыделение в активной зоне ВВЭР

Время, с	100	1000	$10 \cdot 10^3$	$28{,}8 \cdot 10^3$	$37{,}8 \cdot 10^3$	$50 \cdot 10^3$
Остаточное тепловыделение, отн. ед.	0,033	0,021	0,0105	0,0077	0,0072	0,007
Время, с	$100 \cdot 10^3$	$130 \cdot 10^3$	$0{,}5 \cdot 10^6$	$1{,}47 \cdot 10^6$	$2{,}16 \cdot 10^6$	
Остаточное тепловыделение, отн. ед.	0,006	0,005	0,0033	0,0022	0,0018	

Начальными данными для проведения расчетов служили параметры систем гидроемкостей пассивного залива ГЕ-2 и ГЕ-3.

Зависимость для определения конденсационной мощности парогенераторов (равная мощности теплообменников системы пассивного отвода тепла) была получена из результатов экспериментальных исследований на крупномасштабном стенде в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» [1]:

$$N_{\text{СПОТ}} = \begin{cases} 144,8 - 5,885 \cdot 10^{-4}\tau + 3,499 \cdot 10^{-9}\tau^2 \\ \text{при } \tau < 86400 \\ -131,25 + \dfrac{7,619 \cdot 10^4}{\sqrt{\tau}} \text{ при } \tau \geq 86400 \end{cases}, \quad (1)$$

где $N_{\text{СПОТ}}$ – конденсационная мощность парогенератора, кВт; τ – время, с.

На начальной стадии аварии, когда вспененный уровень стоит выше верхней перфорации, интенсивность перетока из АЗ в НКР будет высокой, и можно считать, что свойства раствора в АЗ и в НКР одинаковы.

Масса испарившейся воды ($\Delta m_S(H_2O)$) составит за промежуток времени $\Delta\tau$:

$$\Delta m_S(H_2O) = \frac{N_{\text{АЗ}} \cdot \Delta\tau}{h'' - h_{\text{НКР}}}, \quad (2)$$

где h'' – энтальпия сухого пара при температуре насыщения, $h_{\text{НКР}}$ – энтальпия раствора борной кислоты в НКР.

Масса раствора борной кислоты, поступившего в реактор из гидроемкостей и масса конденсата, образовавшегося в парогенераторе за счет работы СПОТ (Δm_{inc}(раствора)) составит:

$$\Delta m_{\text{inc}}(\text{раствора}) = (G_{\text{ГЕ}} + G_{\text{СПОТ}})\Delta\tau, \quad (3)$$

где $G_{\text{ГЕ}}$ – расход раствора борной кислоты от ГЕ, $G_{\text{СПОТ}}$ – расход конденсата от парогенераторов.

Масса чистой борной кислоты ($\Delta m_{\text{inc}}(H_3BO_3)$), поступившей в реактор из гидроемкостей:

$$\Delta m_{\text{inc}}(H_3BO_3) = G_{\text{ГЕ}} \cdot C_{\text{ГЕ}}(H_3BO_3) \cdot \Delta\tau, \quad (4)$$

где $C_{\text{ГЕ}}(H_3BO_3)$ – концентрация борной кислоты в гидроемкостях системы пассивного залива АЗ.

Поскольку расход поступающей в реактор охлаждающей жидкости превышает скорость испарения в активной зоне, то часть раствора будут выливаться в в объем защитной оболочки. Масса раствора борной кислоты, поступившего в гермооболочку составит (Δm_{out}(раствора)):

$$\Delta m_{\text{out}}(\text{раствора}) = \Delta m_{\text{inc}}(\text{раствора}) - \Delta m_S(H_2O). \quad (5)$$

Соответственно, концентрация борной кислоты в АЗ на первом этапе аварийного процесса будет определяться следующим соотношением:

$$C_i(H_3BO_3) = \frac{(m_1 + m_2)C_{i-1} + \Delta m_{inc}(H_3BO_3)}{m_1 + m_2 + \Delta m_{\text{inc}}(\text{раствора}) - \Delta m_S(H_2O)}, \quad (6)$$

где $m_{\text{АЗ}}$ и $m_{\text{НКР}}$ – масса раствора борной кислоты в АЗ и НКР соответственно.

Со временем остаточное тепловыделение будет уменьшаться, а вместе с тем будет падать и вспененный уровень в реакторе. Расстояние от активной зоны до верхнего ряда перфорации в шахте составляет 2,77 м, а разница высот между нижней образующей «холодного» патрубка ГЦК и верхним рядом отверстий в шахте реактора составляет 1,845 м. Тогда критическое паросодержание, при котором вспененный уровень будет стоять выше верхнего ряда отверстий в шахте при аварии с разрывом холодной нитки, составит:

$$\varphi_{CR} = \frac{1,845}{2,77} = 0,666. \quad (7)$$

Само паросодержание определяется по формуле из [2]:

$$\varphi = 0,26\left(\frac{w''^2}{g\sqrt{\dfrac{\sigma}{g(\rho' - \rho'')}}}\right)^{0,36}\left(\frac{\rho''}{\rho' - \rho''}\right)^{0,12}, \quad (8)$$

где скорость пара w'' равна:

$$w'' = \frac{N_{\text{АЗ}}}{r \cdot \rho'' \cdot F_{CS}}.$$

В рассматриваемой модели второй этап аварийного процесса начинается после того, как паросодержание опустится ниже критического. На втором этапе расчета объемы АЗ и НКР рассматриваются отдельно.

В активной зоне энергия остаточного тепловыделения будет расходоваться на испарение раствора борной кислоты, поступающего в АЗ из НКР:

$$N_{\text{АЗ}} = G_{\text{N}}\left(h'' - h'\right) + G_{12}\left(h'' - h_{\text{НКР}}\right), \quad (9)$$

где G_N – расход выпара, кг/с; G_{12} – расход перетока раствора борной кислоты из НКР в АЗ, кг/с, r – удельная теплота парообразования, кДж/кг, h’ – энтальпия воды при температуре насыщения, кДж/кг, h’’ – энтальпия пара при температуре насыщения, кДж/кг, $h_{НКР}$ – энтальпия раствора борной кислоты в НКР, кДж/кг.

Массовый расход борной кислоты, выходящий из АЗ за счет процессов капельного уноса, прямо пропорционален массовому расходу пара:

$$G_{Re} = Y \cdot G_N, \tag{10}$$

где G_{Re} – массовый расход капельного уноса борной кислоты из АЗ и НКР, кг/с. Y – влажность пара на уровне перфорации шахты реактора.

Выходящая из объема активной зоны пароводяная смесь, содержащая пар и капли раствора борной кислоты, замещается раствором борной кислоты, поступающим из НКР, и конденсатом из парогенераторов:

$$G_{12} = G_N + G_{Re}. \tag{11}$$

На основании этого можно записать выражение для изменения массы борной кислоты в объеме АЗ за интервал времени $\Delta\tau$:

$$\Delta m^B_{АЗ} = (G_{12}C_{НКР} - G_{Re}C_{АЗ})\Delta\tau, \tag{12}$$

где $C_{НКР}$ – концентрация раствора борной кислоты в НКР, г/кг, $C_{АЗ}$ – концентрация раствора борной кислоты в АЗ, г/кг.

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 реакторе, будут переливаться через разрыв в ГЦТ в объем гермооболочки. На основании этого можно определить массу раствора, поступившего в объем гермооболочки за время $\Delta\tau$ и изменение массы борной кислоты в объеме НКР за тот же временной интервал:

$$G_{ГО} = G_{ГЕ} + G_{СПОТ} + G_{Re} - G_N, \tag{13}$$

$$\Delta m^B_{НКР} = \left(G_{ГЕ}C_{ГЕ} + G_{Re}C_{АЗ} - G_{12}C_{НКР} - G_{ГО}C_{НКР}\right)\Delta\tau. \tag{14}$$

Для определения расхода выпара с учетом (9) и (10) получим выражение для расчета остаточного энерговыделения:

$$N_{АЗ} = G_N\left[\left(h'' - h_{НКР}\right) + Y\left(h' - h_{НКР}\right)\right], \tag{15}$$

где h” – энтальпия сухого пара при температуре насыщения, кДж/кг.

Отсюда расход выпара равен:

$$G_N = \frac{N_{АЗ}}{\left(h'' - h_{НКР}\right) + Y\left(h' - h_{НКР}\right)}. \tag{16}$$

Изменение концентрации борной кислоты в активной зоне ($\Delta C_{АЗ}$) за интервал времени $\Delta\tau$ составит:

$$\Delta C_{АЗ} = \frac{\Delta m^B_{АЗ}}{m_{АЗ}}. \tag{17}$$

Изменение энтальпии раствора в НКР ($\Delta h_{НКР}$) 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:

$$\Delta h_{НКР} = \frac{\left(G_{ГЕ}h_{ГЕ} + G_{СПОТ}h' + G_{Re}h_{АЗ}\right)\Delta\tau}{m_{НКР} + \left(G_{ГЕ} + G_{СПОТ} + G_{Re}\right)\Delta\tau}, \tag{18}$$

где $G_{ГЕ}$ – расход раствора борной кислоты от ГЕ, кг/с, $h_{ГЕ}$ – энтальпия раствора борной кислоты в ГЕ, кДж/кг, $G_{СПОТ}$ – расход конденсата от ПГ, кг/с, $h_{АЗ}$ – энтальпия раствора борной кислоты в НКР, кДж/кг, $m_{НКР}$ – масса воды в НКР, кг.

Результаты расчета

В настоящий момент, согласно регламенту эксплуатации РУ ВВЭР концентрация борной кислоты в системе пассивного залива АЗ составляет 16 г/кг. В данном расчете рассматривались варианты снижения концентрации H_3BO_3 в системе ГЕ-3 до 4 и 8 г/кг. Результаты расчетного анализа, представленные на рис. 2, показывают, что при аварии происходит достаточно интенсивное накопление борной кислоты в активной зоне реактора.

Необходимо отметить, что по достижении 24 часов аварийного процесса концентрация борной кислоты в активной зоне не достигает предела растворимости. Кроме того, очевидна зависимость интенсивности накопления H_3BO_3 от концентрации кислоты в системе ГЕ-3. При концентрации кислоты, равной 4 г/кг превышения предельной концентрации H_3BO_3 не происходит, и, соответственно, существенно снижается риск ее кристаллизации на элементах внутрикорпусных устройств.

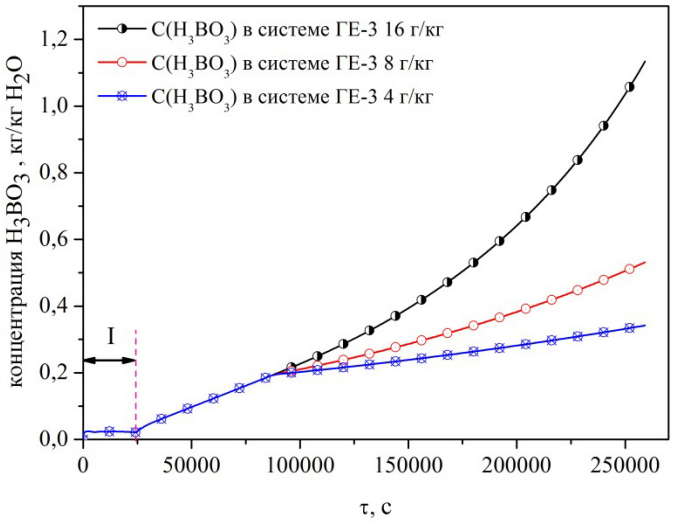


Рис. 2. Изменение концентрации борной кислоты в активной зоне реактора

Заключение

В качестве одного из вариантов решения проблемы накопления и кристаллизации борной кислоты в активной зоне при возникновении аварийной ситуации с разрывом главного циркуляционного трубопровода рассмотрена возможность снижения концентрации H_3BO_3 в системе ГЕ-3. Согласно полученным результатам, концентрация борной кислоты должна быть снижена до ~4 г/кг. Данный вариант решения проблемы накопления и кристаллизации предусматривает принятие множества решений в области проектирования и эксплуатации АЭС, и, как следствие, приведет к усложнению и удорожанию технологических процессов.

В то же время, процесс кристаллизации борной кислоты в активной зоне может быть замедлен или даже полностью исключен за счет выноса части борной кислоты с выходящим из активной зоны паром или за счет капельного уноса [3]. Поэтому в дальнейшем для снижения консерватизма расчетов необходимы экспериментальные исследования процессов массопереноса борной кислоты и выноса ее из активной зоны, поскольку именно они могут оказать существенное положительное влияние на изменение концентрации борной кислоты в АЗ.

Список литературы

1. Experimental investigation of non-condensable gases effect on Novovoronezh NPP-2 steam generator condensa-tion power under the condition of passive safety systems operation / Kopytov I.I., Kalyakin S.G., Berkovich V.M., Morozov A.V., Remizov O.V. // Proc. of the 17th Intern. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE17). – Brussels: ASME. – 2009. – P. 735–743.
2. Стерман Л.С., Тевлин С.А., Шарков А.Т. Тепловые и атомные электростанции. Учебник для вузов – М.: Энергоиздат, 1982. – 345 с.
3. Немодрук А.А., Каралова З.К. Аналитическая химия бора – М.: Наука, 1964. – 286 с.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект № 16-19-10649).

Расчетный код COREMELT3D для расчета аварийных и переходных процессов в быстрых реакторах с натриевым теплоносителем

Волков А. В.[1], Моряков А. В.[2], Раскач К. Ф.[1], Соломонова Н. В.[1], Чернухина Ю. В.[1]

1 – АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, volkov@ippe.ru;

2 – НИЦ «Курчатовский институт», Москва

Аннотация

В докладе обоснована необходимость создания трехмерной версии кода COREMELT [1] – COREMELT3D, предназначенного для расчетного анализа аварии с кипением теплоносителя, с попаданием в активную зону инородных веществ (масла, газа); переходных режимов, приводящих к несимметричной работе петель теплообмена и появлению азимутальной несимметрии в температурных полях активной зоны, к изменению подогрева теплоносителя в активной зоне реактора, связанных с перемещением органов СУЗ (определение локальных изменений температур в окрестностях органов СУЗ), а также режимов расхолаживания реактора. Представлены первые результаты верификации 3D теплогидравлического модуля. Модель кипения верифицирована на экспериментах по кипению натрия, проведенных на стенде Ispra JRC (Италия) и KNS (Германия). Модель воздушного охлаждения тестировалась в расчётах воздушного охлаждения экспериментального стенда БФС. Для проведения кросс-верификации с кодом SIMMER III разработана 3D расчетная модель тестового реактора большой мощности. В докладе отмечены дальнейшие перспективы развития кода, так планируется включение в состав кода модулей термомеханики твэл и расчета распространения радиоактивных продуктов в первом контуре и по помещениям атомной станции.

Ключевые слова: код, модуль, теплогидравлика, нейтроника, связные расчеты, модель, верификация, кипение натрия, переходной режим, расхолаживание, тяжелая авария, реактор.

Связные расчёты по коду COREMELT2D [2], состоящего из 2D модуля многокомпонетной теплогидравлики в *R-Z* геометрии и диффузионного нейтронно-физического модуля RADAR3D, показали возможность расхолаживания реактора типа БН-1200 в условиях тяжёлой запроектной аварии ULOF, в которой постулируется отказ не только аварийной защиты, но и всех ПАЗ. Аналогичные результаты получены для тестовой модели реактора мощностью 1500 МВт конструктивно похожей на реактор БН-1200 по кодам SIMMER-III (EDF, Франция) и COREMELT2D (ФЭИ, Россия). Расчеты показывают, что в течение продолжительного времени реализуется режим устойчивого кипения натрия без плавления активной зоны.

С точки зрения теплогидравлики в указанных выше расчётах активная зона моделировалась в *R-Z* геометрии, причём ТВС представлялись кольцами, включающими в себя от нескольких до десятков ТВС, отличающихся мощностью и местоположением. С одной стороны, недостаточная подробность модели активной зоны снижает точность описания энерговыделения, с другой стороны, чрезмерное уменьшение шагов расчётной сетки по радиусу в *R-Z* геометрии искажает реальную картину течения теплоносителя в верхней камере на выходе из активной зоны особенно в условиях кипения натрия для больших реакторов типа БН-1200.

Кроме того, необходимость более детального моделирования верхней камеры смешения (ВКС) следует из экспериментов по кипению натрия на стенде АР-1 (ГНЦ РФ – ФЭИ, Россия) [3]. Расчеты показывают, что в результате вскипания и конденсации пузырей пара в натриевой полости реализуется обратный заброс «холодного» натрия из верхней камеры реактора в ТВС (рис. 1), причём на охлаждение головок ТВС и верхних конструкций ТВС влияет точность моделирования двухфазного потока теплоносителя в верхней камере. Аналогичные процессы наблюдались в экспериментах на АР-1. Образуемые вихри приводят к забросу холодного натрия из ВКС и скачкам температуры в натриевой полости, что показано на графиках на рис. 2.

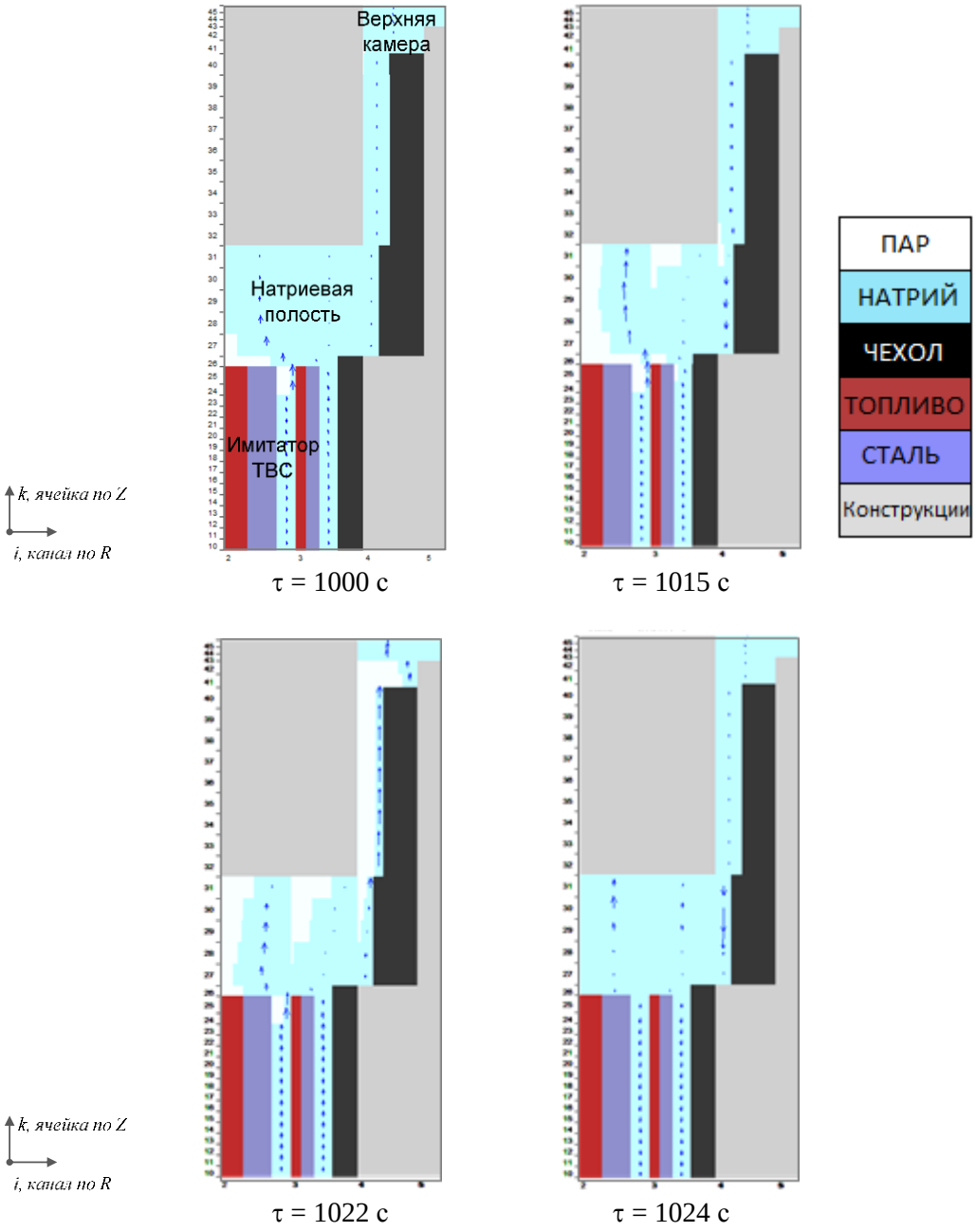


Рис. 1. Кипение натрия. Расчет эксперимента на АР-1

Для устранения указанных недостатков разрабатывается трёхмерная версия кода COREMELT3D, предназначенная для связных расчетов нейтронно-физических и теплогидравлических нестационарных процессов в быстром реакторе с учётом кипения натрия. Код включает:

– 3D модуль двухфазной теплогидравлики в *R*-*Z*-φ или *X*-*Y*-*Z* геометрии;

– два 3D нейтронно-физических модуля: диффузионный RADAR3D и новый транспортный модуль RATAN3D с солвером LUCKY-A [4].

Планируется включение в состав кода модуля термомеханики твэл на основе кода ДРАКОН, как это сделано в COREMELT2D. Также планируется сопряжение с кодами РОПАС и АЛФА-М, моделирующими распространения радиоактивных продуктов в первом контуре и по помещениям атомной станции.

Предполагаемая область применения кода – это аварии с кипением теплоносителя, с попаданием в активную зону инородных веществ (масла, газа); переходные режимы, приводящие к несимметричной работе петель теплообмена и появлению азимутальной несимметрии в температурных полях активной зоны, к изменению подогрева теплоносителя в активной зоне реактора, связанные с перемещением органов СУЗ (определение локальных изменений температур в окрестностях органов СУЗ), а также режимы расхолаживания реактора.

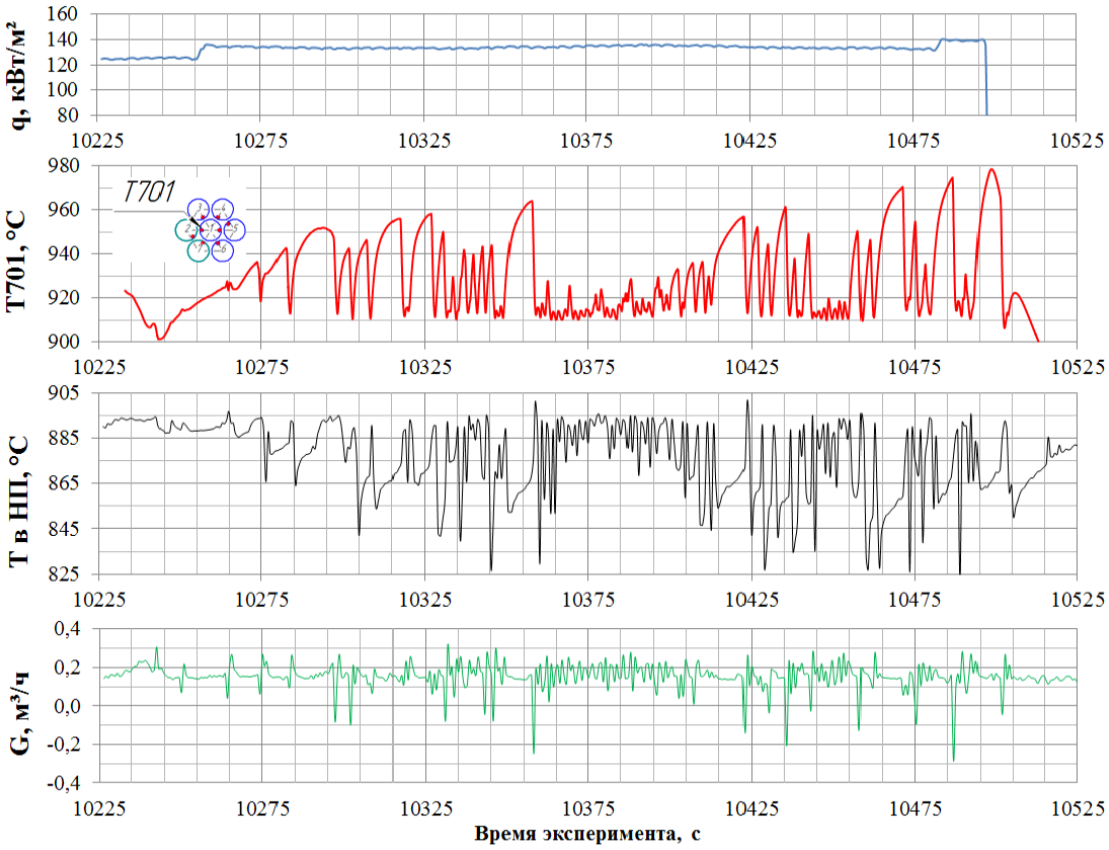


Рис. 2. Основные параметры эксперимента по кипению натрия на стенде АР-1

Для верификации 3D версии теплогидравлики используется верификационная матрица экспериментов по кипению натрия двухмерной версии кода COREMELT2D. В настоящее время выполнены расчёты экспериментов:

– стационарное кипение в трубе (Ispra JRC, Италия) [5];
– нестационарное кипение в 37-стержневом пучке (KNS, Германия) [6].

Схемы экспериментальных установок Ispra и KNS, расчётные модели и результаты расчётов по коду COREMELT3D представлены на рис. 3–6. Код примерно с той же точностью, что и двухмерная версия, моделирует параметры двухфазного потока, а именно перепады на трение двухфазного потока (рис. 4), параметры нестационарного процесса при кипении натрия (рис. 6), а именно: реверс расхода теплоносителя на входе в экспериментальную сборку, суммарное количество пара, кризис теплоотдачи на поверхности нагревателей.

Код COREMELT3D использовался в расчётах воздушного охлаждения экспериментального стенда БФС (рис. 7), причём для тестирования кода использовались полученные ранее на стенде экспериментальные данные, основанные на показаниях термопар, расположенных внутри труб стенда. Разработанная модель является основной для модели контура САОТ, а также на её основе реализована модель газового контура реактора от верхней камеры реактора до предохранительного клапана.

Валидация тяжелоаварийных кодов для быстрых натриевых реакторов (БН) является сложной задачей, так как невозможно провести полномасштабные интегральные эксперименты. Поэтому, помимо проверки различных моделей кодов на экспериментах, имитирующих отдельные физические процессы, чрезвычайно важно повысить доверие к кодам в расчётных бенчмарках.

Специалистами ГНЦ РФ – ФЭИ и французской организации ЭДФ разработана тестовая модель быстрого натриевого реактора тепловой мощностью 1500 МВт с МОКС-топливом [2], представляющая интерес с точки зрения как российских, так и французских перспективных проектов и предназначенная для проведения кросс-верификационных расчетов тяжелых аварий с помощью интегральных кодов. На рис. 8–9 представлены схема первого контура реактора и картограмма загрузки активной зоны.

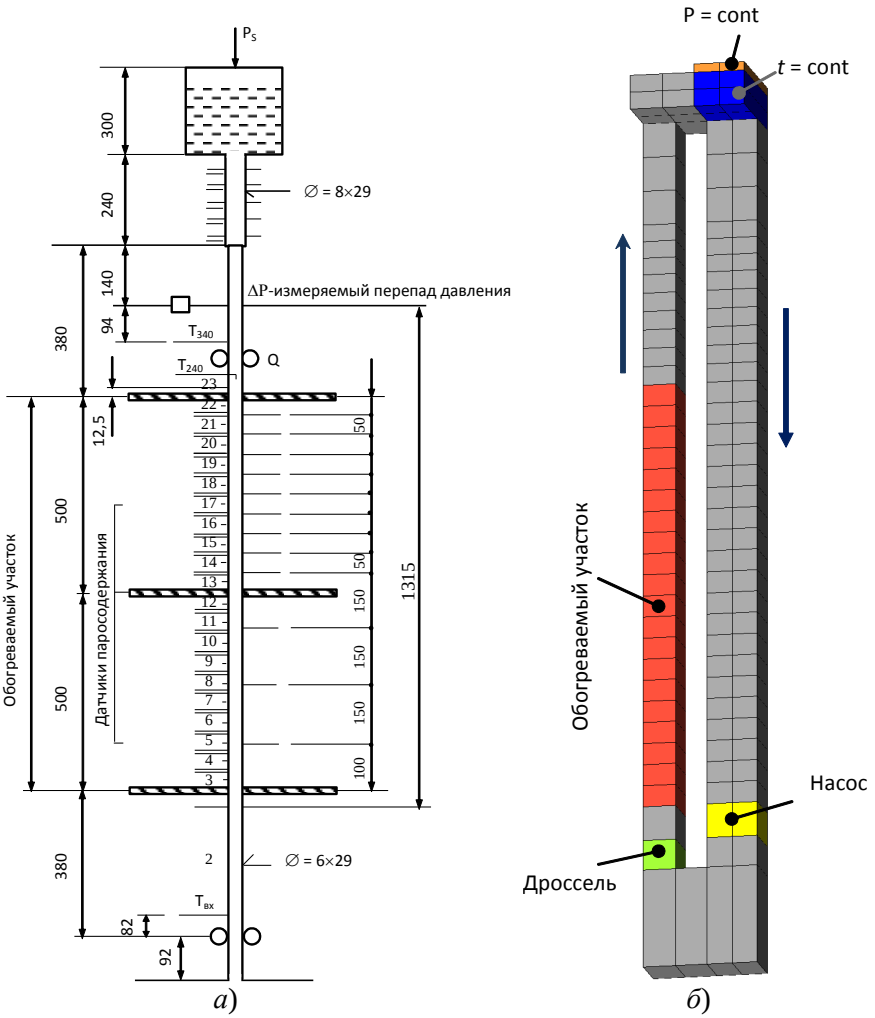


Рис. 3. Схема экспериментальной секции круглая труба установки Ispra JRC (*а*) и ее расчетная область для кода COREMELT3D (*б*)

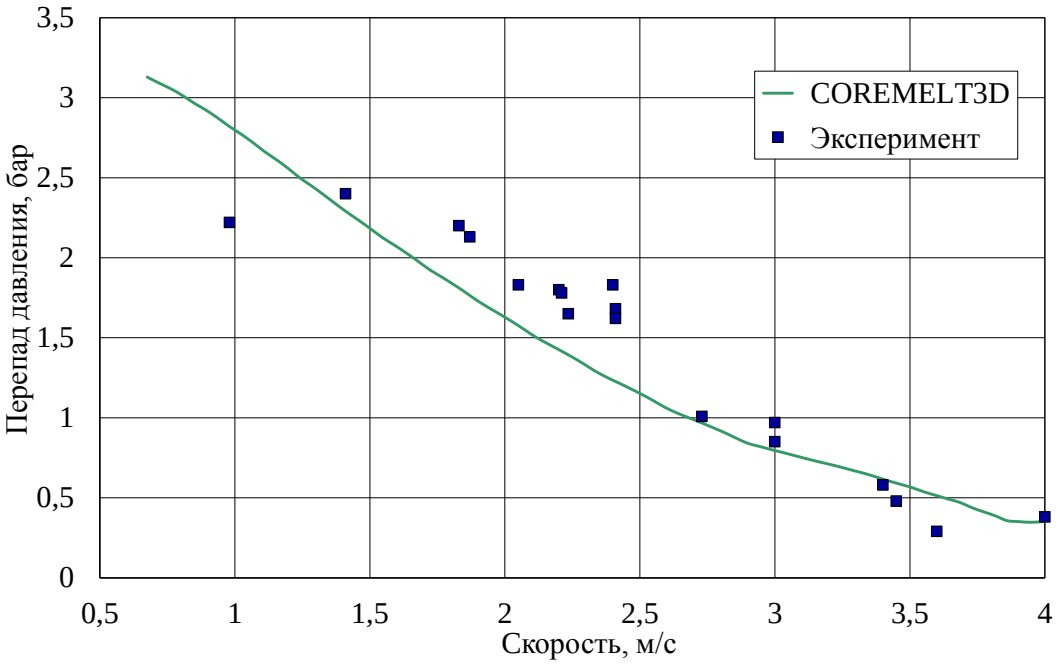
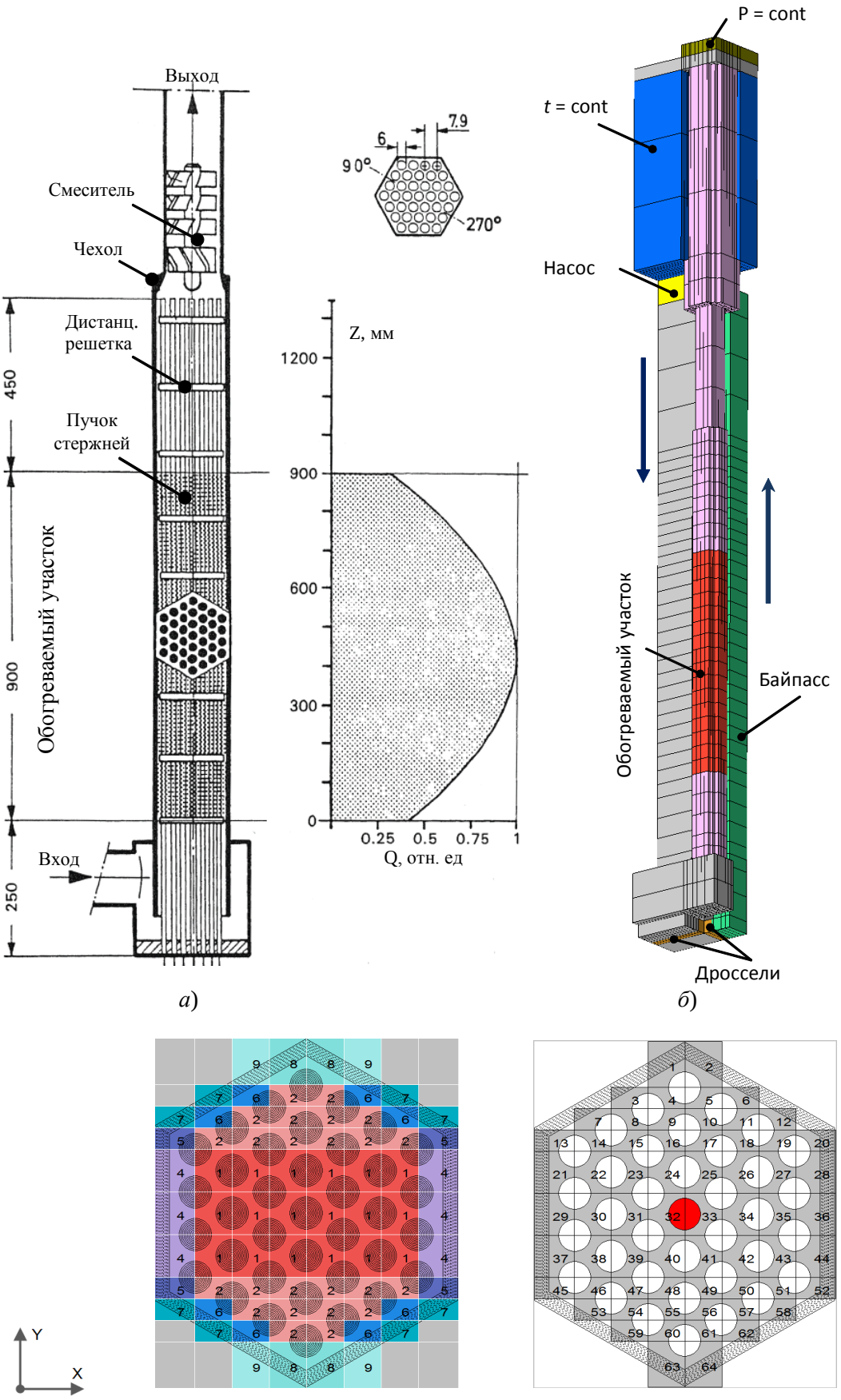
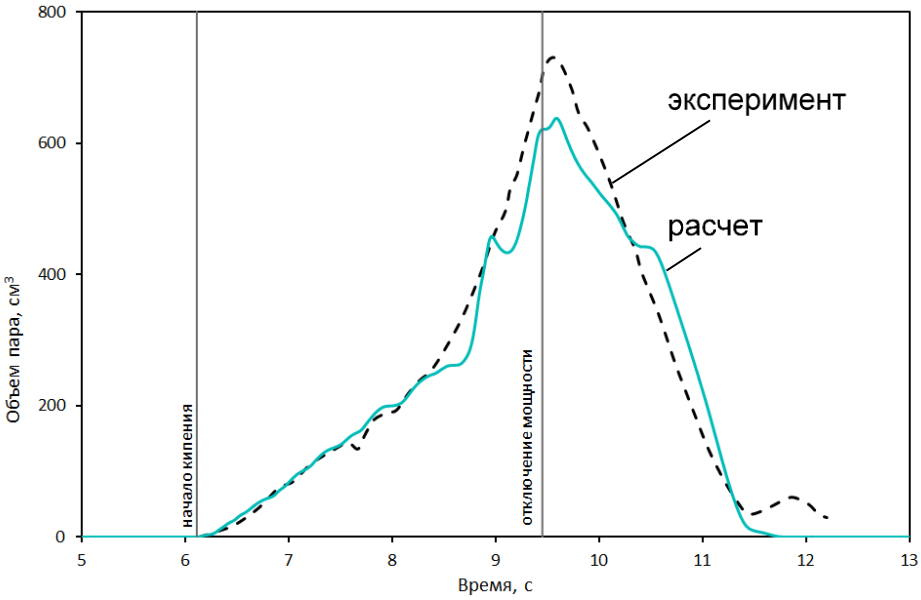


Рис. 4. Перепад давления ΔP в зависимости от скорости натрия на входе в канал

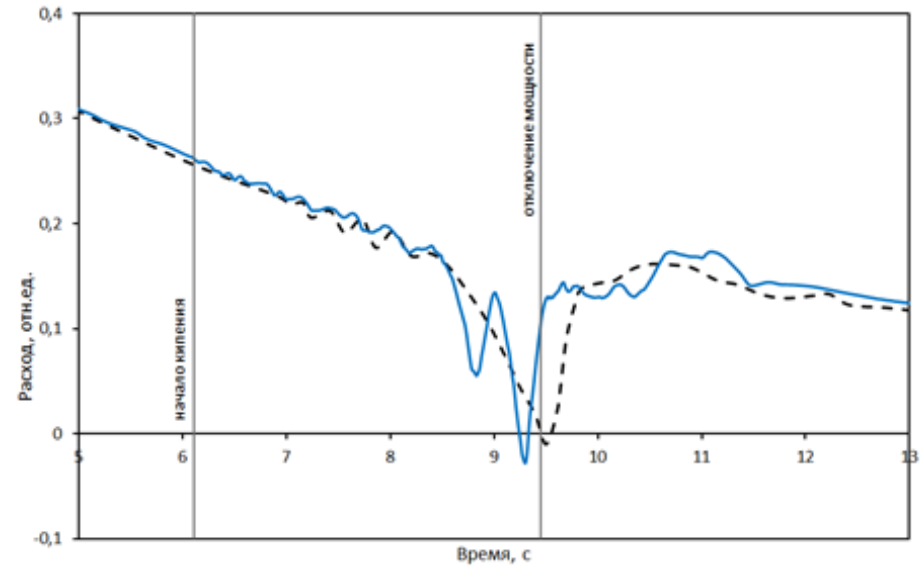


а) *б*) *в*)

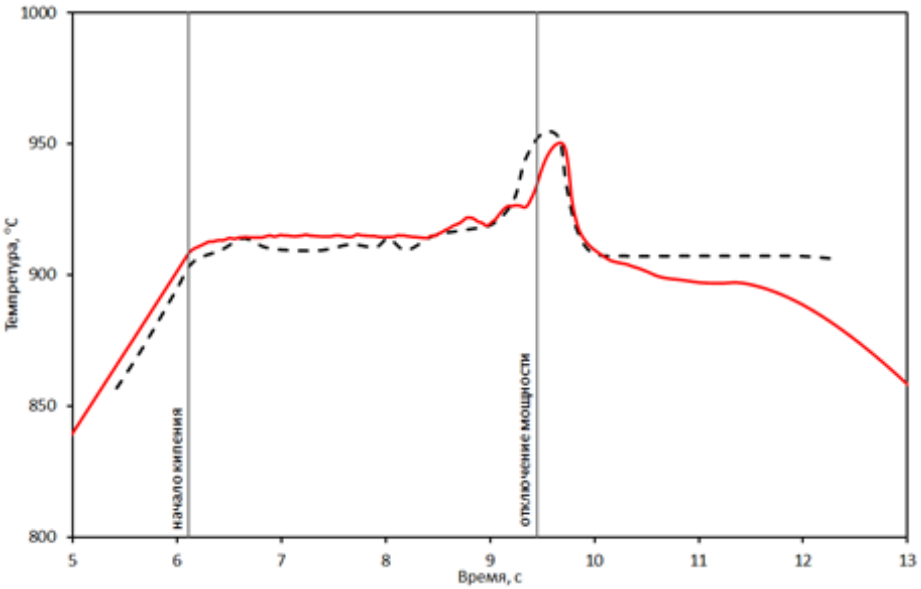
Рис. 5. Схема рабочегоучастка экспериментальной установки KNS (*а*), расчетная область для кода COREMELT3D (*б*) и ее горизонтальные сечения (*в*)



а)

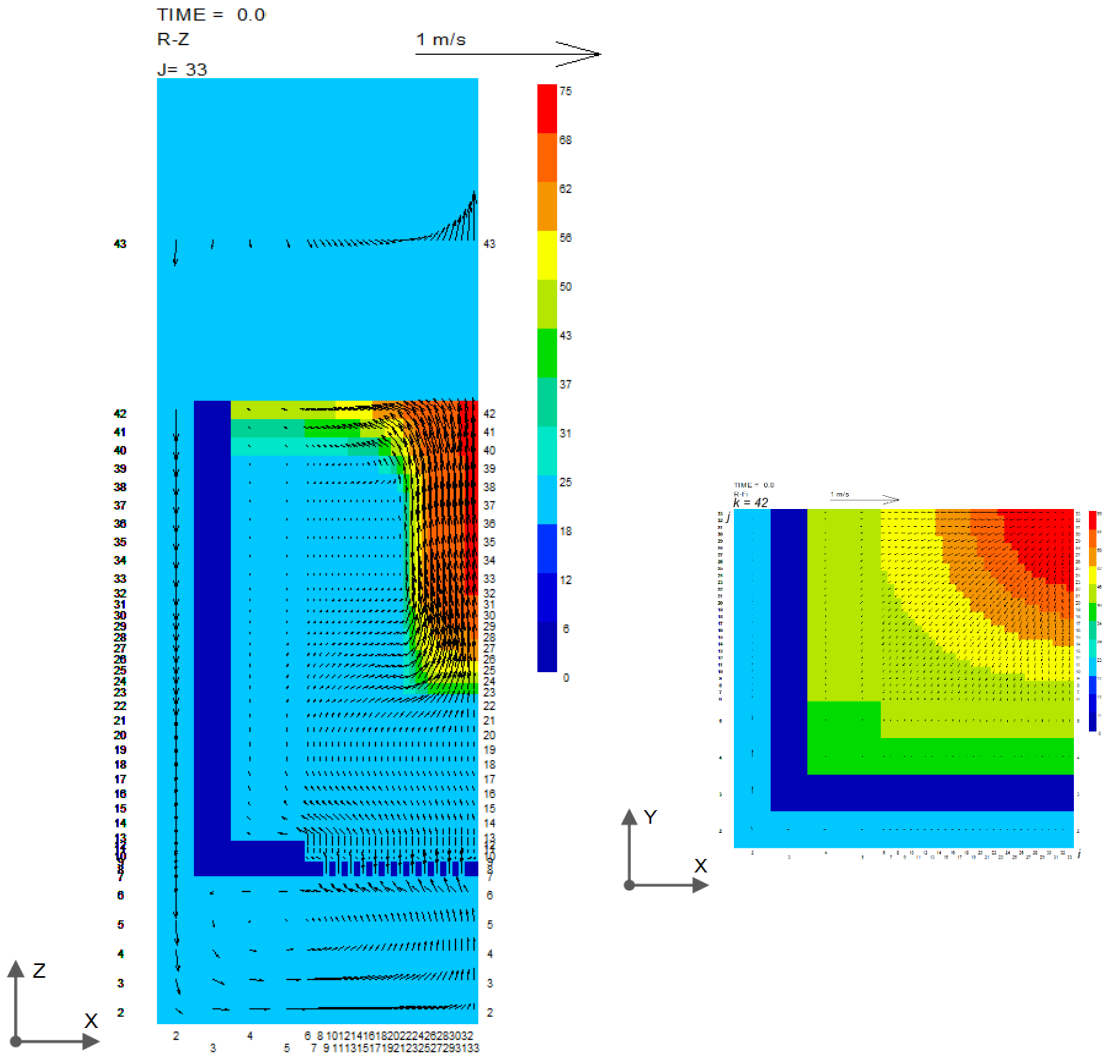


б)



в)

Рис. 6. Основные параметры нестационарного процесса кипения натрия в эксперименте L22:
а – суммарный объем пара в реакторе; *б* – расход на входе сборки; *в* – температура на высоте 820 мм



а) *б*)

Рис. 7. Поля температуры и скорости воздуха в расчёте БФС-82-2:
а – вертикальное сечение *j* = 33; *б* – горизонтальное сечение *k* = 42

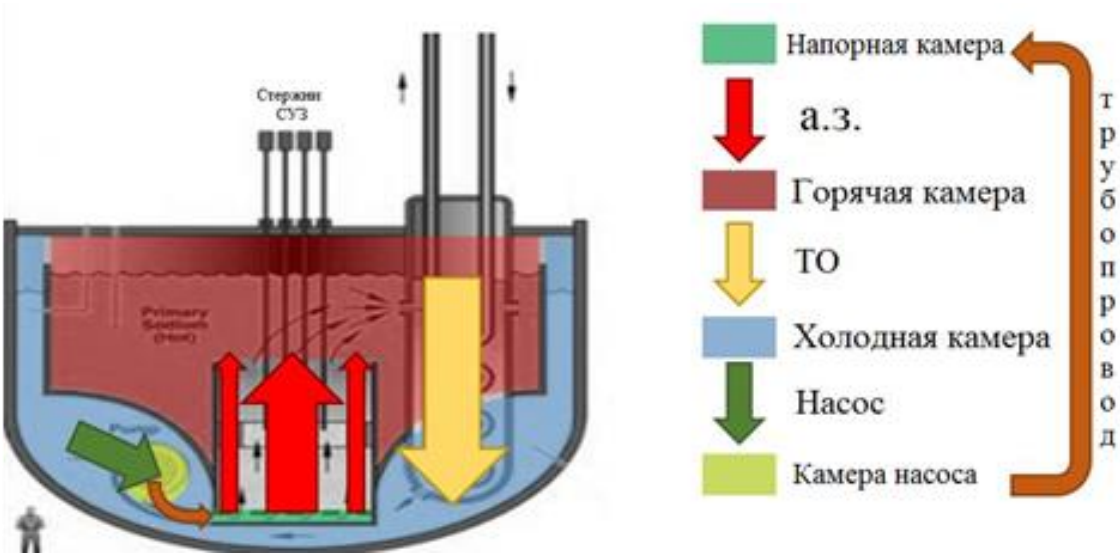


Рис. 8. Схема тестовой модели первого контура реактора

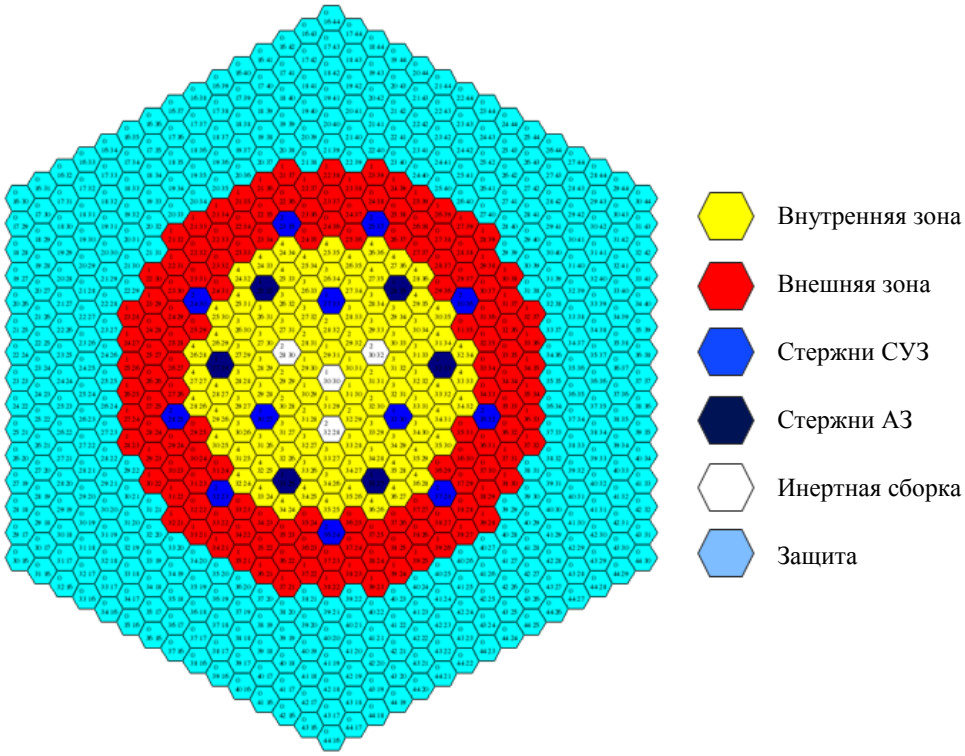


Рис. 9. Картограмма загрузки активной зоны

В ГНЦ РФ – ФЭИ расчеты проводились по коду COREMELT2D с двухмерной многофазной теплогидравликой и с трехмерной и двухмерной диффузионной и транспортной нейтроникой. В ЭДФ предварительные расчёты проводились по коду SAS-SFR, а затем использовался код SIMMER-III. Каждый из участников бенчмарка смоделировал аварию с потерей охлаждения и отказом всех активных и пассивных средств воздействия на реактивность (ULOF).

Результаты, полученные по кодам COREMELT2D и SIMMER-III, показывают, что, по крайней мере, для первого этапа аварии ULOF, в течение первых 150 с переходного процесса, отсутствует кризис теплообмена и деградация активной зоны реактора, вместо этого наблюдается устойчивое кипение натрия. Важнейшим фактом устойчивого кипения является кипение в натриевой полости над активной зоной и в нейтронной защите (рис. 10), где отрицательный эффект реактивности. Кипение проявляется в колебаниях реактивности и мощности реактора.

В данной версии кода SIMMER-III обратная связь, связанная с аксиальным расширением топливной части сердечника, не учитывалась, тогда как, при моделировании кодом COREMELT2D эта обратная связь исследовалась. Из рис. 11 видно, что учет этой обратной связи приводит к более быстрому уменьшению мощности на начальном этапе аварии и некоторой задержке в начале кипения из-за отрицательной обратной связи.

Для уточнения результатов расчётов разработан вариант трёхмерной модели тестового реактора в *X-Y-Z* геометрии (рис. 12). Предполагается, что в расчетах тестовой модели реактора будет продемонстрирована возможность применения трёхмерной версии кода в связных расчётах аварий типа ULOF на быстрых натриевых реакторах.

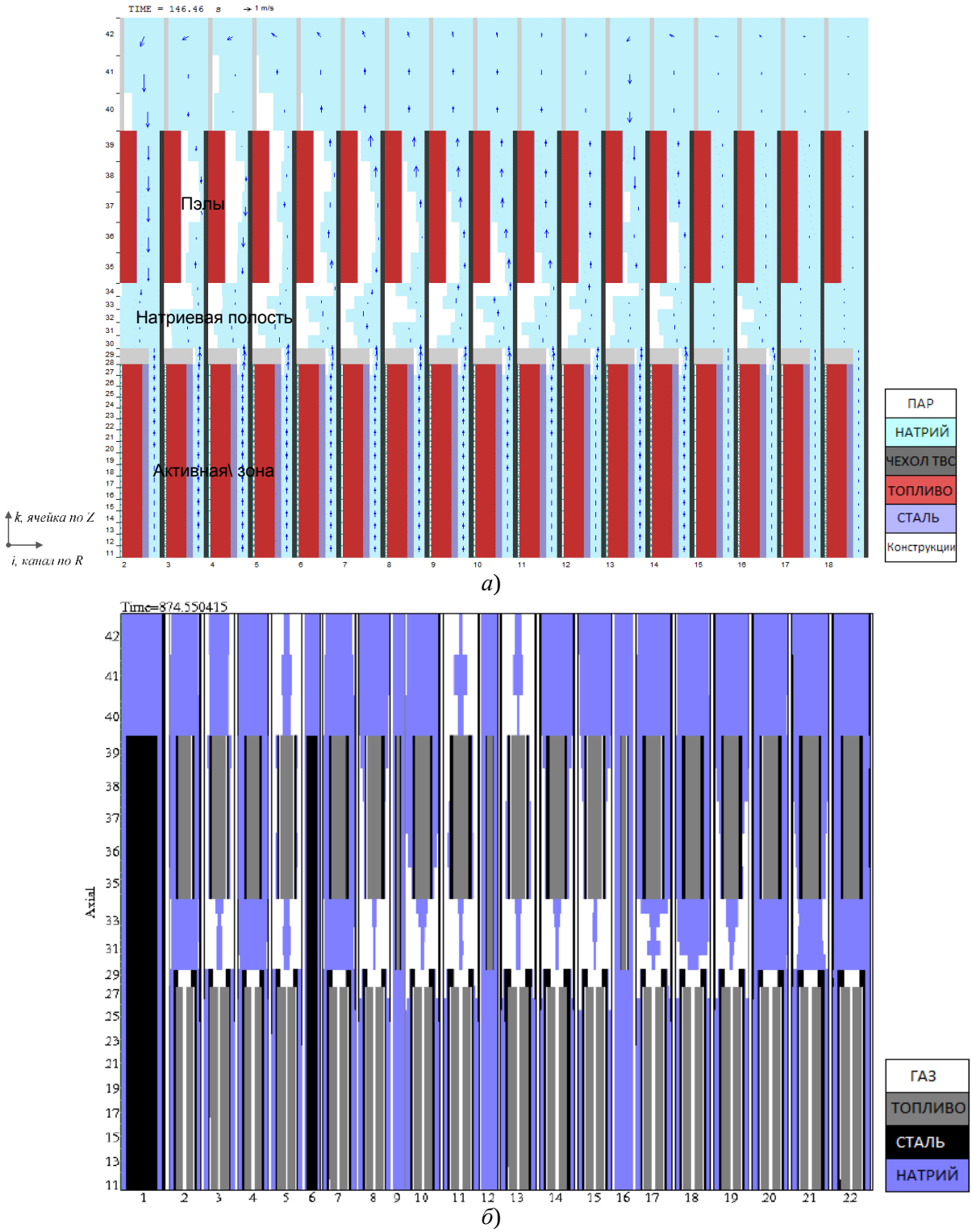


Рис. 10. Расчёт кипения на 146 с переходного процесса:
а – код код COREMELT2D; *б* – код SIMMER

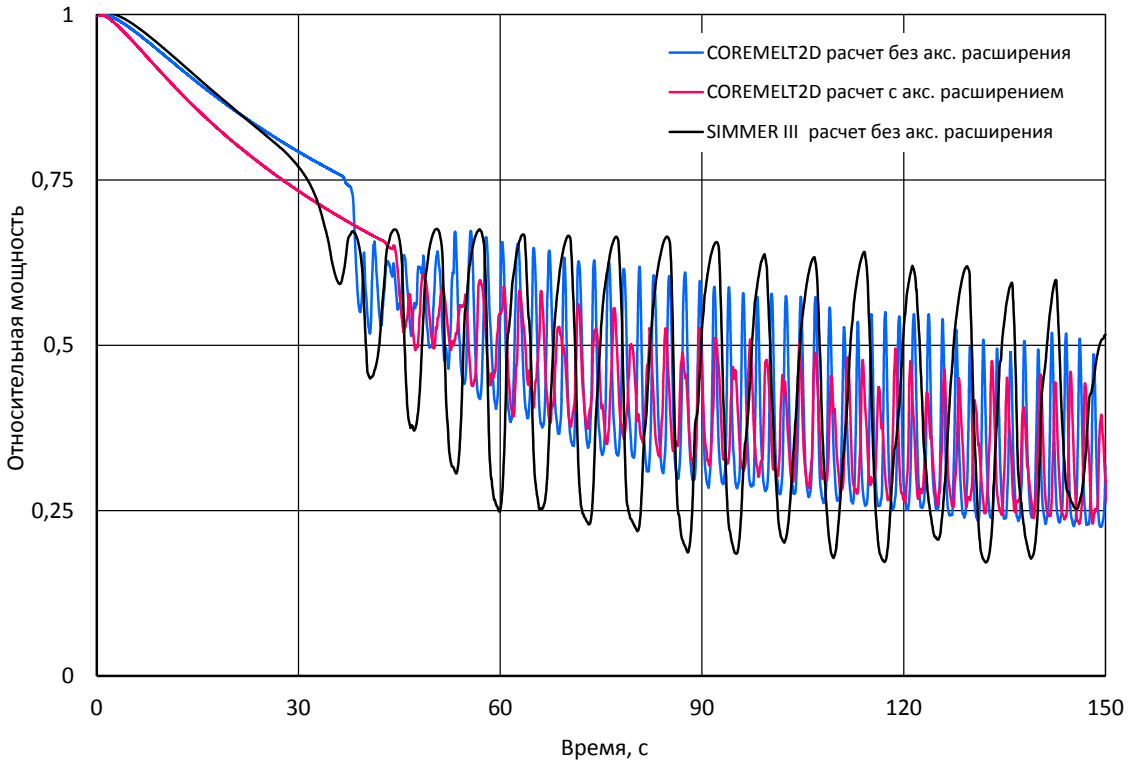
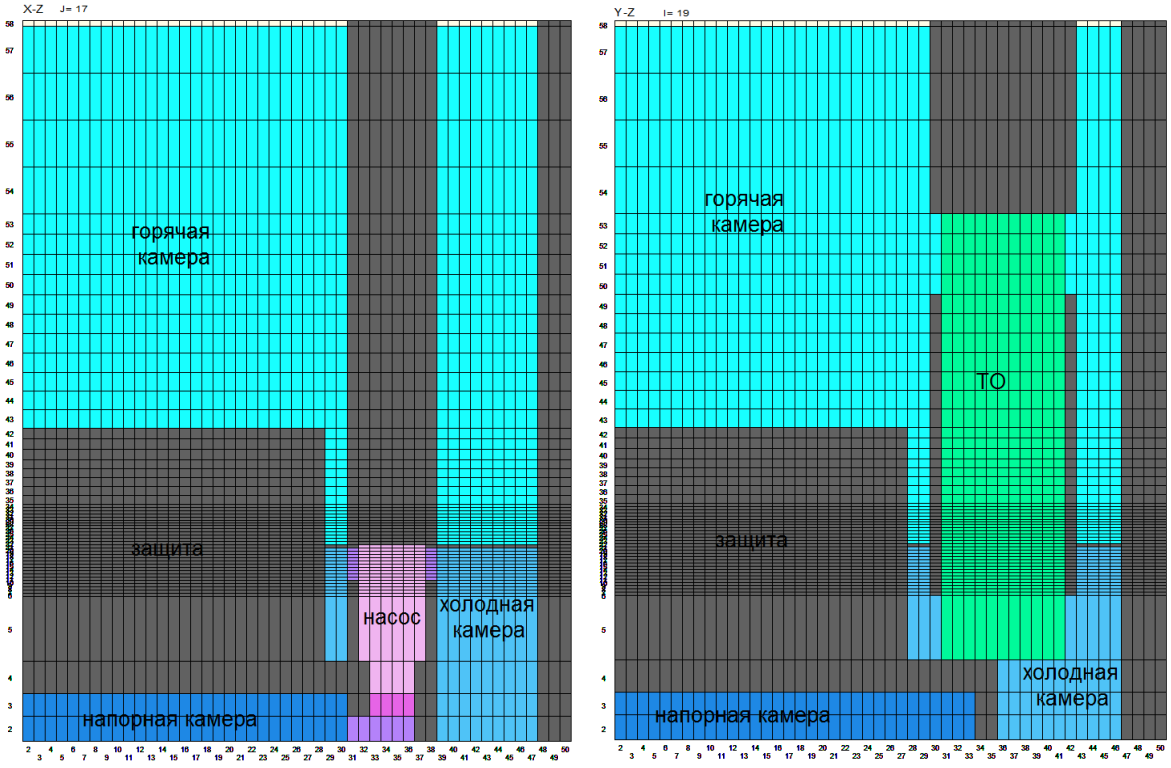
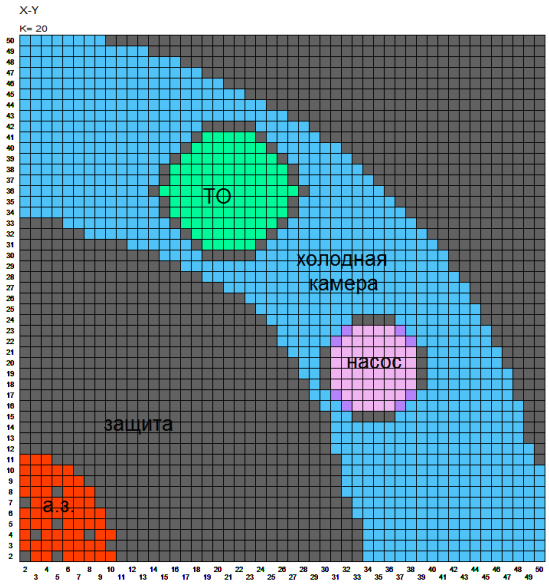


Рис. 11. Зависимость мощности реактора от времени



а) *б*)

Рис. 12а, б. Трехмерная расчетная область ¼ реактора для расчетов по коду COREMELT3D:
а – *X-Z*, сечение, проходящее через насос, *j* = 17;
б – *Y-Z* сечение, проходящее через теплообменник, *i* = 19



в)

Рис. 12в. Трехмерная расчетная область ¼ реактора для расчетов по коду COREMELT3D:
в *– X-Y* сечение, *k* = 20

Список литературы

1. Ashurko I.M., Volkov A.V., Raskach K.F. Coremelt-2D code for analysis of severe accidents in a sodium fast reactor // Intern. Conf. on Fast Reactor and Related Fuel Cycle: Safe Technologies and Sustainable Scenarios (FR13), IAEA, March 4–7, 2013, Paris, France. – T1-CN-199/453, Track 03.
2. Lemasson D. et al. Benchmark between EDF and IPPE on the behavior of low sodium void reactivity effect sodium fast reactor during an unprotected loss of flow / Intern. Conf. on Fast Reactor and Related Fuel Cycle: Next Generation Nuclear Systems for Sustainable Development (FR17), IAEA, June 26–29, 2017, Yekaterinburg, Russian Federation. – IAEA-CN-245-177. – 10 с.
3. Хафизов Р.Р. и др. Экспериментальные исследования теплообмена при кипении натрия в модели ТВС в обоснование безопасности перспективного реактора на быстрых нейтронах // Изв. ВУЗов. Ядерная энергетика. – 2015. – № 3. – С. 85–96.
4. Егоров А.Л., Моряков А.В., Раскач К.Ф. Исследование эффективности параллельного алгоритма решения критической задачи, реализованного в программе LUCKY-A // ВАНТ. Серия: Физика ядерных реакторов. – 2017. – Вып. 2. – С. 33–38.
5. Kottowski H.M., Savatteri A. Fundamentals of liquid metal boiling thermohydraulics // Nucl. Eng. and Des. – 1984. – Vol. 82. – № 2, 3. – P. 281– 04.
6. Huber F. at al. Steady State and Transient Sodium Boiling Experiments in a 37-pin Bundle // Nucl. Eng. and Des. – 1987. – Vol. 100. – P. 377–386.

Моделирование теплообмена при продольном течении в пучках труб с искусственной шероховатостью

Душенков С. Б., Прокопьев А. Ю.
НИЦ «Курчатовский институт», Москва, Prokopyev_AY@nrcki.ru

Аннотация

Цель исследования – определение параметров теплообмена при продольном обтекании пучка труб при введении интенсификаторов в виде шероховатых поверхностей.

Для решения поставленной задачи использован CFD код Ansys CFX.

Верификация расчетной методики выполнена по экспериментальным данным, полученным при течении воды в кольцевых и прямоугольных каналах с искусственной шероховатостью.

В работе приведены результаты расчетного определения влияния интенсификаторов на теплообмен при продольном обтекании пучка труб.

Результаты работы могут быть использованы при расчетах теплогидравлических процессов в теплообменном оборудовании.

Ключевые слова: интенсификация теплообмена, шероховатая поверхность, коэффициент теплоодачи, верификация, трубный пучок, продольное обтекание, поперечное оребрение, искуственная шероховатость.

Введение

При проектировании теплообменного оборудования одним из главных вопросов является надежное обеспечение теплового потока между жидкостью и стенкой.

В настоящей работе рассматривались методы интенсификации теплообмена связанные с разрушением пристенных слоев жидкости за счет искусственной шероховатости, не приводящих к увеличению массогабаритных характеристик теплообменника.

Выполненный к настоящему времени объем экспериментальных и теоретических работ по изучению теплообмена и гидродинамики на шероховатых поверхностях зачастую оказывается недостаточным для практического применения, так как полученные критериальные зависимости имеют крайне узкий диапазон применимости, и не перекрывают многообразие возможных геометрических конфигураций теплообменных аппаратов.

Цель работы – определение параметров теплообмена при продольном обтекании пучка труб при введении интенсификаторов в виде шероховатых поверхностей.

1. Общие сведения

1.1. Виды поверхностных интенсификаторов теплообмена

С целью увеличения конвективного коэффициента теплоотдачи рассмотрены интенсификаторы теплообмена, которые можно условно разделить на: поверхности с прямыми, кольцевыми ребрами и ребрами в виде небольших цилиндров (шипов). Схематично различные виды ребер (поверхностные интенсификаторы) показаны на рис. 1.

В работе рассмотрены следующие виды ребер:

1) кольцевые ребра (двухразмерная искусственная шероховатость) с различным вариантами профиля ребра:
   а) равносторонний треугольник,
   б) прямоугольная трапеция сонаправленная с потоком,
   в) прямоугольная трапеция противонаправленнная потоку,
   г) гладкий профиль ребра,
   д) прямоугольный профиль;
2) ребра в виде шипов (трехразмерная искусственная шероховатость):
   а) в виде окружности,
   б) в виде ромба;
3) продольные ребра
   а) прямые ребра.

При течении с высокими скоростями часто используется закрутка потока при помощи спиральной навивки либо пуклевки. Случаи с высокими скоростями потока и соответственно закрутка потока в настоящей работе не рассматриваются.

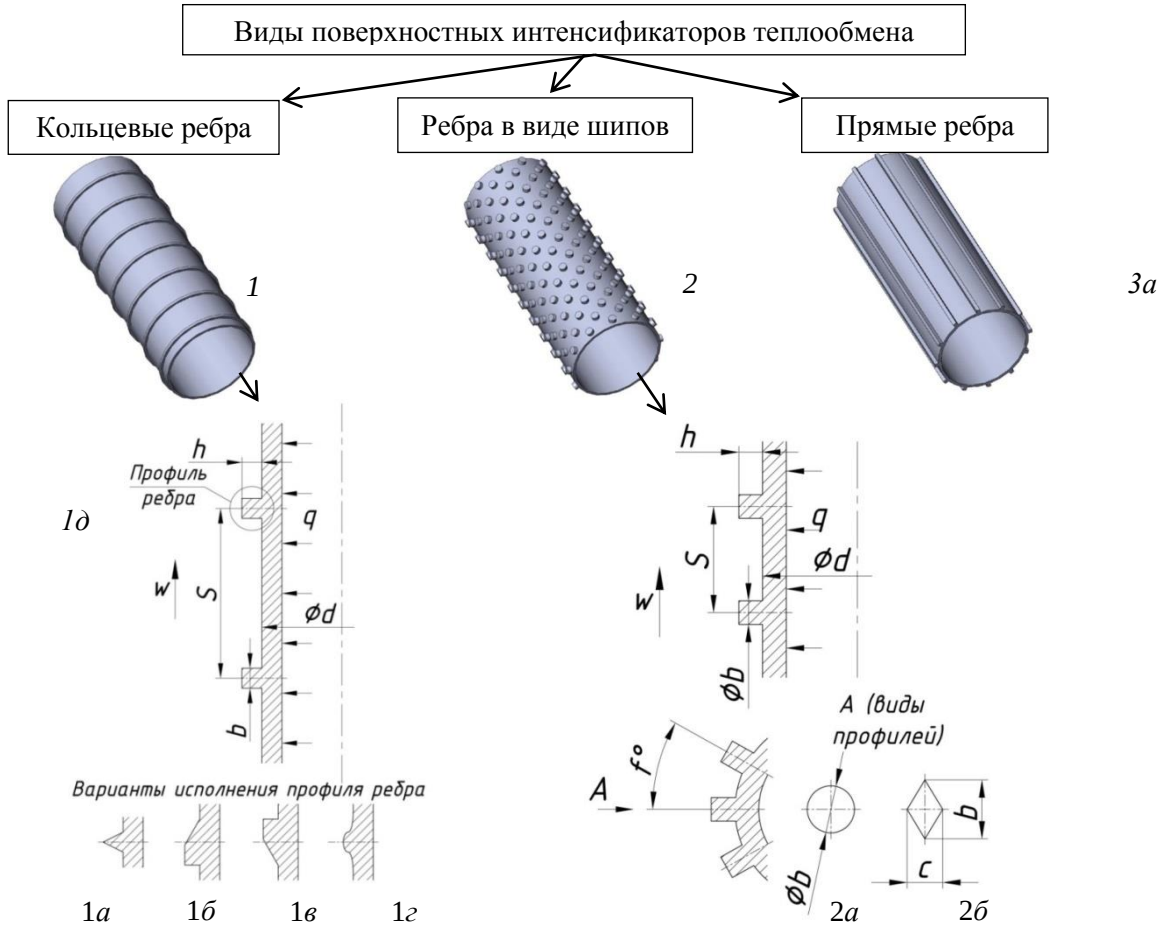


Рис. 1. Виды поверхностных интенсификаторов теплообмена и их модификации

При течении с высокими скоростями часто используется закрутка потока при помощи спиральной навивки либо пуклевки. Случаи с высокими скоростями потока и соответственно закрутка потока в настоящей работе не рассматриваются.

Для указанных выше вариантов профилей интенсификаторов исследовалось влияние их геометрических размеров, а именно шага (S), высоты ребра (h), ширины/диаметра ребра (b), углового шага ребра (f).

1.2. Методика обработки результатов расчета и используемые модели

Расчеты производились методом конечных элементов в ПК ANSYS CFX.

Количество тепла, переданного теплоносителю, определялось двояко:

– по изменению энтальпии воды:

$$Q = G \cdot \left(i_{\text{вых}} - i_{\text{вх}} \right),$$

где $i_{\text{вх}}$, $i_{\text{вых}}$ – среднерасходные значения энтальпий на входе и выходе расчетной модели охлаждающей жидкости соответственно;

– по среднеинтегральному тепловому потоку через интерфейс «шероховатая поверхность – охлаждающая жидкость»:

$$Q = \int q dF \ .$$

Расхождение количества тепла определенными двумя вышеописанными способами не превышало 0,1 %.

Коэффициент теплоотдачи определяется по уравнению:

$$a = \frac{Q}{\left(t_{\text{с}} - t_{\text{ж}} \right) \cdot F} .$$

Выбор расчетной температуры $t_ж$ законом Ньютона–Рихмана не определен. В настоящей работе за расчетную температуру принята температура $\left(\overline{t}_{вх}+\overline{t}_{вых}\right)/2$, где $\overline{t}_{вых}$ – среднерасходное значение температуры на выходе расчетной модели охлаждающей жидкости.

Коэффициент теплоотдачи приведен к площади теплопередающей поверхности гладкой (неоребренной) стенки. Такой способ позволяет путем непосредственного сравнения с гладкой поверхностью весьма просто оценить эффективность различных поверхностей нагрева.

Коэффициент гидравлического сопротивления определяется по уравнению:

$$\xi = 2 \cdot \frac{d_г \cdot \left(P_{вых} - P_{вх}\right)}{l \cdot \overline{\rho} \cdot \overline{w}^2}.$$

Значения $P_{вх}$, $P_{вых}$ рассчитываются как средние по сечению давления входа и выхода охлаждающей воды в расчетной модели. При наличии теплообмена коэффициент гидравлического сопротивления, помимо скорости потока, зависит так же и от температурных условий. При турбулентном режиме течения этот последний фактор учитывается параметром $\left(Pr_f / Pr_w\right)^{-1/3}$, предложенным М.А. Михеевым [3].

Приведенный коэффициент гидравлического сопротивления:

$$A = \xi\left(\frac{Pr_f}{Pr_w}\right)^{-1/3}.$$

Значение $\overline{\rho}$ рассчитывается для температуры $\left(\overline{t}_{вх}+\overline{t}_{вых}\right)/2$. Значение $\overline{w}$ принято по сечению входа охлаждающей воды в расчётную модель.

Теплопередающая способность поверхностей определялась из уравнения:

$$K_f = Nu_f \, Pr_f^{-0,43}\left(\frac{Pr_f}{Pr_w}\right)^{-0,25},$$

где $Nu_f = \frac{a \cdot d_г}{\lambda}$ – число Нуссельта; $Pr_f^{-0,43}$ – множитель, учитывающий изменение свойств охлаждающей воды; $\left(Pr_f / Pr_w\right)^{-0,25}$ – множитель, учитывающий изменение свойств воды по высоте канала.

Значение λ рассчитывается для температуры $\left(\overline{t}_{вх}+\overline{t}_{вых}\right)/2$.

1.3. Выбор модели турбулентности

Выбор модели турбулентности произведен на примере расчетов теплоотдачи при продольном течении в пучке труб с кольцевыми прямоугольными ребрами (1 д) с высотой элемента шероховатости 2 мм, шириной 2 мм и шагом 28,5 мм (подробнее в разделе 3).

На рис. 2 представлены результаты расчетов для следующих моделей турбулентности:

- без турбулентности (laminar);
- высокорейнольдсовская модель *k*-ε;
- низкорейнольдсовские модели *k*-ω и модель переноса касательных напряжений (SST);
- модель рейнольдсовских напряжений (BSL Reynolds Stress).

Характер расчетной сетки представлен на рис. 3, сеточная сходимость при этом достигнута.

Из анализа рис. 2 видно, что:

- модель без моделирования турбулентности (laminar) в левой части интересующей нас области скоростей показывает, что увеличение расхода сопровождается почти двухкратным падением коэффициента теплоотдачи. Такое поведение не соответствует физическим представлениям, и объясняется выходом за границы определения модели – началом переходного режима течения. В дальнейшем данная модель для расчетов не используется;
- модель турбулентности *k*-ε в левой части интересующей нас области показывает характер изменения коэффициента теплоотдачи отличающийся от других моделей. Это объясняется тем, модель является «высокорейнольдсовой» и в некоторых случаях не может описывать такое явление как «срыв течения». В дальнейшем данная модель для расчетов не используется;
- остальные модели турбулентности дают схожие результаты.

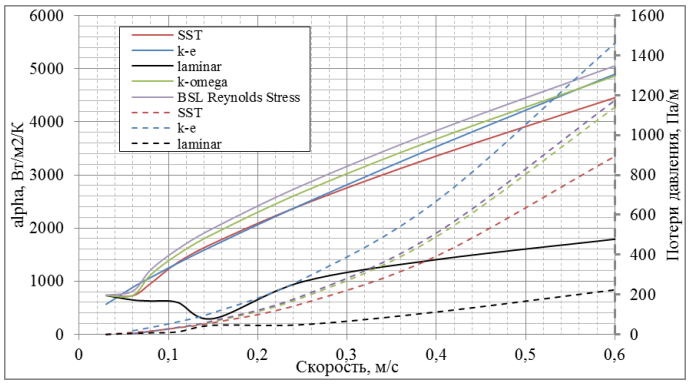


Рис. 2. Коэффициент теплоотдачи и необратимые потери давления на сопротивление трения для различных моделей турбулентности

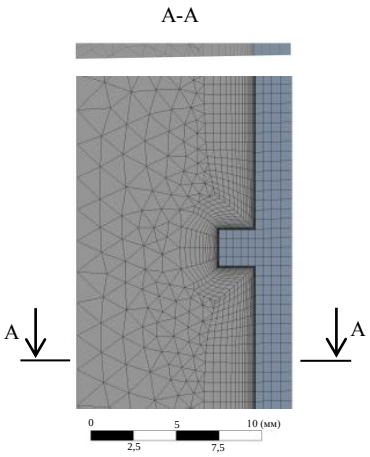


Рис. 3. Характер расчетной сетки

Следует отметить, что:

– модель SST, являющейся комбинацией моделей *k*-ε и *k*-ω, где для пристеночного слоя используется *k*-ω, для внешнего региона *k*-ε, теоретически более универсальна чем «низкорейнольдсовая» *k*-ω;

– использование модели турбулентности BSL Reynolds Stress требует значительно больших вычислительных (временных) ресурсов, чем любая из рассмотренных моделей, при том, что ее результаты по характеру схожи с моделями SST и *k*-ω.

Таким образом, для дальнейших расчетов использована только модель SST.

2. Верификация расчета

В середине 20 века проводились исследования в области интенсификации теплообмена методом создания двухразмерной искусственной шероховатости. Довольно подробно этим занимались Гомелаури В.И. [1] и Федынский О.С. [2].

2.1. Эксперимент Гомелаури, установка № 1

В вертикальный концентрический кольцевой канал высотой ~1600 мм, образованный экспериментальной трубкой внутри и трубой с внутренним диаметром 33 мм снаружи, снизу подавалась вода.

В экспериментальной трубке из нержавеющей стали 1Х18Н9Т путем пропускания по ней переменного электрического тока формировалось энерговыделение, при этом с помощью скользящей хромель-алюмелевой термопары производилось измерение температуры на внутренней поверхности экспериментальной трубки.

Эксперименты выполнялись со следующими геометриями экспериментальных трубок:

– гладкая трубка наружным диаметром 10 мм;

– трубки с кольцевыми прямоугольными ребрами (типа 1д) двух типоразмеров (трубки № 3 и № 4).

Основные геометрические характеристики экспериментальных трубок приведены в таблице 1.

Таблица 1. **Основные геометрические характеристики трубок**

№ трубки	Высота элемента шероховатости *h*, мм	Ширина элемента шероховатости *b*, мм	Шаг между элементами шероховатости *S*, мм	Отношение площади поверхности шероховатой трубки к площади поверхности гладкой
–	–	–	–	1
3	0,68	0,68	20,0	1,069
4			40,0	1,035

Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными в виде зависимости теплопередающей способности (K_f) от числа Рейнольдса представлены на рис. 4.

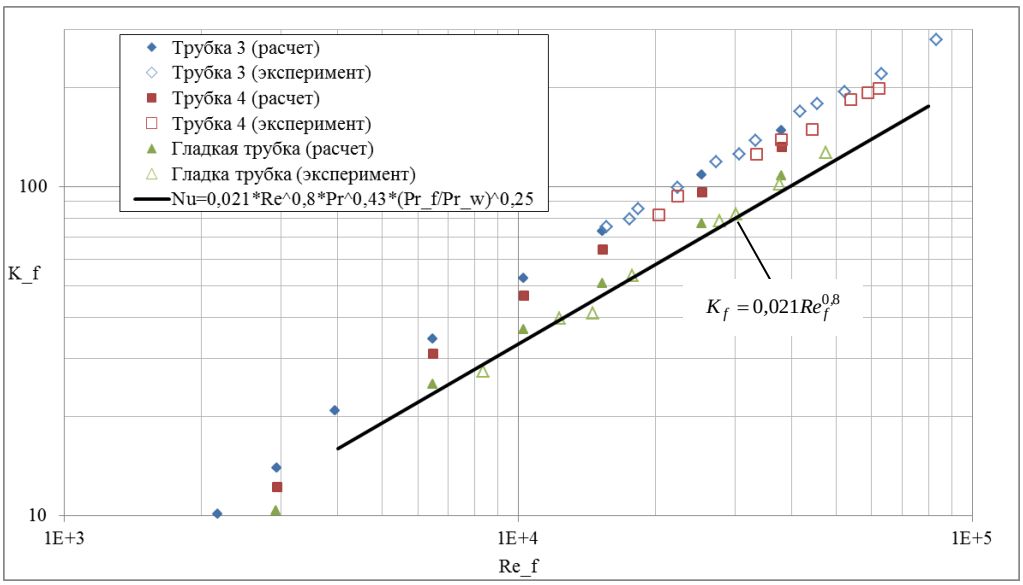


Рис. 4. Зависимость $K_f = f(Re_f)$

Как видно из графика результаты расчетов показали хорошее совпадение полученных данных с известным уравнением М.А. Михеева $Nu_f = 0{,}021 Re_f^{0,8} Pr_f^{0,43} \left(Pr_f / Pr_w\right)^{0,25}$ для гладкой трубки (зеленые треугольники на графике) и с результатом эксперимента для шероховатых поверхностей (синие ромбики и красные прямоугольники на графике). Среднеквадратические отклонения K_f, полученного расчетным путем относительно экспериментального для трубок 3 и 4, составляют 3 %, для гладкой трубки – 5 %.

Полученные результаты, в целом, позволяют говорить о том, что применяемая методика расчета позволяет хорошо описать экспериментальные данные, полученные Гомелаури для кольцевого канала с учетом интенсификаторов.

2.2. Эксперимент Гомелаури, установка № 2

В горизонтальный прямоугольный канал длиной 2000 мм, шириной 180 мм и высотой порядка 18 мм подавалась вода. Канал образован исследуемой (шероховатой) поверхностью и тремя гладкими пластинами из гетинакса, причем шероховатая поверхность представляла собой нижнюю стенку канала, а пластины из гетинакса – его верхнюю и боковые стенки.

В экспериментальной поверхности, изготовленной из фольги марки 1Х18Н9Т, путем пропускания по ней переменного электрического тока формировалось энерговыделение при этом с помощью хромель-алюмелевых термопар по длине канала производилось измерение температуры внутренней поверхности. С помощью *U*-образных дифференциальных манометров измерялся перепад давления в канале.

Эксперименты выполнялись со следующими геометриями экспериментальных поверхностей:

– гладкая поверхность;

– поверхности с прямоугольными ребрами (типа 1 д) с рахзличными шагами между элементами шероховатости (поверхности № 1, № 3 и № 4).

Основные геометрические характеристики исследуемых поверхностей приведены в таблице 2.

Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными в виде зависимости теплопередающей способности от числа Рейнольдса представлены на рис. 5.

Как видно из графика результаты расчетов показали хорошее совпадение полученных данных с известным уравнением М.А. Михеева $Nu_f = 0{,}021 Re_f^{0,8} Pr_f^{0,43} \left(Pr_f / Pr_w\right)^{0,25}$ для гладкой трубки. Среднеквадратические отклонения расчетных данных относительно экспериментальных не превышают 7 %.

Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными в виде зависимости приведенного коэффициента гидравлического сопротивления (A) от числа Рейнольдса представлены на рис. 6.

Таблица 2. **Геометрические характеристики исследуемых поверхностей**

№ поверх-ности	Высота элемента шероховатости h, мм	Ширина элемента шероховатости b, мм	Шаг между элементами шероховатости S, мм	Отношение площади поверхности шерохова-той трубки к площади поверхности гладкой
–	–	–	–	1
1	1,0	1,0	6	1,341
3			26	1,080
4			52	1,041

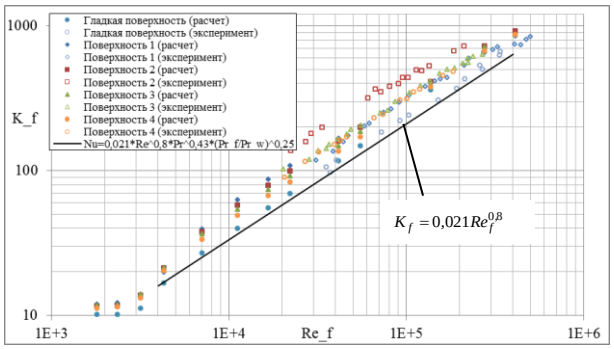


Рис. 5. Зависимость $K_f = f\,(Re_f)$

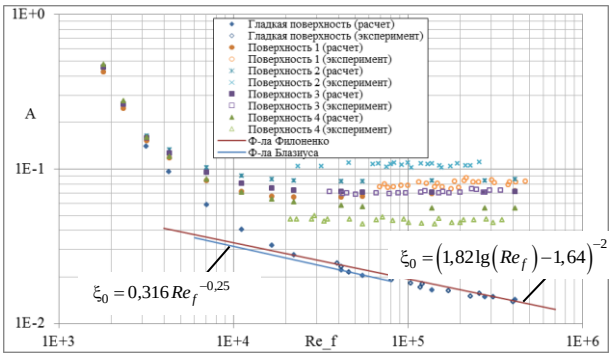


Рис. 6. Зависимость $A = f\,(Re)$

Результаты расчета и экспериментальных данных для гладкой поверхности хорошо ложиться на законы Блазиуса и Филоненко в областях соответствующих пределам применимости законов. Среднеквадратические отклонения составляют 4 %.

Среднеквадратические отклонения результатов расчета и эксперимента для приведенного гидравлического сопротивления для поверхности 3 составляют 2 %, для поверхностей 1 и 4 – 13 и 8 % соответственно.

Полученные результаты, в целом, позволяют говорить о том, что применяемая методика расчета позволяет хорошо описать экспериментальные данные, полученные Гомелаури для прямоугольного канала с учетом интенсификаторов.

2.3. Эксперимент Федынского

В вертикальный кольцевой канал с шириной щели δ = 1,5 – 1,64 мм, образованной экспериментальной трубкой внутри и трубой с внутренним диаметром 16 мм снаружи, снизу подавалась вода.

В экспериментальной трубке из красной меди тепловой поток формировался путем конденсации внутри нее пара. С помощью термопар измерялась температура воды в канале и температура пара на входе в теплообменную поверхность. С помощью трубок для отбора давления измерялся перепад давления в канале.

Эксперименты выполнялись со следующими геометриями экспериментальных трубок (табл. 3):

– гладкая трубка (трубка № 1);

– трубка с кольцевыми ребрами (типа 1д) (трубка № 3) и треугольными ребрами (типа 1а) (трубка № 2).

Удельный тепловой поток в эксперименте менялся в пределах 140–500 кВт/м^2. Для расчетов тепловой поток на внутренней поверхности экспериментальной трубы задавался равным 275 кВт/м^2.

Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными в виде зависимости теплопередающей способности от числа Рейнольдса представлены на рис. 7.

Как видно из графика результаты расчетов показали хорошее совпадение полученных данных с экспериментальными данными (среднеквадратические отклонения менее 20 %) и с известным уравнением М.А. Михеева $Nu_f = 0{,}021 Re_f^{0,8} Pr_f^{0,43} \left(Pr_f / Pr_w\right)^{0,25}$ для гладкой трубки.

Таблица 3. **Геометрические характеристики исследуемых поверхностей**

№ трубки	Высота элемента шероховатости h, мм	Ширина элемента шероховатости b, мм	Шаг между элементами шероховатости S, мм	Отношение площади поверхности шероховатой трубки к площади поверхности гладкой
Гладкий кольцевой канал δ = 1,5 мм				
1	–	–	–	1
Кольцевой канал с кольцевыми треугольными ребрами δ = 1,6 мм				
2	0,15	0,15	3	1,0382
Кольцевой канал с кольцевыми прямоугольными ребрами δ = 1,64 мм				
3	0,15	0,15	2,5	1,1205

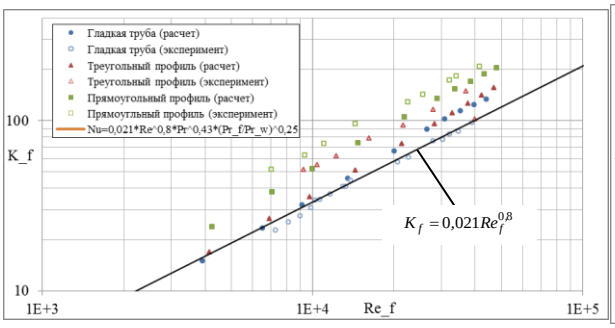


Рис. 7. Зависимость $K_f = f\,(Re_f)$

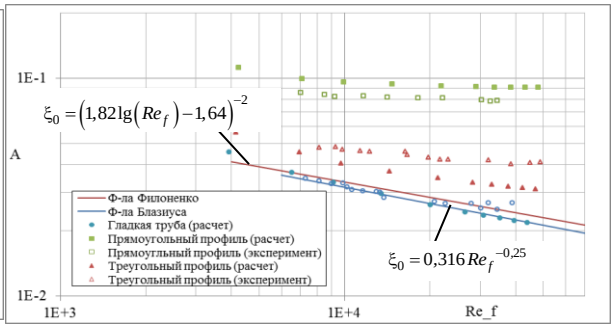


Рис. 8. Зависимость $A = f\,(Re)$

Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными в виде зависимости приведенного коэффициента гидравлического сопротивления от числа Рейнольдса представлены на рис. 8.

Результаты расчета и экспериментальных данных для гладкой поверхности хорошо ложиться на законы Блазиуса и Филоненко в областях соответствующих пределам применимости законов. Среднеквадратические отклонения 3 %.

Среднеквадратические отклонения результатов расчета и эксперимента для приведенного гидравлического сопротивления для поверхностей с нанесенной шероховатостью не превышают 17%.

Полученные результаты, в целом, позволяют говорить о том, что применяемая методика расчета позволяет хорошо описать экспериментальные данные, полученные Федынским с учетом интенсификаторов.

2.4. Заключение по верификации расчетной модели с экспериментальными данными

Сопоставление экспериментальных и расчетных данных приведены на рис. 9 и 10 для теплопередающей способности поверхности и приведенного коэффициента гидравлического сопротивления соответственно.

Проведенное сравнение экспериментальных данных с расчетами показало хорошее согласование. Среднеквадратические отклонения расчетных данных для экспериментов Гомелаури не превышают 10 %, для экспериментов Федынского – 20 %.

Полученные результаты, в целом, позволяют говорить о том, что применяемая методика расчета позволяет хорошо описать экспериментальные данные при течении в каналах с учетом интенсификаторов.

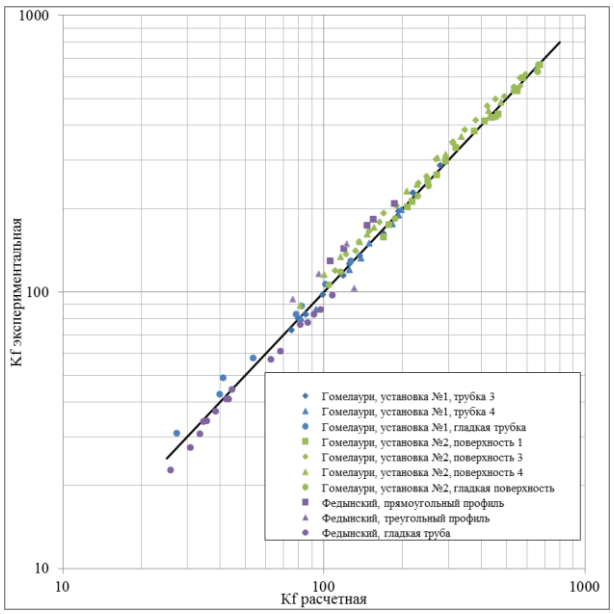


Рис. 9. Сопоставление экспериментальных данных с расчетами для теплопередающей способности поверхности

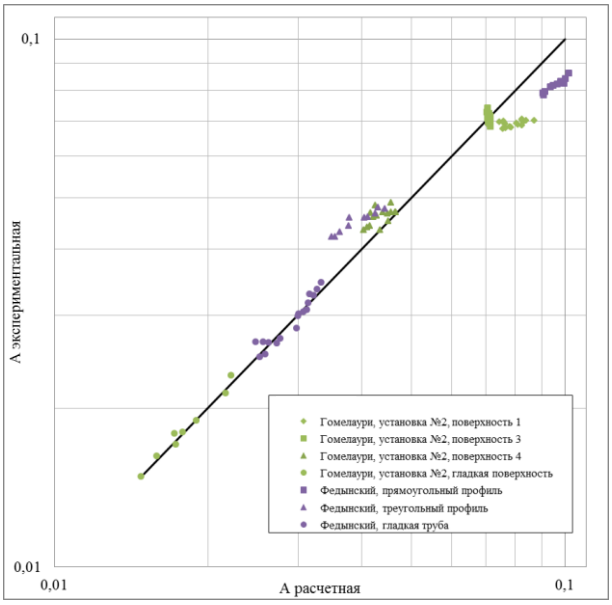


Рис. 10. Сопоставление экспериментальных данных с расчетами для приведенного коэффициента гидравлического сопротивления

3. Моделирование теплообмена при продольном течении в пучках труб с различными интенсификаторами теплообмена

3.1. Расчетная модель

В настоящем разделе рассматривается влияние на интенсификацию теплообмена и гидродинамику поверхностей с различными интенсификаторами теплообмена.

Рассматривается влияние профилей интенсификаторов и их геометрических размеров на коэффициент теплоотдачи и величину необратимых потерь давления в канале.

Рассматриваемая область скорости воды (средней по сечению) ограничена снизу значением 6 см/с.

Область скоростей воды ниже 6 см/с имеет свои особенности, которые рассматриваются в разделе 4.

Для проведения расчетов и сравнения их результатов была принята геометрия с шахматным расположением труб с наружным диаметром d = 75 мм с шагом расположения s_2 = 90 мм (относительный шаг x = 1,2).

Для двухразмерной шероховатости с целью уменьшения расчетного времени была выбрана эквивалентная по площади расчетная ячейка (то есть с эквивалентным гидравлическим диаметром), при этом расчетная модель была выбрана с центральным углом 1°.

На рис. 11 представлена элементарная расчетная ячейка трубного пучка и ее эквивалент в форме кольцевого канала.

Результаты предварительных расчетов показали, что уменьшение размера расчетной модели за счет применения эквивалентной ячейки в виде сектора слабо повлияло на результирующие параметры (изменение коэффициента теплоотдачи и потери давления при переходе к эквивалентной ячейке б) не превышают 5 %).

Сечение рассматриваемого канала по высоте представлено на рис. 12.

При сравнении в качестве «исходного» профиля поверхности приняты кольцевые прямоугольные ребра (типа 1д) с высотой элемента шероховатости 2 мм, шириной 2 мм и шагом 28,5 мм.

Толщина материала стенки трубы расчетной модели – 2 мм при теплопроводности λ = 10 Вт/м/К.

Так как температура и теплосъем с исследуемой поверхности зависит от теплопередачи, подвод тепла к исследуемой поверхности теплообмена моделировался граничным условием III рода, которое включало в себя приведенный коэффициент теплоотдачи на внутренней стороне цилиндрической стенки, равный 900 Вт/(м^2·К). Температура внутренней поверхности нагреваемой поверхности принята равной 90 °С.

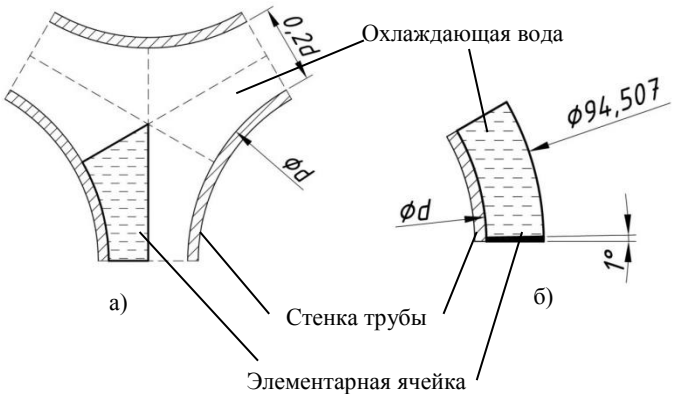


Рис. 11. Элементарная ячейка:
а – для расчета с трехразмерной искусственной шероховатостью; *б* – для расчета с двухразмерной искусственной шероховатостью

Рис. 12. Расчетная модель

Для сравнения интенсифицирующих способностей различных ребер температуры воды на входе была принята равной 10 °С.

С целью исследования зависимости теплопередачи от скорости охлаждающего теплоносителя, в расчетной модели на входе охлаждающей воды задавалась переменная скорость теплоносителя.

Следует отметить, что на коэффициент теплоотдачи оказывает влияние изменение свойств охлаждающего теплоносителя по длине канала, что также рассматривается далее.

3.2. Влияние температуры воды на теплоотдачу

Зависимости теплопередающей способности поверхности с «исходным» профилем для различных температур входа воды представлены на рис. 13.

Из рис. 13 видно, что коэффициент теплоотдачи при изменении температуры воды зависит только от ее свойств. Причем при увеличении температуры теплоносителя, вследствие уменьшения числа Прандтля, коэффициент теплоотдачи выше. Изменение теплопередающей способности, возникающей за счет изменение свойств воды, учтено множителем $Pr^{-0.43}$. Совпадение графиков показывает на одинаковую интенсифицирующую способность поверхности независимо от свойств воды.

При дальнейшем сравнении интенсификационных способностей шероховатых поверхностей температура воды на входе была выбрана 10 °С.

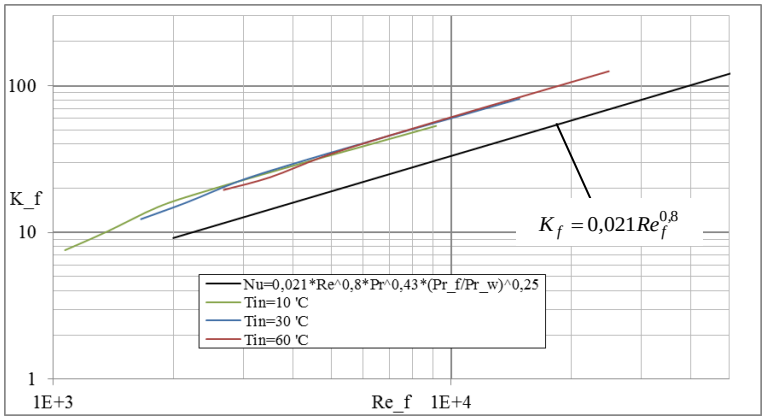


Рис. 13. Зависимости $K_f = f\,(Re_f)$ для различных температур входа воды

3.3. Влияние шага элементов шероховатости

Основные геометрические характеристики для всех исследуемых поверхностей приведены в таблице 4.

Таблица 4. **Основные геометрические характеристики**

№ трубки	Высота элемента шероховатости h, мм	Ширина элемента шероховатости b, мм	Шаг между элементами шероховатости S, мм	Отношение площади поверхности шероховатой трубки к площади поверхности гладкой
1	2	2	10	1,4171
2			20	1,2064
3			28,5	1,1474
4			35	1,1180
5			50	1,0843
6	–	–	–	1

Зависимости теплопередающей способности для различных профилей поверхности представлены на рис. 14.

Зависимости коэффициента теплоотдачи, а также величины необратимых потерь давления представлены на рис. 15.

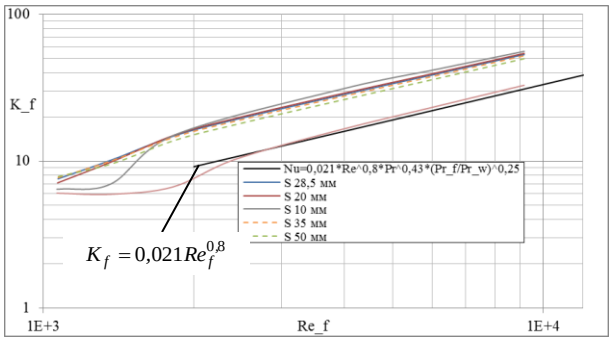


Рис. 14. Зависимости $K_f = f\,(Re_f)$ для различных значений шага (s)

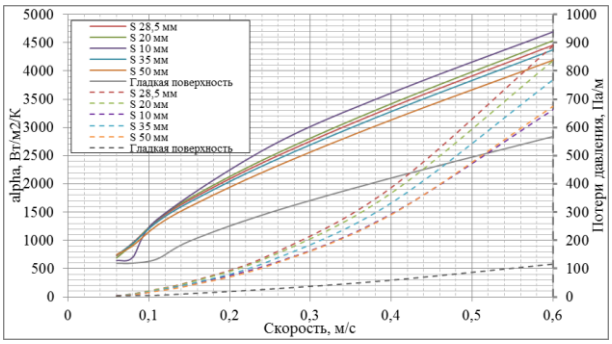


Рис. 15. Коэффициент теплоотдачи и величина потери давления для различных значений шага (s)

Из рисунков видно, что использование искусственной шероховатости способствует интенсификации теплообмена (увеличение теплопередающей способности при Re > 2000 приблизительно в два раза).

Появление перегиба на графиках для гладкой поверхности и минимального шага s = 10 мм соответствуют началу турбулизации потока.

Увеличение или уменьшение шага расположения шероховатости не приводит к однозначной интенсификации, и в целом отличается между собой в пределах 5 %.

При Re → 1800+ (w → 0,1+ м/с) происходит выравнивание теплопередающих способностей, причем, если при меньших значениях числа Рейнольдса лучшим коэффициентом теплоотдачи обладают большие шаги s, то в области больших чисел Рейнольдса при уменьшении шага коэффициент теплоотдачи увеличивается.

При скоростях более 0,2 м/с наибольшим коэффициентом теплоотдачи при наименьшей потере давления (при оребрении) соответствует шаг 10 мм.

3.4. Влияние высоты элемента шероховатости

Основные геометрические характеристики для всех исследуемых поверхностей приведены в таблице 5. Зависимости теплопередающей способности для различных профилей поверхности представлены на рис. 16. Зависимости коэффициента теплоотдачи, а также величины необратимых потерь давления представлены на рис. 17.

Таблица 5. **Основные геометрические характеристики**

№	Высота элемента шероховатости h, мм	Ширина элемента шероховатости b, мм	Шаг между элементами шероховатости S, мм	Отношение площади поверхности шероховатой трубки к площади поверхности гладкой
1	1	2	28,5	1,0728
2	1,5			1,1099
3	2			1,1474
4	3			1,2240
5	0	-	-	1

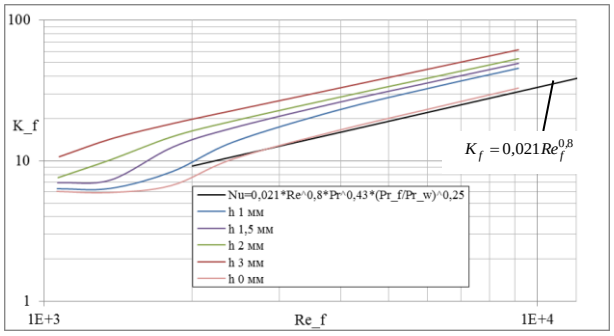


Рис. 16. Зависимости $K_f = f(Re_f)$ для различных высот (h)

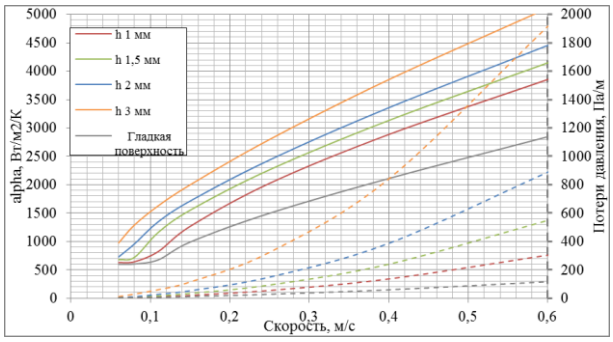


Рис. 17. Коэффициент теплоотдачи и величина потери давления для различных высот (h)

Из рисунков видно, что шаг высоты элемента шероховатости значительно влияет на интенсифицирующую способность шероховатой поверхности, при этом рост коэффициента теплоотдачи сопровождается значительным ростом потерь давления.

Видно, что перегибы графика коэффициента теплоотдачи соответствующие переходу к турбулентному режиму происходят тем позже, чем меньше высота шероховатости, что объясняется способностью более высоких элементов шероховатости разрушать вязкий подслой при меньших скоростях.

3.5. Влияние ширины элемента шероховатости

Основные геометрические характеристики для всех исследуемых поверхностей приведены в таблице 6.

Зависимости теплопередающей способности для различных профилей поверхности представлены на рис. 18. Зависимости коэффициента теплоотдачи, а также величины необратимых потерь давления представлены на рис. 19.

Из рисунков выше видно, что изменение ширины элемента шероховатости b практически не влияет на интенсифицирующую способность поверхности.

Незначительное увеличение теплоотдачи происходит при уменьшении ширины элемента шероховатости для Re < 2000 (w < 0,1 м/с).

Потери давления при протекании теплоносителя меньше при увеличении ширины ребра элемента шероховатости.

Таблица 6. **Основные геометрические характеристики**

№	Высота элемента шероховатости h, мм	Ширина элемента шероховатости b, мм	Шаг между элементами шероховатости S, мм	Отношение площади поверхности шероховатой трубки к площади поверхности гладкой
1	2	1	28,5	1,1456
2		2		1,1474
3		3		1,1493

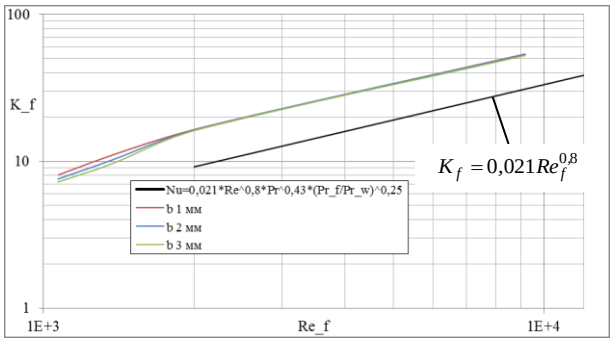


Рис. 18. Зависимости $K_f = f(Re_f)$ для различной ширины (b)

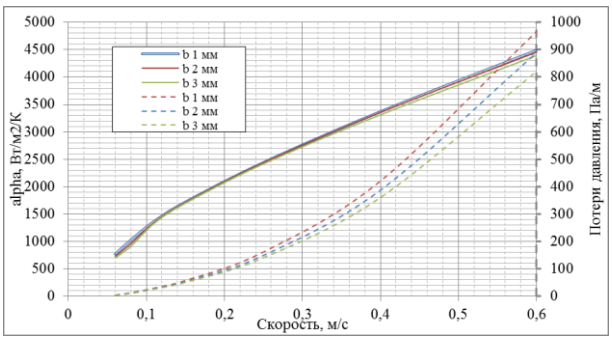


Рис. 19. Коэффициент теплоотдачи и величина потери давления для различной ширины (b)

3.6. Влияние различной формы элемента шероховатости

Основные геометрические характеристики исследуемых поверхностей приведены в таблице 7.

Таблица 7. **Основные геометрические характеристики**

№	Высота элемента шероховатости h, мм	Ширина элемента шероховатости b, мм	Шаг между элементами шероховатости S, мм	Отношение площади поверхности шероховатой трубки к площади поверхности гладкой
1 (1д)	2	2	28,5	1,1474
2 (1а)				1,0907
3 (1б)		2 / 12*	28,5	1,0920
4 (1в)				1,0920
5 (1г)		2 / 6*	28,5	1,0260
6 (1а)		3,2	3,2	1,6424
7 (1а)	3	20	25	1,0686
8 (1а)	1	10	12	1,0277
9	0	0	-	1,0
* – размер основания профиля элемента шероховатости				

Зависимости теплопередающей способности для различных форм поверхности представлены на рис. 20.

Зависимости коэффициента теплоотдачи, а также величины необратимых потерь давления представлены на рис. 21.

Из рисунков видно, что форма элемента шероховатости значительно влияет на интенсифицирующую способность шероховатой поверхности.

Наиболее эффективная теплообменной поверхностью при Re > 3000 (w > 0,2 м/с) является поверхность с плотно расположенным треугольным профилем шероховатости (6), при этом потери давления при обтекании данной поверхности относительно низки.

При Re < 3000 (w < 0,2 м/с) форма элемента шероховатости мало влияет на интенсифицирующую способность поверхности, за исключением случая 5 (гладкий профиль) и 8 (треугольный профиль с относительно большим основанием).

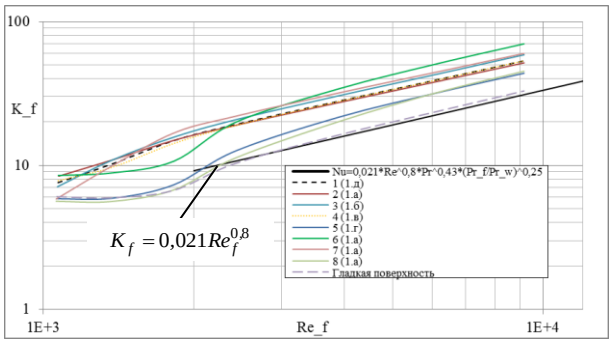


Рис. 20. Зависимости $K_f = f(Re_f)$ для различных форм элементов шероховатости

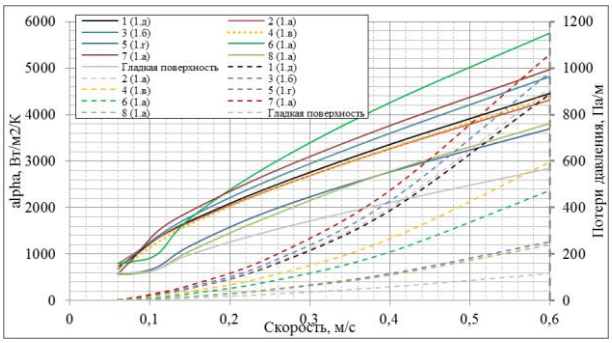


Рис. 21. Коэффициент теплоотдачи и величина потери давления для различных форм элементов шероховатости

3.7. Трехмерная искуственная шероховатость и прождольное ребро

Для исследования влияния формы элемента шероховатости в виде шипов на интенсифицирующую способность шероховатой поверхности рассмотрены турбулизаторы в форме трехразмерной искусственной шероховатости.

Также для сравнения рассчитаны параметры для трубы с продольным ребром.

Основные геометрические характеристики исследуемых поверхностей приведены в таблице 8.

Зависимости теплопередающей способности для различных форм поверхности представлены на рис. 22. Зависимости коэффициента теплоотдачи, а также величины необратимых потерь давления представлены на рис. 23.

Таблица 8. **Основные геометрические характеристики**

№	Высота элемента шероховатости h, мм	Ширина элемента шероховатости b, мм	Шаг между элементами шероховатости S, мм	Отношение площади поверхности шероховатой трубки к площади поверхности гладкой
1 (2а)	5	10	40/30°	1,1958
2 (2а)	3		30/30°	1,1582
3 (2а)	3	6	20/15°	1,2843
4 (2б)		6 / 6		1,2567
5 (3а)	3	3	–/30°	1,3064

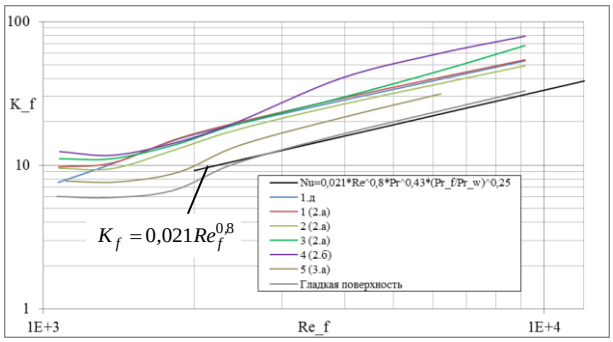


Рис. 22. Зависимости $K_f = f(Re_f)$ с различной формой элемента шероховатости

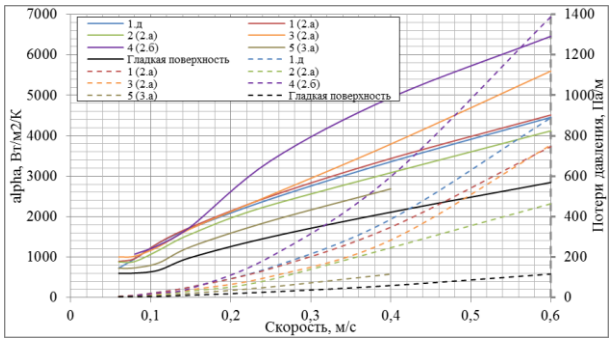


Рис. 23. Коэффициент теплоотдачи и потери давления на сопротивление трения с различной формой элемента шероховатости

Продольные ребра (типа 3*а*) при продольном направлении потока теплоносителя практически не приводят к интенсификации теплообмена, так как не способствуют разрушению вязкого подслоя, и увеличение коэффициента теплоотдачи в основном определяется увеличением площади теплообмена (развитием поверхности).

Использование ребер в виде шипов (поверхности 3 и 4) позволяет значительно увеличить коэффициент теплоотдачи. Наибольший эффект достигается при относительно малом угловом шаге между элементами шероховатости. Значительный прирост теплоотдачи происходит при

Re > 3000 (w > 0,25 м/с). Профиль шипа в виде ромба эффективней относительно шипа круглго сечения, но при этом имеет большие потери давления при его обтекании.

3.8. Вывод по результатам

Использование искусственной шероховатости позволяет повысить коэффициент теплоотдачи поверхности во всем рассматриваемом диапазоне скоростей. При этом рост коэффициента теплоотдачи сопровождается ростом необратимых потерь давления.

Для искусственной шероховатости в виде кольцевых ребер:

– ширина элемента прямоугольного оребрения практически не оказывает влияния на коэффициент теплоотдачи;

– в расчетах не удалось обнаружить существование оптимального шага S/h = 13, отраженного в различных источниках. При том что данный шаг обладает максимальным гидравлическим сопротивлением, относительно более и менее плотных шагов шероховатости.

Продольные ребра практически не интенсифицируют теплообмен, но позволяют увеличить тепловой поток за счет увеличения (развития) поверхности теплообмена.

Наилучшей интенсифицирующей способностью обладают шипы в виде ромба.

Такие параметры как шаг и высота элемента шероховатости оказывают значительное влияние как на коэффициент теплоотдачи, так и на величину необратимой потери давления. Оптимальные геометрические характеристики шероховатости должны выбираться из условий объекта применения, при этом в качестве отправной точки могут выступать результаты, приведенные в настоящей работе.

4. Теплоотдача при малых скоростях

При выполнении анализа было замечено, что в области малых скоростей (менее 0,05 м/с) наблюдается рост коэффициента теплоотдачи.

Результаты расчетных данных по средней теплоотдаче шероховатой поверхности для различного шага элементов шероховатости «исходного» профиля представлены на рис. 24 и 25 для диапазона скоростей 0,01 м/с < w < 0,2 м/с (Re < 2500).

Как видно из графиков, рост коэффициента теплоотдачи относительно экстремума, соответствующего примерно 0,044 м/с, для скорости 0,01 м/с составляет ~25 %.

Это связано с тем, при малых скоростях профиль скорости начинает меняться, и преобладающим фактором переноса тепла становится естественная конвекция.

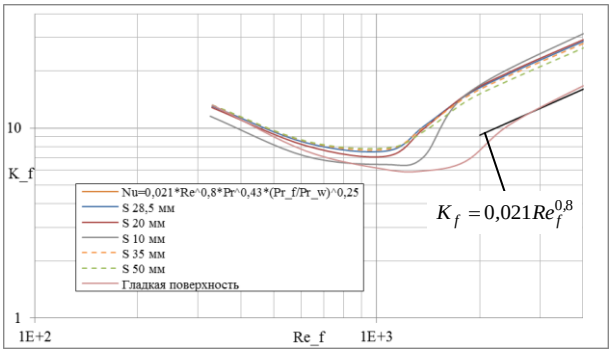


Рис. 24. Зависимости $K_f = f(Re_f)$ для малых скоростей

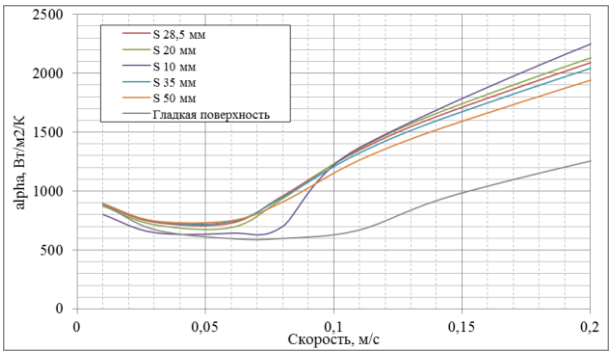


Рис. 25. Коэффициент теплоотдачи малых скоростей

На рис. 26 и 27 представлены профили скорости для шероховатой поверхности с шагом 28,5 мм и гладкой поверхности.

Из рисунков видно, что при скоростях менее 0,06 м/с характер гидродинамического профиля становится ближе к профилю скорости при свободной конвекции. При этом меняется и гидродинамический пограничный слой, форма и размер которого существенно влияют на теплоотдачу.

В п. 3.5 отмечено, что при Re → 1800+ (w → 0,1+ м/с) происходит «зеркальная» смена теплопередающей способности.

Исследование возможности интенсификации при малых скоростях необходимо подтверждать экспериментально, с целью верификации расчетной методики.

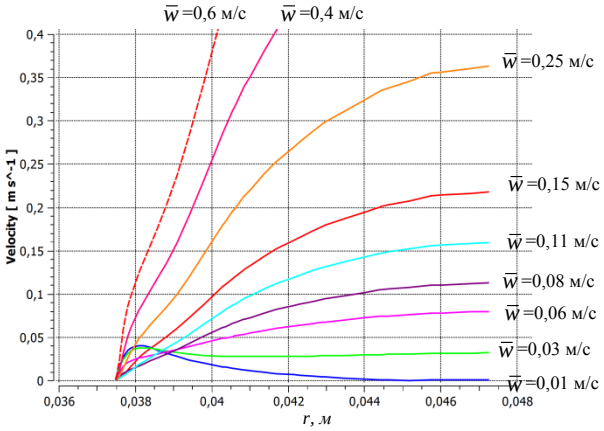


Рис. 26. Профили скорости при обтекании шероховатой поверхности

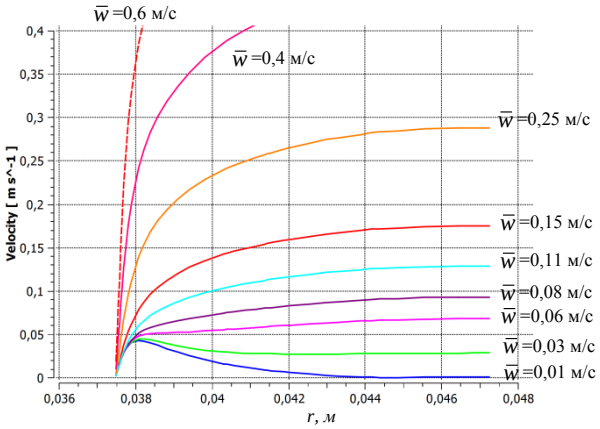


Рис. 27. Профили скорости при обтекании гладкой поверхности

Выводы

Примененная методика расчета теплогидравлических характеристик при течении в канале с интенсификаторами теплообмена в виде шероховатости хорошо описывает экспериментальные данные:

– для прямоугольного профиля оребрения (типа 1д) для кольцевого и прямоугольного каналов;

– для различных профилей оребрения (типы 1д и 1а) для кольцевого канала.

Результаты расчетов для пучка труб позволяют сделать следующие выводы:

– использование искусственной шероховатости позволяет вдвое повысить теплопередающую способность;

– при больших скоростях (Re > 2000) целесообразно использование элементов шероховатости с более плотным шагом, при малых скоростях теплообмен лучше при более разряженном расположении элементов. При этом гидравлические потери потока теплоносителя неоднозначно зависят от плотности элементов, и максимальны при относительном шаге $S/h \sim 13$;

– увеличение высоты элемента шероховатости позволяют увеличить теплоотдачу, с одновременным увеличением необратимых потерь давления;

– ширина элемента шероховатости практически не оказывает влияния на коэффициент теплоотдачи.

– при Re > 2500 поверхность с трехразмерным элементом шероховатостью с формой ребра в виде ромба обладает наилучшей теплопередающей способностью;

– в области малых скоростей (Re < 1000) преобладающим фактором переноса тепла становится естественная конвекция, при этом, чем меньше скорость течения по каналу тем выше коэффициент теплоотдачи.

При выполнении оптимизации целесообразно варьировать шаг и высоту кольцевых ребер исходя из условий применения объекта.

Список литературы

1. Гомелаури В.И., Канделаки Р.Д., Кипшидзе М.Е. Интенсификация конвективного теплообмена под воздействием искусственной шероховатости / В кн.: Вопросы конвективного теплообмена и чистоты водяного пара – Тбилиси: «Мецниереба», 1970. – С. 98–131.
2. Федынский О.С. Интенсификация теплообмена при течении воды в кольцевом канале / В кн.: Вопросы теплообмена – М.: Изд-во АН СССР, 1959. – С. 53–66.
3. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. Изд. 2-е, стереотип. – М.: «Энергия», 1977.

Исследование вибрации твэлов перспективных конструкций ТВС РУ ВВЭР

Макаров В. В., Носенко А. П., Афанасьев А. В., Егоров Ю. В., Матвиенко И. В., Пучков М. В.

ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, makarov@grpress.podolsk.ru

Аннотация

В работе представлены результаты экспериментальных исследований двухкомпонентных вынужденных колебаний нижних пролетов твэлов конструкций ТВС РУ ВВЭР в холодной воде. В новых проектах ТВС применены конструктивные решения, которые существенным образом могут повлиять на уровень вибраций элементов топливной сборки, поэтому необходимо обоснование вибропрочности новых конструкций ТВС по критерию отсутствия фреттинг-износа. Объектами исследований были макеты ТВС-2М и ТВС АЭС-2006 без крепления твэлов в нижней решетке. В макете ТВС-2М некоторые твэлы были извлечены из нижней решетки, а также в макет ТВС-2М были установлены антидебризные фильтры (АДФ) различной конструкции. По результатам исследований вынужденных колебаний твэлов в потоке теплоносителя было определено влияние различных факторов на амплитуду колебаний середин пролетов. Такими факторами были:

- длины пролетов;
- отсутствие закрепления в нижней решетке;
- наличие или отсутствие антидебризного фильтра;
- имитация выгоревшего состояния твэлов (изменение упругих натягов в зоне контакта «твэл – дистанционирующая решетка»);
- расход воды через нижнюю часть ТВС.

Амплитуды колебаний различных пролетов ТВС, полученные в данных исследованиях, будут использованы для выбора режимов ресурсных испытаний четырехпролетных моделей нижней части ТВС.

Ключевые слова: АЭС, парогенератор, трубный пучок, теплообменные трубы, течь, резонансная вибрация, вибропрочность, баффтинг, вихревое возбуждение, гидроупругая нестабильность, расчетные методы, CFD-модель.

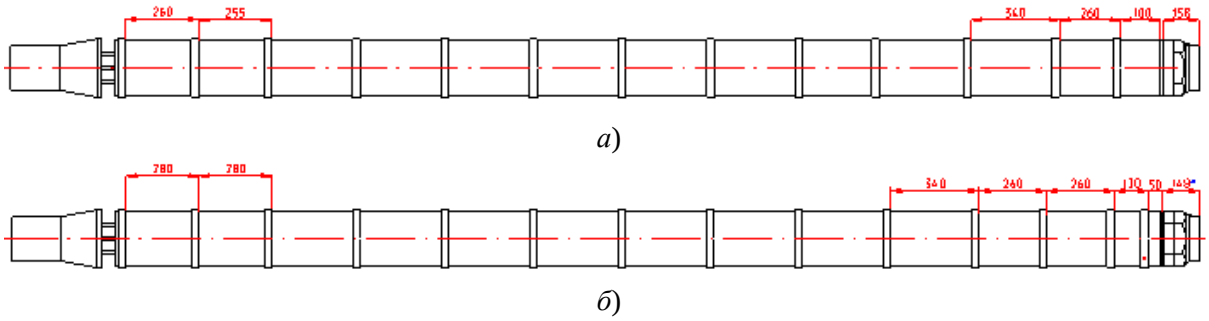
Введение

Надежность работы топлива реакторных установок влияет на безопасность работы АЭС, на экономические показатели производителя топлива и эксплуатирующей организации, на конкурентоспособность атомной энергетики в целом. Основными причинами выхода из строя твэлов для реакторов ВВЭР (PWR) являются механические повреждения, вызванные дебриз-частицами, коррозия и фреттинг-износ оболочек твэл в зоне контакта с дистанционирующей решеткой. В перспективных конструкциях ТВС РУ ВВЭР применяются конструкторские решения, направленные на снижение отказов топлива, вызванных дебриз-частицами (установка антидебризных фильтров), улучшения ремонтопригодности ТВС и уменьшения термомеханических нагрузок на твэл (использование твэлов без крепления в нижней решетке, изменение длин пролетов в нижней части ТВС). При этом, изменения, вносимые в конструкцию ТВС, могут приводить к увеличению амплитуды вибрации твэлов, что в свою очередь снижает вибропрочность пучка твэлов. Это может повлечь за собой возрастание отказов ТВС, связанных с фреттинг-износом. Поэтому для новых конструкций ТВС РУ ВВЭР необходимо обоснование вибропрочности ТВС по критерию отсутствия фреттинг-износа в узле контакта «твэл - ДР». В общем случае, для обоснования вибропрочности необходимо определить предельно допустимые уровни вибрации, не вызывающие фреттинг-износ, сравнить их с уровнем вибрации твэлов, которые создаются потоком теплоносителя в реакторе, и вычислить запас по уровню вибрации твэлов до критического уровня. Данный подход был применен в 1980-е годы для обоснования пролета твэла длиной 255 мм в бывшей серийной (с ДР и направляющими каналами (НК) из нержавеющей стали) и усовершенствованной (с циркониевыми ДР и НК) ТВС ВВЭР-1000 [1], а также при расчетно-экспериментальном обосновании вибропрочности твэлов ТВС-КВАДРАТ для реактора PWR-900 [2].

Методика испытаний

Исследования вынужденных колебаний нижних пролетов твэлов макетов ТВС-2М и ТВС АЭС-2006 без крепления твэлов в нижней решетке (ТВС-БК) проводились на стенде сейсмических и вибрационных испытаний ТВС в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» в воде при температуре от 20 до 45 С. Вибрации твэлов в подавляющем большинстве случаев возбуждались потоком теплоносителя с расходом через нижнюю часть ТВС, соответствующую штатному расходу. Для отдельных твэлов исследовалось влияние расхода на амплитуду вибраций середин пролетов. Все исследуемые твэлы находились в периферийном ряду.

На рис. 1 показана схема расположения дистанционирующих решеток (ДР) в пучке для макетов ТВС-2М и ТВС АЭС-2006.



а)

б)

Рис. 1. Схемы расположения ДР:
а – ТВС-2М; *б* – ТВС АЭС-2006 без крепления твэлов в нижней решетке (ТВС-БК)

В макете ТВС-2М часть твэлов была извлечена из нижней решетки. Изменение длин пролетов и уход от закрепления твэла в нижней решетке может привести к увеличению перемещений середин пролетов твэлов, что в свою очередь может привести к увеличению контактных сил в местах закрепления «твэл – ДР» и вызвать повышенный износ элементов ТВС.

Для части твэлов ТВС-БК имитировалось выгоревшее состояние путем увеличения вписанного диаметра ячеек ДР.

В хвостовик ТВС-2М устанавливались антидебризсные фильтры конструкции 1 и конструкции 2.

Конструкции обоих фильтров могут вызывать дополнительную поперечную компоненту скорости на входе в пучок, которая в свою очередь может вызывать увеличение гидродинамических нагрузок на нижнюю часть твэлов.

Для макета ТВС-2М исследовались вибрации трех нижних пролетов (рис. 1 *а*), для ТВС-БК — в пяти нижних пролетов (рис. 1 *б*). Измерения двухкомпонентной вибрации твэлов осуществлялось при помощи бесконтактных лазерных виброметров через смотровые окна колонки. На рис. 2 показана схема измерения двухкомпонентной вибрации твэлов.

При такой схеме возможно измерение колебаний твэлов периферийного ряда, расположенных на шести гранях ТВС.

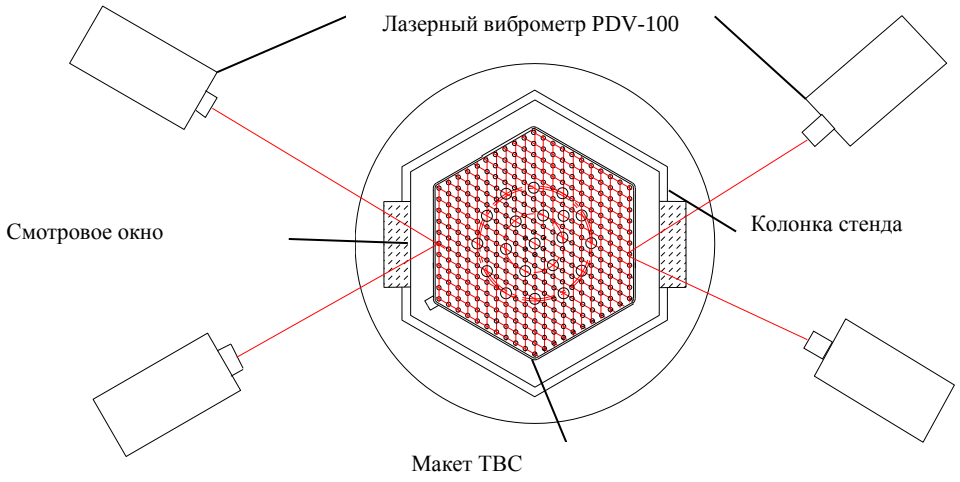


Рис. 2. Схема измерения двухкомпонентной вибрации твэлов (вид сверху)

Результаты испытаний

Для обоснования вибропрочности ТВС АЭС-2006 без крепления твэлов в нижней решетке по критерию отсутствия фреттинг-износа, необходимо сопоставить уровень вибрации твэлов в реакторе с границей области отсутствия износа. Вибрации ТВС и твэлов в потоке теплоносителя возникают в результате гидродинамического воздействия конструкции с потоком среды. Природа и спектральный состав вынуждающих сил различен. В предыдущих испытаниях, проводившихся на стенде сейсмических и вибрационных испытаний, в спектрах давления теплоносителя (рис. 3) в колонке стенда присутствовал широкополосный шум преимущественно в диапазоне частот 0,5–300 Гц и максимумами пульсации давления на детерминированных частотах 24,8 и 148,4 Гц. Широкополосный шум вызван турбулентностью потока теплоносителя. Частота 24,8 Гц является оборотной частотой циркуляционного насоса, 148,4 Гц - лопаточной частотой.

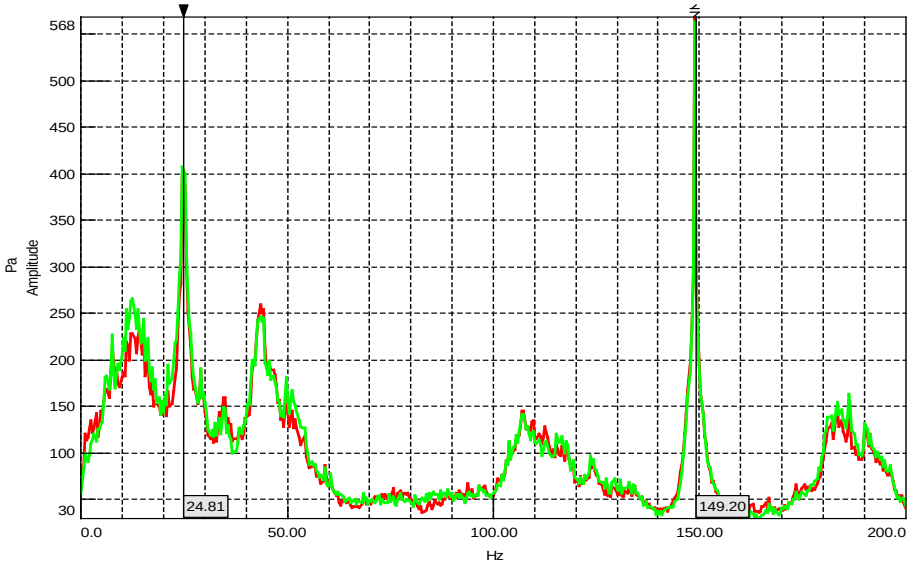


Рис. 3. Спектр пульсации давления в колонке:
– измерение 1; – измерение 2

Максимальное значение пульсаций давления в колонке достигало 20 кПа, что несколько превышает по уровню контрольное значение, определенное на основании СПНИ на энергоблоках с ВВЭР-1000 [3]. Ускорения опор ТВС на стенде сопоставимы либо несколько превышают контрольные значения для реактора. Таким образом, стендовые условия являются консервативными по отношению к условиям обтекания в реакторе.

Кроме прямого гидродинамического воздействия источником колебаний ТВС могут служить вибрации колонки, возникающие вследствие гидродинамических нестабильностей на поворотах потока при входе и на выходе из колонки. На рис. 4 приведены характерные спектры колебаний нижней части колонки стенда, полученные в двух различных измерениях. В спектрах колебаний колонки стенда, так же как и в спектрах пульсаций давлений, наблюдается широкополосный шум и гармоники с оборотной и лопаточной частотами насоса. Вибрация колонки стенда слабо зависит от расхода среды, при этом максимальные перемещения характерны для повышенных (730–780 м^3/ч) и пониженных (380–430 м^3/ч) расходов. Для номинального расхода (530 м^3/ч) СКЗ виброперемещений составило примерно 2,8 мкм. Амплитуда колебаний всех пролетов твэлов в несколько раз выше колебаний колонки, поэтому основным источником вибрации твэлов являются гидродинамические воздействия со стороны теплоносителя. При этом увеличение уровня вибрации твэлов за счет колебаний колонки пойдет в запас консерватизма при подборе параметров ресурсных испытаний четырехпролетных моделей нижней части ТВС, в которых будут определяться предельно допустимые уровни вибрации.

На рис. 5 представлен спектр и временная реализация перемещений середины второго пролета твэла ТВС-БК длиной 130 мм.

Как видно из рисунка, в спектре присутствуют колебания на детерминированных частотах возбуждений (лопаточной и оборотной частоте насоса). Колебания на собственных частотах пролета в потоке воды не возбуждаются.

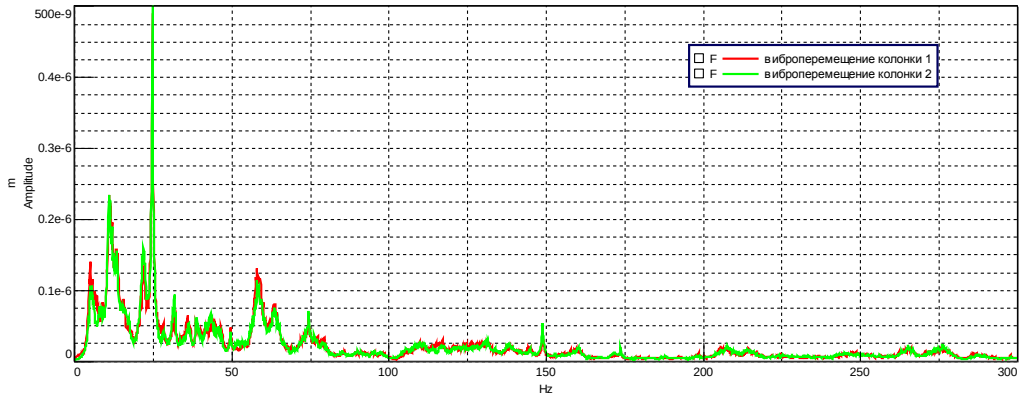
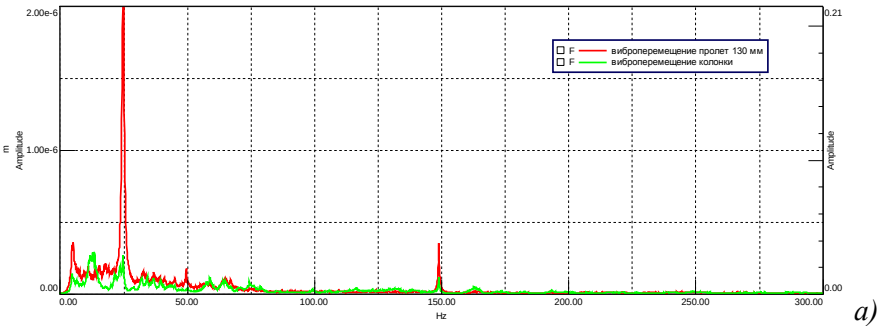
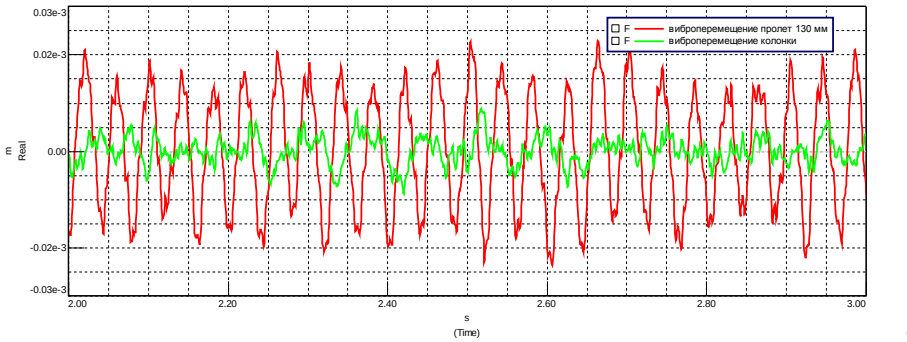


Рис. 4. Спектры перемещений нижней части колонки стенда:
 – измерение 1; – измерение 2

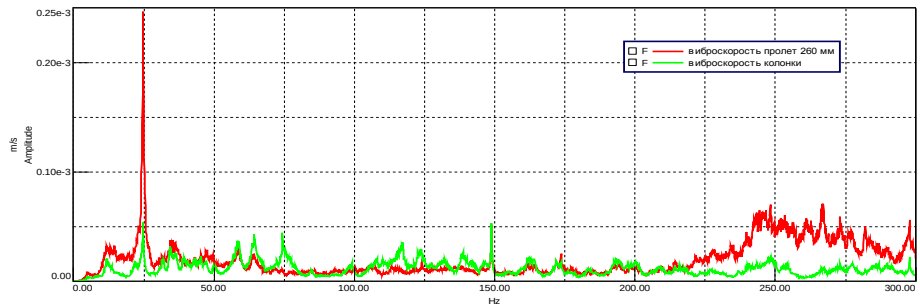


а)

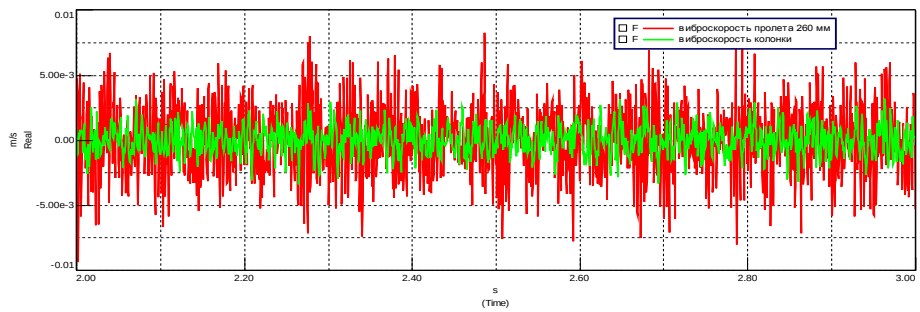


б)

Рис. 5. Виброперемещение второго пролета твэла ТВС-БК



а)



б)

Рис. 6. Виброскорости третьего пролета твэла ТВС-БК

На рис. 6 представлен спектр и временная реализация виброскоростей середины третьего пролета твэла ТВС-БК длиной 260 мм. Из рисунка видно, что помимо колебаний на лопаточной и оборотной частоте насоса возбуждаются колебания на частотах, близких к собственным частотам пролета (около 250 Гц).

Для большинства твэлов ТВС-БК отмечено возрастание СКЗ скоростей и перемещений при увеличении расхода воды через ТВС, начиная с расхода 560 м^3/ч. Увеличение расхода в диапазоне от 340 до 560 м^3/ч не приводит к росту амплитуды колебаний. При изменении расхода на 30%, начиная с 560 м^3/ч, рост скоростей составил в среднем 31 %.

Для определения зависимости вибрации от различных факторов (длин пролетов, имитации выгоревшего состояния и т.д.) измерения для каждого пролета твэлов усреднялись.

В таблице 1 приведены отношения между СКЗ перемещений для которых имитировалось выгоревшее состояние, и для штатных твэлов ТВС-БК.

Таблица 1. **Отношение между СКЗ перемещений и скоростей ТВС-БК**

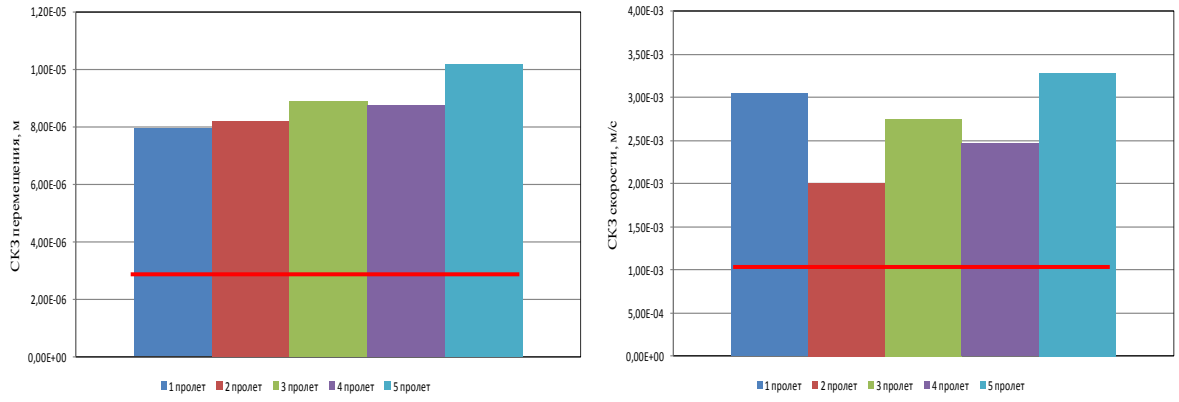
Пролет	Длина пролета, мм	Отношение перемещений	Отношение скоростей
НР-ДР1	45	0,98	0,55
ДР1-ДР2	130	1,19	1,07
ДР2-ДР3	260	1,15	1,22
ДР3-ДР4	260	0,97	0,85
ДР4-ДР5	340	–	–

Из таблицы видно, что твэлы с имитацией выгоревшего состояния («прослабленные») имеют повышенный уровень вибрации для пролетов длиной ДР1-ДР2 и ДР2-ДР3. Для пролета ДР3-ДР4 увеличения не наблюдается. В ходе гидравлического пролива «прослабленные твэлы» опустились и вошли в контакт с нижней решеткой, то есть для таких твэлов образовалась дополнительная опора в нижней решетке. Поэтому для первого пролета (НР-ДР1) штатных твэлов перемещения и скорости ниже, чем у твэлов с имитацией выгоревшего состояния.

В таблице 2 приведены значения СКЗ перемещений и скоростей пролетов ТВС-БК, усредненных по ансамблю твэлов.

Таблица 2. **Средние СКЗ перемещений и скоростей**

Пролет	Длина пролета, мм	СКЗ перемещений (среднее), мкм	СКЗ скорости (среднее), мм/с
НР-ДР1	45	7,9	3,0
ДР1-ДР2	130	8,2	2,0
ДР2-ДР3	260	8,9	2,8
ДР3-ДР4	260	8,7	2,5
ДР4-ДР5	340	10,2	3,3



а) *б*)

Рис. 7. Зависимость среднего СКЗ перемещений и скоростей от длины пролета ТВС-БК:
———— – колебание колонки; *а* – виброперемещения; *б* – виброскорости

Максимальные перемещения имеют пятый (340 мм) и третий (260 мм) пролеты, максимальные скорости – у пятого (340 мм) и первого (45 мм) пролетов.

Для ТВС-2М максимальные перемещения имеет третий пролет длиной 340 мм, затем идет второй и первый пролеты (рис. 8).

Нужно отметить, что потеря поперечной фиксации твэла из нижней решетки для ТВС-2М ведет к увеличению перемещений первого пролета примерно на 20 %, остальные пролеты уровень виброперемещений не меняют. При этом, для СКЗ скоростей влияние имитации потери опоры в нижней решетке, остается существенным для всех трех пролетов. На рис. 9 приведено сравнение СКЗ скоростей для соответствующих пролетов ТВС-2М (с извлеченными и неизвлеченными твэлами) и ТВС-БК.

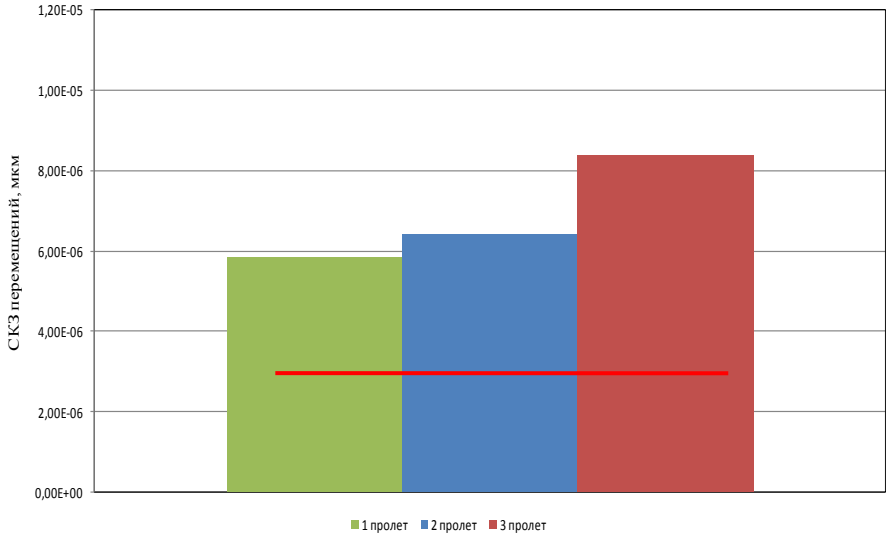
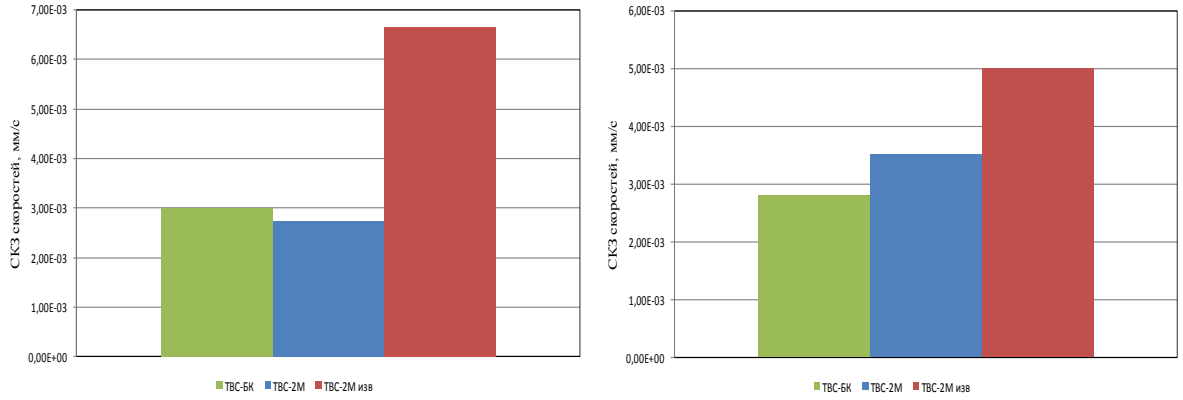
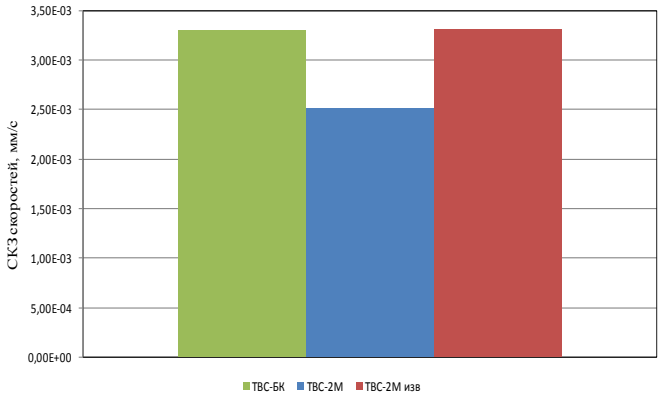


Рис. 8. Зависимость среднего СКЗ перемещений и скоростей от длины пролета ТВС-2М:
– колебание колонки



а) *б*)



в)

Рис. 9. СКЗ скоростей для различных пролетов ТВС-БК и ТВС-2М:
а – первый пролет; *б* – пролет 250 мм (ТВС-2М) и 260 мм (ТВС-БК); *в* – пролет 340 мм

Как видно из рисунка, наименьшими СКЗ скоростями середин пролетов обладает ТВС-2М, за исключением пролета длиной 260 мм. Это может быть вызвано тем, что для ТВС-БК этот пролет расположен выше по отношению к ТВС-2М и, соответственно, располагается в более «выгодных условиях» (уменьшение поперечных перетечек, уменьшение турбулентных пульсаций). При этом для новых конструкций ТВС (ТВС-БК) и ТВС-2М с потерей опоры в нижней решетке, уровни колебаний пролетов выше, чем для ТВС-2М.

Для описания процессов износа твэлов часто применяется теория Арчарда [4, 5], согласно которой скорость объемного износа описывается уравнением:

$$W = K \cdot \frac{F_N \cdot v_{\text{тр}}}{H_V},$$

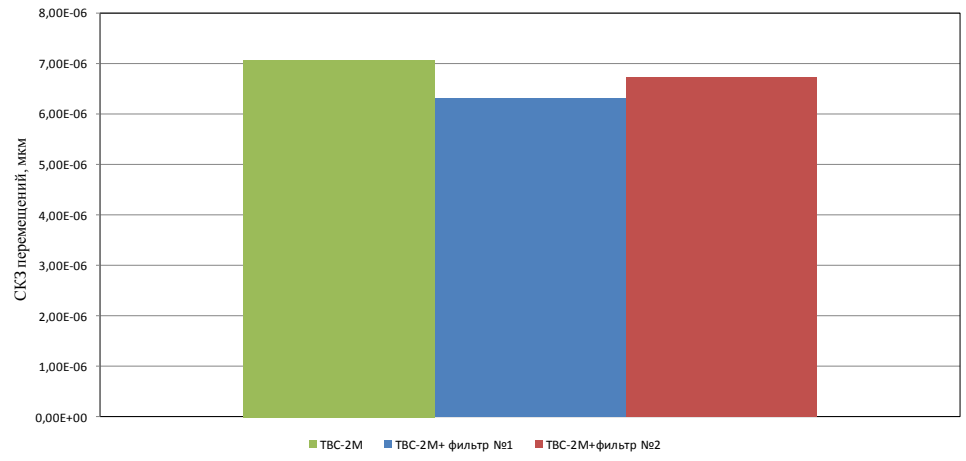
где W – скорость объемного износа; K – коэффициент износа; F_N – нормальная сила; $v_{\text{тр}}$ – скорость в узле трения; H_V – твердость по Бриннелю или Виккерсу более мягкого материала пары.

В свою очередь нормальная контактная сила пропорциональна перемещению в середине пролета и изгибной жесткости пролета балки. Контактные силы между твэлом и ДР для новых конструкций пролетов будут выше, чем в прототипе, что опасно с точки зрения износостойкости узла контакта «твэл – ДР».

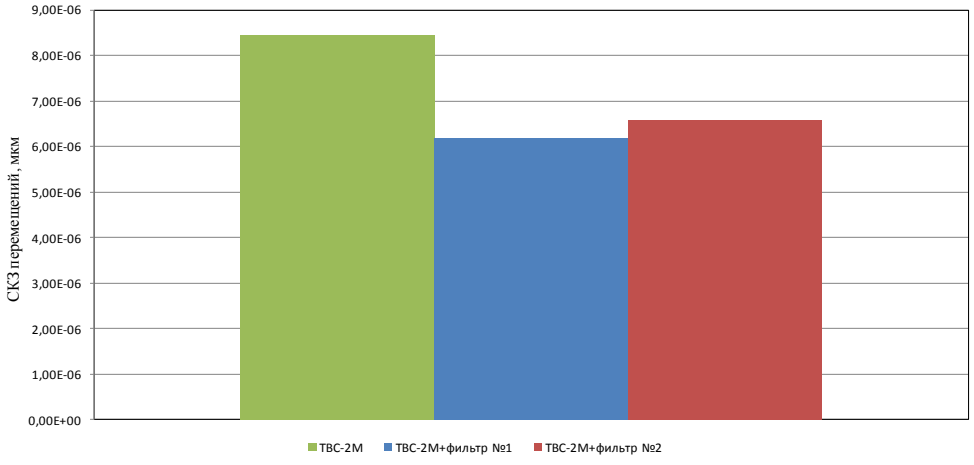
На рис. 10 приведены СКЗ перемещений для твэлов, без крепления в нижней решетке, для ТВС-2М с установленными АДФ.

Установка антидебризного фильтра ведет к уменьшению амплитуд колебаний третьего пролета, что может быть вызвано уменьшением уровня турбулентности потока благодаря уменьшению масштаба турбулентных пульсаций за решеткой [6]. Для АДФ первой конструкции 25 %, для фильтра второй конструкции до 22 %.

В ходе испытаний определялись обе компоненты вибрации твэла, что позволяет построить траектории движения твэла. На рис. 11 показаны положения твэла через одинаковые интервалы времени для разных пролетов.



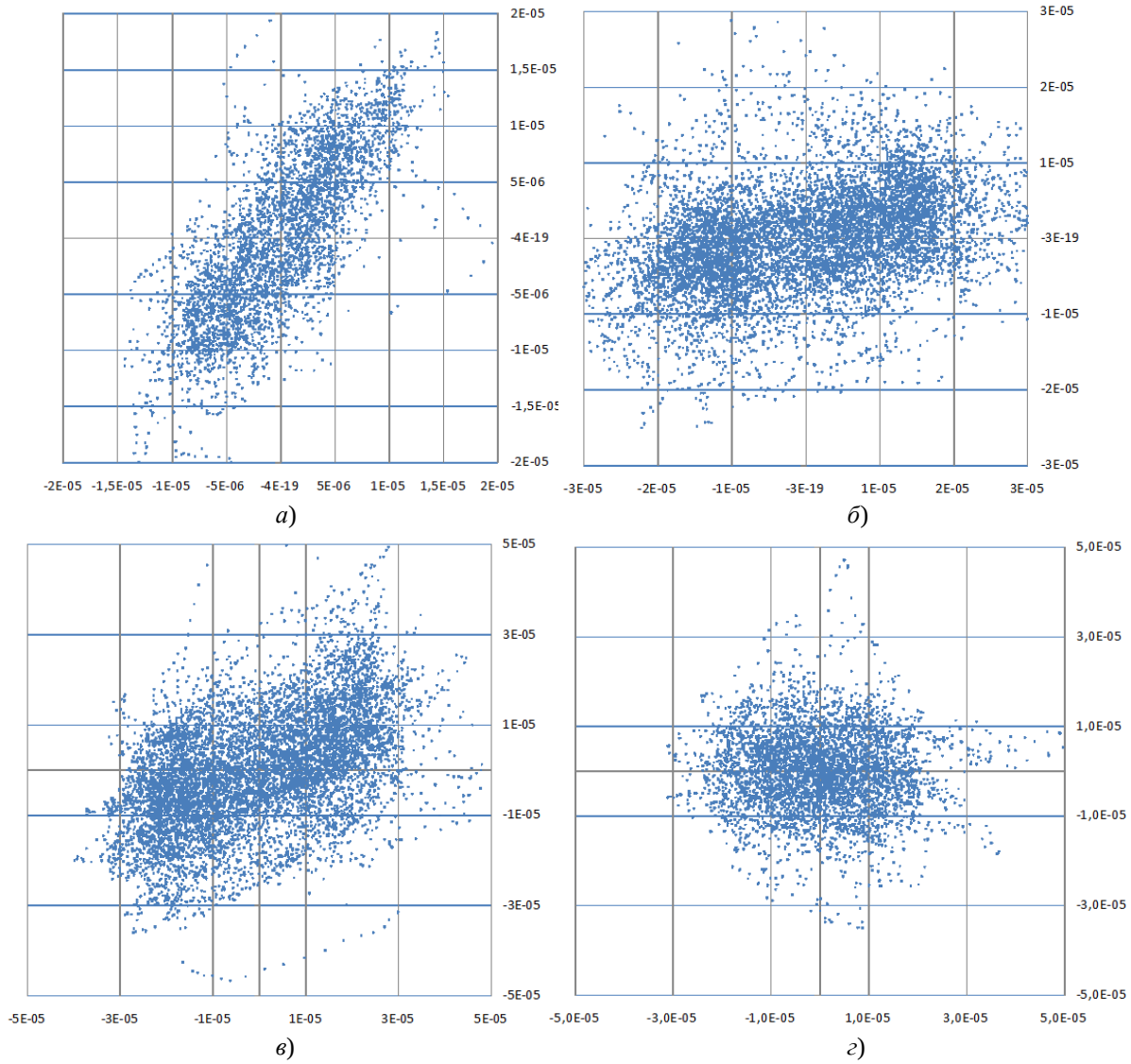
а)



б)

Рис. 10. СКЗ перемещений для различных пролетов ТВС-2М с АДФ:
а – первый пролет; *б* – третий пролет

Как видно из рис. 11, вибрации твэлов являются двумерными, при этом для пролетов, расположенных выше по ходу течения воды, траектория движения (рис. 11 в и г) перестает иметь преобладающее направление. Для первого и второго пролета преобладающим является направление, совпадающее с поперечными перетечками из ТВС в межкассетный зазор колонки стенда. То есть вибрации пролетов твэлов являются двухкомпонентными, со случайной разностью фаз между компонентами. В следствии этого, что для наиболее корректного моделирования условий контакта в узле трения «твэл – ДР» во время проведения ресурсных испытаний четырехпролетных моделей ТВС необходимо возбуждение двухкомпонентных вибраций и в верхнем и в нижнем пролете по отношению к ДР.



а) *б*) *в*) *г*)

а – первый пролет; *б* – второй пролет; *в* – третий пролет; *г* – пятый пролет

Заключение

Колебания твэлов происходят в виде широкополосной случайной вибрации и на детерминированных частотах, совпадающих с оборотной и лопаточной частотами циркуляционного насоса. В пролетах длиной 260 и 340 мм некоторых твэлов, помимо детерминированных частот, наблюдаются колебания на частотах, близких к собственным для данных пролетов. Для твэлов ТВС-БК, для которых сымитировано выгоревшее состояние, отмечен рост усредненного СКЗ амплитуды перемещений от 15 до 19 %. Для большинства твэлов отмечен рост СКЗ перемещений и скоростей при увеличении расхода, рост в большинстве случаев является линейным. Для конструкций ТВС без крепления твэлов в нижней решетке уровень колебаний для нижних пролетов выше, чем для ТВС-2М. Установка антидебризных фильтров обеих конструкций снижает общий уровень колебаний твэлов. Вибрация твэлов является двухкомпонентным процессом, при этом для пролетов, расположенных выше по ходу течения воды, траектория движения пе-

рестает иметь преобладающее направление. Для наиболее корректного моделирования условий контакта в узле трения «твэл – ДР» во время проведения ресурсных испытаний моделей ТВС на фреттинг-износ необходимо возбуждение двухкомпонентных вибраций и в верхнем и в нижнем пролете по отношению к ДР.

Список литературы

1. Драгунов Ю.Г., Дроздов Ю.Н., Макаров В.В. Зависимость работоспособности и ресурса тепловыделяющей сборки ВВЭР-1000 от взаимодействия между тепловыделяющими элементами и дистанционирующими решетками // Проблемы машиностроения и надежности машин – М.: РАН, 2006. – № 3.
2. Егоров Ю.В., Макаров В.В., Афанасьев А.В. и др. Экспериментальные исследования вибрации и фреттинг-износа твэлов ТВС-КВАДРАТ // Вопросы атомной науки и техники. – 2015. – Вып. 3. – С. 74–81.
3. Драгунов Ю.Г., Дранченко Б.Н., Абрамов В.В., Хайретдинов В.У. Вибродинамические исследования в обоснование проектных решений ВВЭР // 5-я международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», Подольск, 2007.
4. F. Kreith Ed, CRC Handbook of Mechanical Engineering // CRC Press, 1998. – P. 3–129.
5. Frick T.M., Sobek T.E. and Reavis J.R. Overview on the Development Implementation of Methodologies to Compute Vibration and Wear of Steam Generator Tubes / Symposium of Flow-Induced Vibration Vol. 3 Vibration in Heat Exchangers // ASME Special Publication, 1984. – P. 149–161.
6. Реплик Е.У., Соседко Ю.П. Управление уровнем турбулентности потока. – М.: Изд-во Физико-математической литературы, 2002. – 244 с.

Анализ чувствительности при моделировании ТА на РУ с ВВЭР-1000 с применением РК СОКРАТ/В1

Астахов В. В., Гаспаров Д. Л., Николаева А. В., Пантюшин С. И., Литышев А. В., Букин Н. В., Быков М. А.

ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, makarov@grpress.podolsk.ru

Аннотация

В работе представлены методика оценки и анализ результатов исследования чувствительности расчетной схемы к изменению исходных данных расчетной схемы в ходе тяжелой аварии на АЭС с РУ ВВЭР с применением кода улучшенной оценки СОКРАТ/В1. Представленный метод основан на методиках GRS.

Оценка чувствительности расчетной схемы была проведена статистическим методом на основе проведения вариационных расчетов и последующим вычислением значений коэффициентов корреляции Спирмана (ρ) и Кендалла (τ). Обработка результатов моделирования выполняется с применением инженерной методики статистической обработки результатов многовариантных расчетов.

В результате расчета были получены зависимости восьми теплогидравлических параметров в РУ, характер которых наиболее часто анализируется в рамках выполнения расчетов по обоснованию безопасности для 100 вариантов различных сочетаний 37 входных параметров модели.

Ключевые слова: анализ чувствительности, СОКРАТ/В1, ВВЭР, тяжелая авария, Спирман, Кендалл.

Введение

Задача обеспечения и обоснования надежности и безопасности атомных станций и других потенциально опасных объектов ядерно-энергетического комплекса является определяющей перспективы развития атомной энергетики в России, а также в рамках международного взаимодействия. Современные требования Ростехнадзора и зарубежных заказчиков к выполнению анализов тяжелых аварий (ТА) для представления результатов в ООБ с РУ ВВЭР предусматривают использование программных средств (ПС), методик и расчетных моделей и схем, удовлетворяющих ряду условий с целью анализа возможности их использования при обосновании безопасности в рассматриваемой области применения. Введение новых требований к результатам обоснования безопасности эксплуатируемых и проектируемых АЭС с РУ ВВЭР требует модернизации старых и разработки новых ПС, создания новых и улучшения используемых расчетных схем, усложнения и расширения области применимости используемых физических моделей, проведения дополнительных исследований и развития расчетных методик в областях, которые прежде не были рассмотрены [1].

Ключевое значение в доверии к используемым моделям и результатам расчетов имеет способ учета погрешности, вызванной как допущениями применяемых математических моделей, так и неопределенностями, задаваемых в расчетах исходных 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 (вероятностный анализ безопасности, анализ запроектных аварий). Поэтому в настоящее время в мире распространение получила BEPU-методология (Best Estimate Plus Uncertainty), используемая как инструмент для оценки имеющихся запасов [2]. Данный подход позволяет реализовать выполнение требований нормативной документации Ростехнадзора, регламентирующие характеристики используемых расчетных схем при разработке ООБ АЭС в части анализа ТА. Результаты выполнения данной работы демонстрируют выполнение требования [1] к используемым расчетным схемам о том, что их применимость должна подтверждаться результатами анализа чувствительности. Методология BEPU подразумевает использование реалистического подхода к определению параметров двух своих основных составляющих, расчётного кода и исходных данных. При использовании методологии BEPU в рамках анализа чувствительности выделяются три основные задачи [2, 3]:

– 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 экспертных оценок, результатов анализа неопределенностей исходных данных для проведения расчетов, знания замыкающих соотношений и точности параметров математической модели, принятых допущений, реализованных в расчётном коде. В качестве исходных данных могут быть использованы результаты анализа неопределенности параметров, наиболее сильно влияющих на исследуемые параметры (результат расчета). В зарубежной методологии BEPU предварительный перечень варьируемых параметров составляется на основании экспертных оценок. В дальнейшем этот перечень корректируется с учётом численного анализа чувствительности.

Для ТА формальных пределов безопасности нормативными документами не назначается, однако, с учетом опыта выполнения расчетов для обоснования безопасности при ТА, 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_D);

– параметры расплава активной зоны и ВКУ, выходящего за пределы корпуса реактора в процессе разрушения корпуса реактора:

1) масса расплава и обломков, вышедших из корпуса реактора (M_m) за время протекания ТА;

2) температура расплава активной зоны, на момент окончания его выхода из корпуса реактора (T_m);

3) степень окисления циркония на момент окончания выхода расплава из корпуса реактора (r_{OX});

– 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 ТА;

2) масса пара, выброшенного из первого контура (M_s) за время протекания ТА;

– время окончания выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора (t_F).

Задачи данного исследования соответствуют этапам методологии BEPU в рамках анализа чувствительности:

– описание источников неопределенностей и выбор определяющих параметров для проведения анализа чувствительности расчетной схемы при моделировании сценариев ТА;

– выбор и описание метода исследования чувствительности расчетной схемы;

– проведение вариантных расчетов и определение чувствительности расчетной схемы к изменению исходных данных при моделировании сценариев ТА;

– оценка результатов.

1. Основные источники неопределенностей при моделировании с применением кодов улучшенной оценки

Применение кодов улучшенной оценки (реалистичное приближение) для анализа безопасности АЭС сопряжено с наличием ряда параметров, вносящих неопределенность в результаты моделирования.

Принято различать следующие источники неопределенностей, возникающих при моделировании сценария с использованием ПС [3]:

– неопределенности ПС (связаны с наличием или необходимостью задания следующих элементов и параметров: балансовые и замыкающие соотношения, свойства материалов, параметры отдельных элементов и физических явлений, численные неопределенности);

– неопределенности расчетной схемы при разработке модели;

– неопределенности масштабирования;

– станционные неопределенности;

– человеческий фактор.

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 применимости его моделей и возникновению пользовательских ошибок. В этой ситуации, при отсутствии рекомендаций от разработчиков, для хорошо исследованных сценариев («большая течь», «малая течь», «обесточивание» и т.д.) обычно руководствуются опытом проведения аналогичных расчетов, рекомендациями международных организаций, выработанными в рамках решения стандартных задач [3].

2. Методы оценки чувствительности

Коды улучшенной оценки для моделирования 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 [4–7]. Каждый из существующих подходов имеет свои достоинства и недостатки.

Существующие методы оценки чувствительности при моделировании теплогидравлических процессов разделяют на [8–11]:

- 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 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 другие 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, то есть 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 методам перед локальными ввиду более полного описания взаимосвязи рассматриваемых неопределенностей входных параметров с неопределенностью выходных параметров.

В наиболее общем виде модель сложной системы можно описать зависимостью $Y = f(X)$, где $Y = [Y_1, Y_2, \ldots, Y_{j-1}, Y_j]$ – вектор из j выходных параметров, а $X = [X_1, X_2, \ldots, X_{k-1}, X_k]$ – вектор из k входных параметров. Без потери универсальности описания, можно перейти к рассмотрению случая для одного выходного параметра Y. Неопределенность каждого входного параметра X_i описывается функцией распределения $P_i(X_i)$, которая определяет среднее значение параметра μ_i, дисперсию σ_i^2 (стандартное отклонение σ_i) параметра X_i.

Основной целью анализа чувствительности является количественное определение соотношения вкладов неопределенностей входных параметров X_i в общую неопределенность результатов расчета Y.

Наиболее полная номенклатура статистических методов оценки чувствительности приведена в документах [4–12]. Классификация методов представляет собой разделение на две группы: локальные (DSA, OAT), основной идеей которых является исследование отклика системы Y на малое возмущение параметра X_i при фиксированных X_j где $i \neq j$, и глобальные (GSA), основой которых является концепция метода Монте-Карло, которая включает два этапа: подготовка наборов исходных значений параметров модели с учетом их возможных отклонений от номинального значения и проведение расчетов с заданными значениями с последующим анализом результатов. Ниже указаны наиболее распространенные критерии оценки чувствительности для кодов улучшенной оценки:

- коэффициент линейной аппроксимации r_i^{lin};
- коэффициент корреляции Пирсона R_i;
- коэффициент ранговой корреляции Спирмана ρ_i;
- коэффициент ранговой корреляции Кендалла τ_i;
- коэффициент Соболя.

Существенным недостатком локальных методов исследования чувствительности для большинства прикладных задач является их локальный и детерминистический характер. Коэффициент линейной аппроксимации r_i^{lin} характеризует степень приближенности зависимости параметров к линейной и не применим для существенно нелинейных процессов. Коэффициент корреляции Пирсона R_i применим для оценки чувствительности только для линейных и аддитивных систем. Для решения большинства прикладных задач в рамках анализа чувствительности моделирования ТА используют более сложные методы оценки чувствительности, например методы определения коэффициентов корреляции Спирмана ρ_i и Кендалла τ_i.

Для нелинейных монотонных функций широко используется характеристика, обозначаемая коэффициентом ранговой корреляции Спирмана ρ_i, которая характеризует степень линейности зависимости рангов входных x_i и выходного y параметров расчета, соответствующих величинам X_i и Y. Под рангом понимается последовательность номеров x_i и y, соответствующая последовательности упорядоченных по возрастанию параметров X_i и 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.

$$\rho_i = \frac{\operatorname{cov}(x_i, y)}{\sigma_{x_i} \cdot \sigma_y} = 1 - \frac{6 \cdot \sum_{i=1}^{n} (x_i - y)^2}{n^3 - n}, \quad (1)$$

где $\operatorname{cov}(x_i, y)$ − сочетание рангов x_i и y, σ_{x_i} − стандартное отклонение входного параметра x_i, σ_y − стандартное отклонение выходного параметра y, n − количество элементов в выборке.

Значение ρ_i находится в интервале от –1 до 1. При этом $\rho_i = 0$ указывает на отсутствие корреляции, $\rho_i = 1$ – свидетельствует о возможном наличии прямой связи, $\rho_i = -1$ – свидетельствует о возможном наличии обратной связи.

В качестве альтернативы коэффициенту Спирмана для оценки чувствительности нелинейных зависимостей часто используют коэффициент ранговой корреляции Кендалла τ. Существует несколько способов оценки корреляции величин X_i и Y, предложенных Кендаллом [7]. Согласно одной из формулировок, определяется число инверсных пар Q. При этом считается, что пара рангов y_j и y_ν ($j < \nu$) считается инверсной, если в последовательности рангов y наблюдается $y_j > y_\nu$ ($j = 1, \ldots, n-1$). Тогда коэффициент, предложенный Кендаллом, равен:

$$\tau_i = 1 - \frac{4 \cdot Q}{n \cdot (n-1)}. \quad (2)$$

Второй способ вычисления τ 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 τ_i вычисляется по формуле:

$$\tau_i = \frac{4 \cdot K}{n \cdot (n-1)} - 1. \quad (3)$$

Коэффициент τ_i принимает значения от –1 до +1. Равенство $\tau = 1$ указывает на наличие строгой линейной корреляции между X_i и Y.

3. 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 минимального количества расчетов N, достаточного для обеспечения статистической достоверности анализа чувствительности и неопределенности. Обзор методов для оценки величины N, применяемых в атомной отрасли при использовании статистических методов, приведен в [13, 14]. Авторы [13, 14] показывают, что в настоящий момент получил распространение GRS-метод проведения анализа чувствительности модели, в котором вычисление минимального количества расчетов для получения требуемой достоверности результата проводится на основе формулы Уилкса, основой которой является соотношение для определения толерантного предела функции распределения.

Формула Уилкса связывает вероятность α достоверности величины расчетной неопределенности с числом вариантных расчетов N и достоверностью анализа β·100 % (доверительный интервал). Эта формула для одностороннего статистического доверительного интервала имеет вид [14]:

$$\left(1-\frac{\alpha}{100}\right)^N \geq \frac{\beta}{100}, \tag{4}$$

а для двустороннего статистического доверительного интервала:

$$1-\left(\frac{\alpha}{100}\right)^N - N\cdot\left(1-\frac{\alpha}{100}\right)\cdot\left(\frac{\alpha}{100}\right)^{N-1} \geq \frac{\beta}{100}, \;\; P\left\{P\left(min \leq Y \leq max\right) \geq \alpha\right\} \geq \beta, \tag{5}$$

где P – вероятность, α – вероятность достоверности величины неопределенности, β – доверительная вероятность, N – число расчетов.

Соотношения (4, 5) означают, что для получения заданной доверительной вероятности α в интервале неопределенностей значений параметров Y, соответствующих интервалу неопределенностей параметров X, с вероятностью β достаточно провести N расчетов.

Минимальное количество расчетов, необходимых для обеспечения статистической достоверности результатов оценки неопределенности и чувствительности согласно методикам GRS [13] (на основе формулы Уилкса) для различных сочетаний α и β можно определить из таблицы 1 [13]. Подробный анализ результатов применения формулы Уилкса для одностороннего и двухстороннего статистического интервала первого, второго и третьего порядков приведен в [14].

Таблица 1

Минимальное количество расчетов N для одностороннего и двустороннего статистических доверительных интервалов [13]

β, %	Односторонний статистический доверительный интервал			Двусторонний статистический доверительный интервал		
	α, %			α, %		
	90	95	99	90	95	99
90	22	45	230	38	77	388
95	29	59	299	46	93	473
99	44	90	459	64	130	662

Важной особенностью применения формулы Уилкса является независимость количества расчетов N с применением кода от количества рассматриваемых неопределенных входных параметров. N зависит только от достоверности расчета β (доверительный интервал) и вероятности достоверности величины расчетной неопределенности α.

В настоящей работе при оценке необходимого количества комбинаций варьируемых параметров (количества расчетов N), обеспечивающего статистическую достоверность анализа чувствительности и неопределенности, было принято $N = 100$, что удовлетворяет условию (5) для β = 95 % статистического доверительного интервала и α = 95 % вероятности.

4. 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 ТА на АЭС с РУ ВВЭР-1000 (рис. 1).

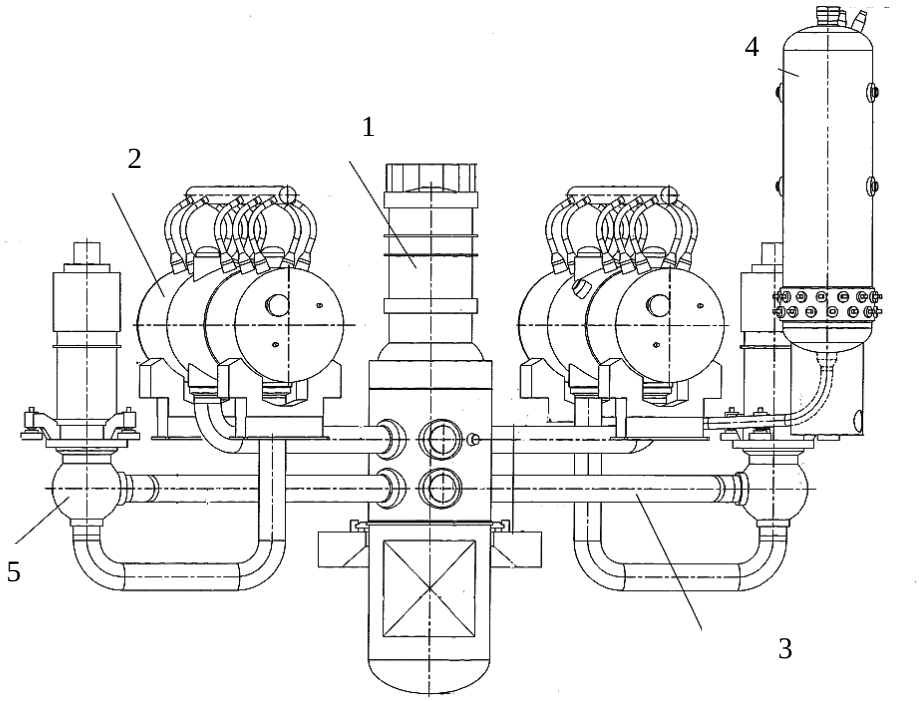


Рис. 1. Общий вид РУ с реактором ВВЭР-1000:
1 – реактор; 2 – парогенератор (ПГ); 3 – главный циркуляционный контур (ГЦК);
4 – компенсатор давления (КД); 5 – главный циркуляционный насос (ГЦН)

Рассматриваемый сценарий предполагает гильотинный разрыв ГЦТ Ду 850, одновременно с разрывом ГЦТ происходит полное обесточивание АЭС. Исходное состояние РУ на момент возникновения аварии – работа на номинальной мощности с неравномерностью энерговыделения, характерной для конца стационарной загрузки.

При выполнении расчёта аварии «Большая течь с полным обесточиванием АЭС с учетом отказа ГЕ-2 и ГЕ-3» принят следующий сценарий работы оборудования:

– исходное состояние РУ (работа на номинальной мощности; номинальные стационарные параметры РУ);
– полное обесточивание АЭС в момент исходного события;
– принят отказ на работу ГЕ-2 и ГЕ-3;
– дизель-генераторы не запустились.

Для анализа тяжёлых аварий в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» для РУ ВВЭР используется расчётный код СОКРАТ/В1 [16], 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 ТА.

Решение поставленных задач в рамках анализа чувствительности содержит следующие основные этапы:

– определение параметров, влияющих на точность расчета X_i;

– определение размеров интервалов варьирования и характера законов распределения внутри этих интервалов на основе имеющейся документации и современного уровня знаний о физических явлениях;

– определение перечня ключевых (критериальных) параметров расчета Y_j, 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.

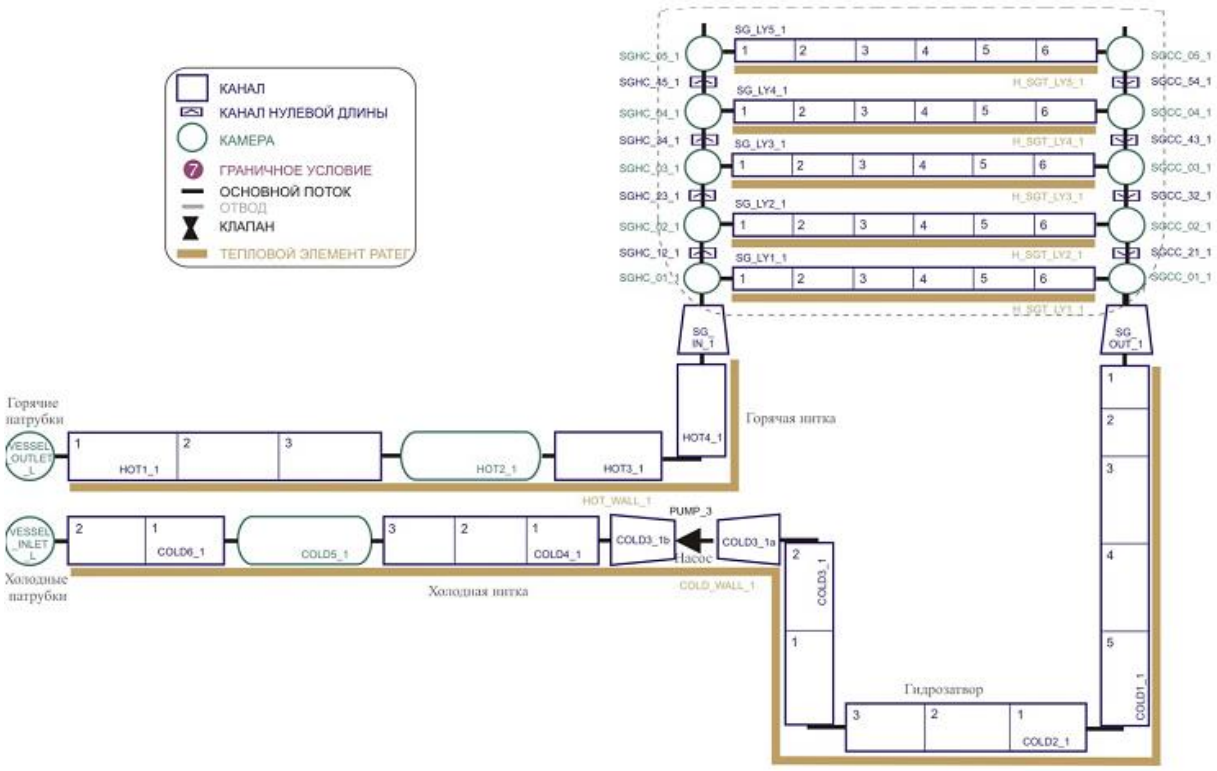


Рис. 2. Нодализационная схема циркуляционной петли

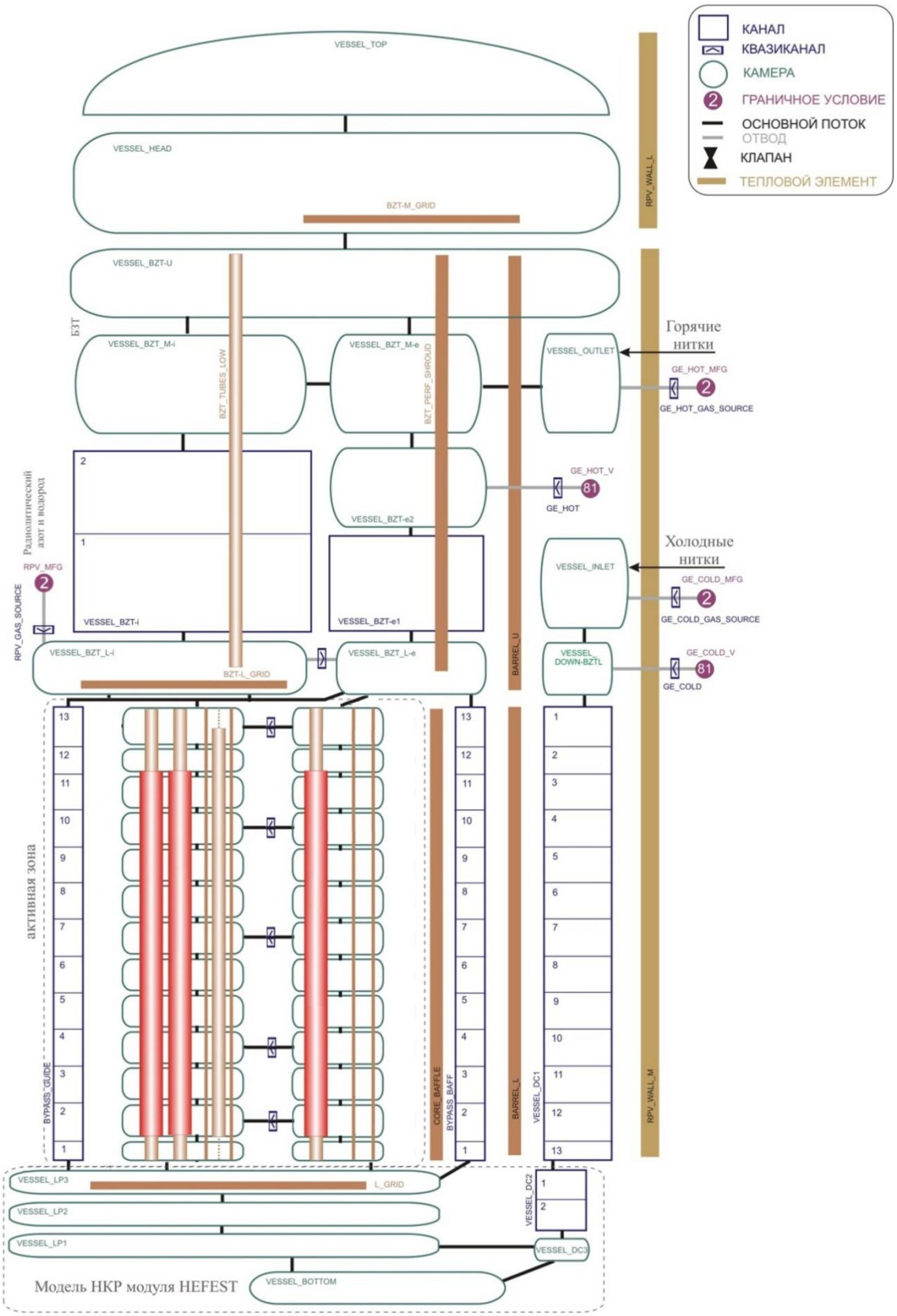


Рис. 3. Нодализационная схема реактора

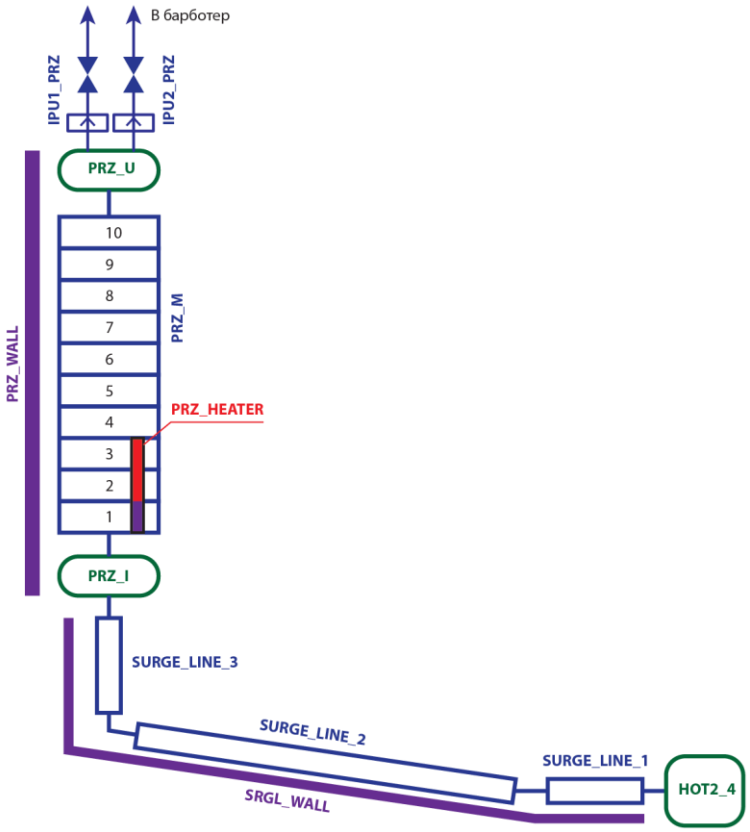


Рис. 4. Нодализационная схема компенсатора давления и дыхательного трубопровода компенсатора давления

В качестве ключевых параметров расчета 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_D);

– параметры расплава активной зоны и ВКУ, выходящего за пределы корпуса реактора в процессе разрушения корпуса реактора:

1) масса расплава и обломков, вышедших из корпуса реактора (M_m) за время протекания ТА;

2) температура расплава активной зоны, на момент окончания его выхода из корпуса реактора (T_m);

3) степень окисления циркония на момент окончания выхода расплава из корпуса реактора (r_{OX});

– 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 ТА;

2) масса пара, выброшенного из первого контура (M_s) за время протекания ТА;

– время окончания выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора (t_F).

Число комбинаций варьируемых параметров (число выполняемых расчетов), необходимое для обеспечения статистической достоверности результатов, определяется на основе формулы Уилкса 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 100 независимых расчетов.

Чувствительность оценивалась на основе:

– корреляции Спирмана (ρ);

– корреляции Кендалла (τ).

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 [16]. Большинство коэффициентов и настроек моделей СОКРАТ/В1 недоступны пользователям кода. Неопределенности моделей теплофизических явлений не рассматривались в качестве источника неопределенностей.

Всего в рамках анализа рассмотрено 37 параметров, оказывающих влияние на результаты расчетов (начальные и граничные условия; теплофизические свойства; режимные параметры; геометрических параметры; уставки и блокировки на срабатывание систем безопасности).

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.

Таблица 2

Перечень варьируемых параметров

Наименование	Параметр	δ	Распределение	Наименование	Параметр	δ	Распределение
VAR01	Коэффициент неопределенности внутреннего радиуса оболочки твэл	0,985–1,015	Нормальное	VAR20	Коэффициент неопределенности КГС выходного участка ТВС	0,87–1,13	Нормальное
VAR02	Коэффициент неопределенности внешнего радиуса оболочки твэл	0,90–1,10	Нормальное	VAR21	Неопределенность КГС тепловыделяющей части пучка	0,94 – 1,06	Нормальное
VAR03	Неопределенность номинальной мощности активной зоны реактора	0,96–1,04	Нормальное	VAR22	Коэффициент неопределенности КГС входных патрубков реактора	0,93–1,07	Нормальное
VAR04	Неопределенность мощности остаточных тепловыделений	0,92–1,08	Нормальное	VAR23	Коэффициент неопределенности КГС ПГ	0,95–1,05	Нормальное
VAR05	Неопределенность теплопроводности стали корпуса реактора и ГЦТ	0,9–1,1	Нормальное	VAR24	Значение уставки открытия ИПУ ПГ, МПа	8,11–8,35	Нормальное
VAR06	Неопределенность теплоемкости стали реактора и ГЦТ	0,98–1,02	Нормальное	VAR25	Значение уставки закрытия ИПУ ПГ, МПа	6,79–6,99	Нормальное
VAR07	Неравномерность энерговыделения в центральном канале	0,87–1,13	Нормальное	VAR26	Значение уставки открытия БРУ-А, МПа	7,10−7,30	Нормальное
VAR08	Неравномерность энерговыделения в периферийном канале	0,87–1,13	Нормальное	VAR27	Значение уставки закрытия БРУ-А. МПа	6,21−6,40	Нормальное
VAR09	Коэффициент, учитывающий неопределенность объема ОУ	0,98–1,02	Нормальное	VAR28	Давление регулирования БРУ-А, МПа	6,57–6,77	Нормальное
VAR10	Неопределенность объема СКР	0,98–1,02	Нормальное	VAR29	Инерционность БРУ-А, с	0−15	Равномерное
VAR11	Коэффициент неопределенности определения мощности, выходящей с ПД	0,95–0,99	Равномерное	VAR30	Значение уставки открытия ИПУ КД, МПа	17,20−19,02	Нормальное
VAR12	Неопределенность теплопроводности стали ТОТ ПГ	0,9–1,1	Нормальное	VAR31	Значение уставки закрытия ИПУ КД, МПа	16,34−18,06	Нормальное
VAR13	Неопределенность теплоемкости стали ТОТ ПГ	0,98–1,02	Нормальное	VAR32	Момент времени открытия ИПУ КД, с	5200–5600	Равномерное
VAR14	Масса теплоносителя в ПГ, т	54,8–60,0	Равномерное	VAR33	Объем раствора в ГЕ САОЗ, м^3	±0,5 %	Равномерное

Продолжение таблицы 2

Наименование	Параметр	δ	Распределение	Наименование	Параметр	δ	Распределение
VAR15	Коэффициент неопределенности мощности СПОТ ПГ	0,75–1,25	Нормальное	VAR34	Давление начала подачи раствора борной кислоты из ГЕ САОЗ, МПа	5,8–6,0	Равномерное
VAR16	Уровень в компенсаторе давления, м	8,02–8,32	Равномерное	VAR35	Температура раствора борной кислоты в ГЕ САОЗ, °С	20− 0	Равномерное
VAR17	Температура питательной воды, °С	215−225	Равномерное	VAR36	КГС трубопроводов и арматуры на подводящей линии ГЕ САОЗ	95−105	Равномерное
VAR18	КГС остановленного ГЦНА	0,94–1,06	Равномерное	VAR37	Параметры критического истечения	±10 %	Равномерное
VAR19	КГС входного участка ТВС	0,75–1,25	Нормальное	–	–	–	–

5. Основные результаты анализа чувствительности при моделировании ТА с применением кода СОКРАТ/В1

Результаты вариантных расчетов определяющих параметров при ТА «Большая течь с полным обесточиванием АЭС с учетом отказа ГЕ-2 и ГЕ-3» с применением описанной в разделе 4 методики представлены на рис. 5 – 8. Коэффициенты, показывающие степень чувствительности модели к изменению исходных параметров (таблица 2), представлены в таблице 3.

Характеристики чувствительности системы к изменению начальных условий, полученные вычислением коэффициентов Спирмана и Кендалла, качественно одинаковы.

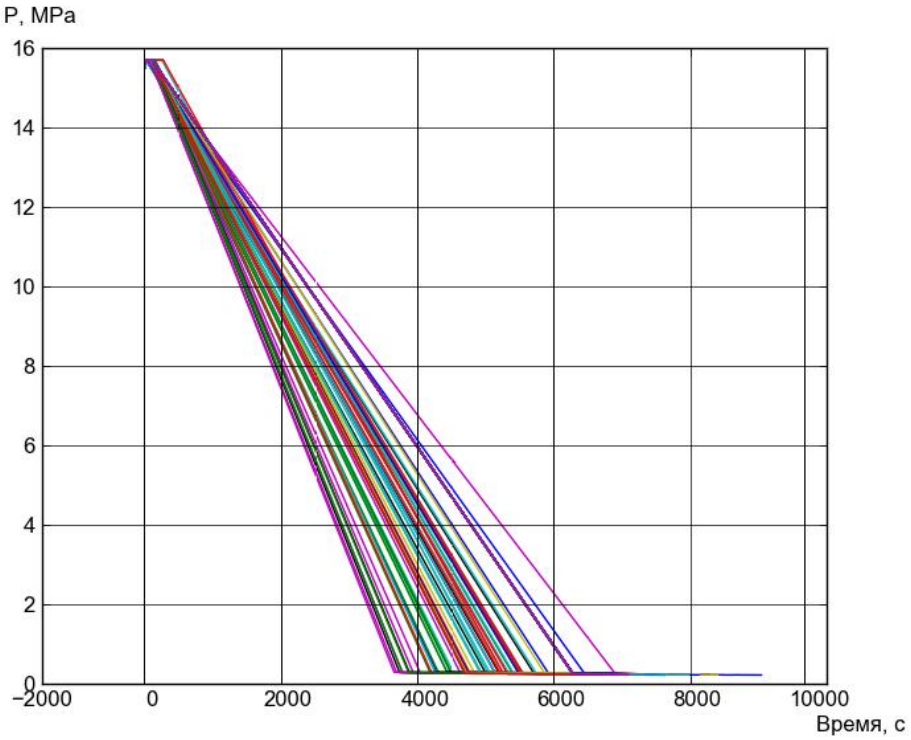


Рис. 5. Зависимость давления над активной зоной реактора от времени $P_D(t)$

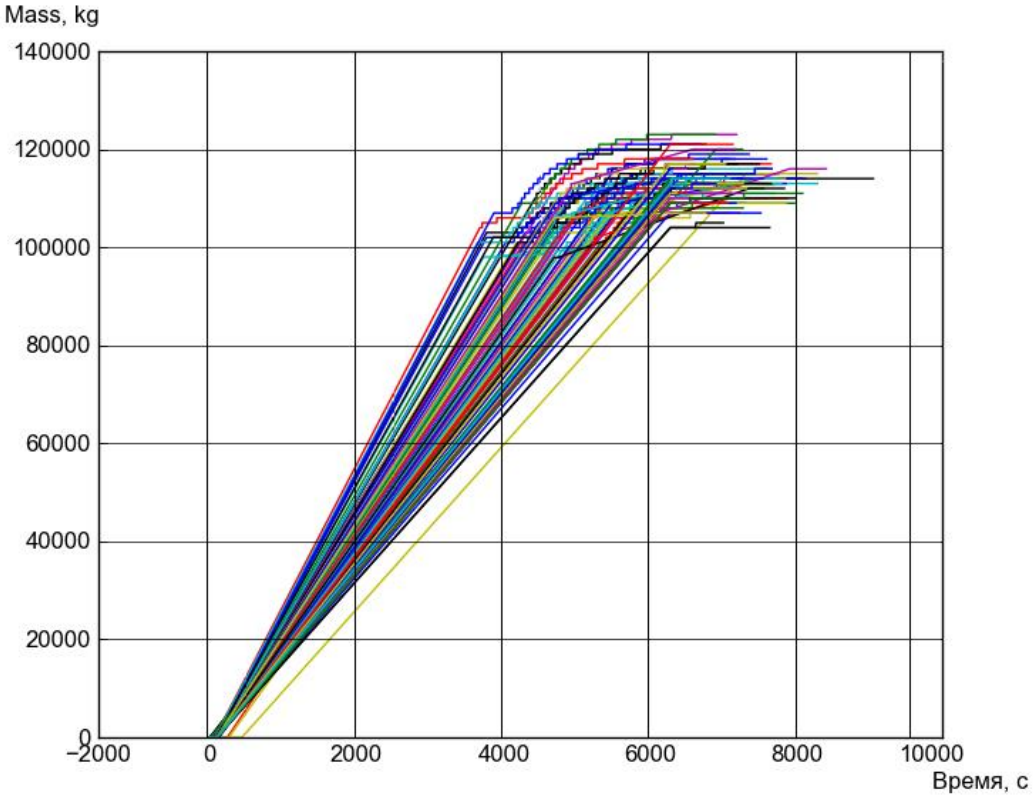


Рис. 6. Зависимость массы пара, выброшенного из первого контура, от времени $M_s(t)$

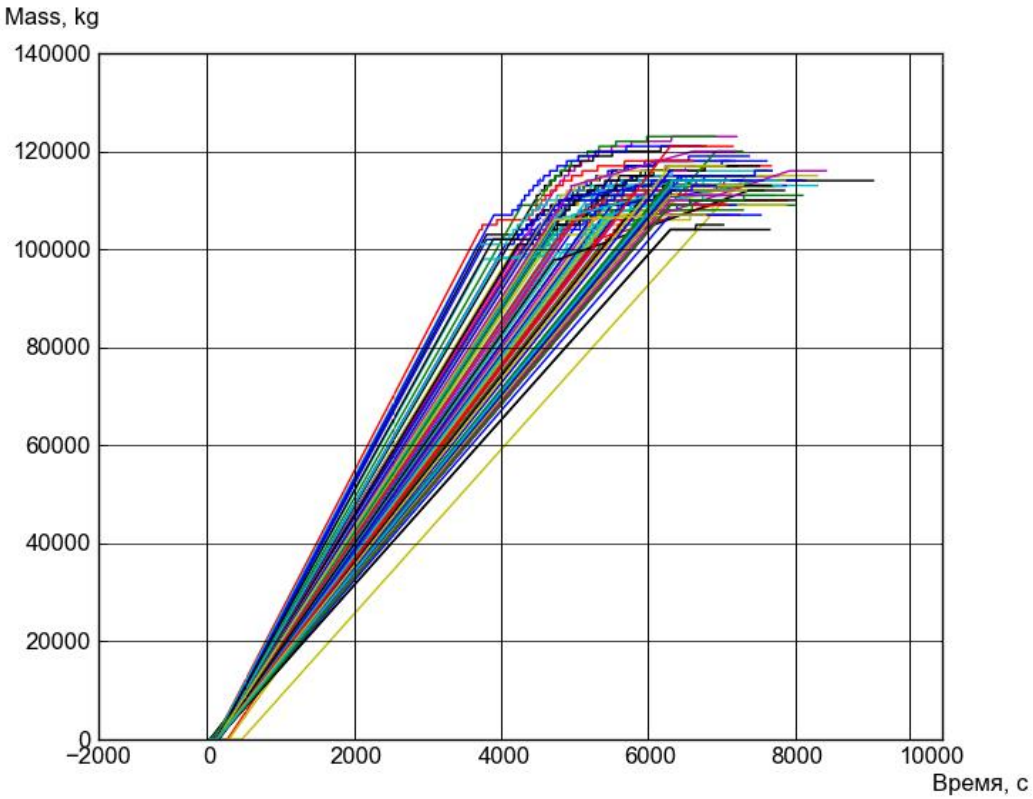


Рис. 7. Зависимость массы воды, выброшенной из первого контура, от времени $M_w(t)$

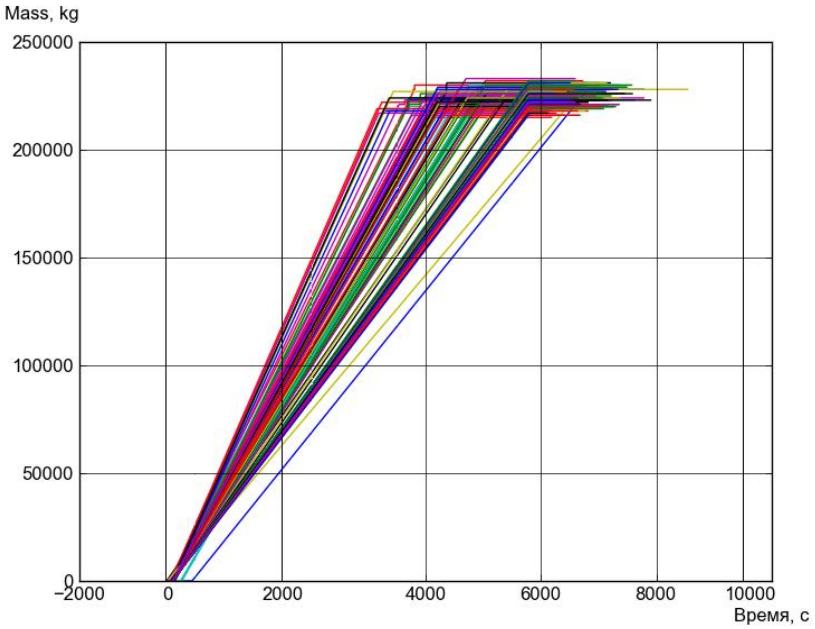


Рис. 8. Зависимость массы расплава и обломков, вышедших из корпуса реактора, от времени $M_m(t)$

Таблица 3

Матрица чувствительности расчетной схемы к изменению исходных данных

–	t_D		P_D		M_m		T_m		r_{OX}		M_w		M_s		t_F	
–	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ
VAR01	0,1	0,0	0,0	0,0	-0,3	-0,2	0,2	0,1	0,4	0,3	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1
VAR02	0,1	0,0	0,0	0,0	0,7	0,5	-0,1	-0,1	-0,3	-0,2	-0,1	0,0	0,1	0,0	0,1	0,1
VAR03	0,0	0,0	0,1	0,1	0,1	0,1	-0,1	-0,1	-0,1	0,0	-0,2	-0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
VAR04	-0,5	-0,4	0,3	0,2	-0,1	-0,1	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	-0,5	-0,4
VAR05	-0,1	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,2	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR06	-0,1	-0,1	0,1	0,1	-0,2	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,0	-0,1	0,0
VAR07	-0,5	-0,4	0,5	0,4	0,1	0,1	0,1	0,0	-0,1	-0,1	-0,4	-0,3	0,2	0,1	-0,3	-0,2
VAR08	-0,1	-0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,2	0,1	0,0	0,0	-0,1	-0,1
VAR09	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,2	-0,1	-0,1	0,0	0,2	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	0,0
VAR10	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,0	0,1	0,1	0,1	0,1	0,0	0,0
VAR11	0,1	0,1	-0,1	-0,1	-0,2	-0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR12	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,2	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	-0,1	-0,1	-0,2	-0,1
VAR13	-0,1	0,0	0,1	0,0	0,0	0,0	-0,1	0,0	0,2	0,1	-0,1	-0,1	0,1	0,1	-0,1	0,0
VAR14	0,1	0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1
VAR15	-0,1	-0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,2	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR16	0,0	0,0	-0,1	0,0	-0,2	-0,1	0,3	0,2	0,1	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	-0,1	0,0
VAR17	0,1	0,0	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,2	0,1	-0,1	-0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
VAR18	0,0	0,0	0,1	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	-0,2	-0,1
VAR19	-0,1	0,0	0,1	0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	0,0	0,0	0,2	0,1	-0,2	-0,1
VAR20	0,0	0,0	0,0	0,0	0,3	0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	0,1	0,1
VAR21	-0,1	-0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1	-0,1	-0,1	0,1	0,0	-0,2	-0,1
VAR22	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,2	0,1	-0,2	-0,1	0,0	0,0
VAR23	0,3	0,2	-0,2	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,2	0,1
VAR24	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	0,0
VAR25	-0,1	-0,1	0,2	0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	-0,1	-0,1
VAR26	-0,1	-0,1	-0,1	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	-0,2	-0,1
VAR27	0,1	0,1	-0,1	-0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1
VAR28	0,0	0,0	0,1	0,0	-0,3	-0,2	0,2	0,2	0,2	0,1	-0,1	-0,1	0,1	0,0	0,0	0,0
VAR29	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,2	-0,1	0,2	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	0,0	0,0
VAR30	-0,1	-0,1	0,2	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1	-0,2	-0,1
VAR31	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	-0,2	-0,2	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR32	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR33	0,1	0,1	0,1	0,1	-0,1	0,0	-0,2	-0,1	-0,1	0,0	0,3	0,2	0,4	0,3	0,2	0,1
VAR34	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR35	-0,2	-0,1	0,3	0,2	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	-0,5	-0,4	0,4	0,3	-0,1	-0,1
VAR36	0,1	0,1	0,0	0,0	-0,3	-0,2	-0,2	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1
VAR37	-0,1	-0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	0,1	0,0	-0,1	-0,1	0,1	0,1	-0,1	-0,1

Заключение

В рамках данного исследования была продемонстрирована методика выполнения анализа чувствительности для ключевых параметров ТА на АЭС с РУ ВВЭР с применением кода улучшенной оценки СОКРАТ/В1 на примере моделирования аварии «Большая течь с полным обесточиванием АЭС с учетом отказа ГЕ-2 и ГЕ-3». В рамках анализа чувствительности рассмотрено 37 входных параметров моделей, оказывающих влияние на результаты моделирования сценариев ТА по 8 ключевым параметрам расчета. Всего в рамках анализа чувствительности выполнено 100 расчетов, что удовлетворяет 95 % статистическому доверительному интервалу и 95 % вероятности.

Степень чувствительности модели к изменению исходных параметров представлена в таблице 3.

Результаты расчета позволяют оценить характеристики используемой для обоснования безопасности при ТА модели. В частности, показано, что при рассматриваемом сценарии модель слабочувствительна к изменению таких параметров как объем СКР, уставка открытия ИПУ ПГ, время открытия ИПУ КД, начальное давление раствора борной кислоты в ГЕ САОЗ. Данные результаты позволяют заключить корректность моделирования сценария разрыва ГЦТ со снижением давления в первом контуре и недостижения давления срабатывания ИПУ КД по уставке.

По результатам анализа чувствительности были определены параметры, оказывающие наибольшее влияние на ключевые параметры расчета и его степень воздействия на результаты моделирования: время разрушения днища корпуса реактора и начала выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора t_D в наибольшей степени зависит от неопределенности мощности остаточных тепловыделений и неопределенности неравномерности энерговыделения в центральном канале; давление на выходе из реактора на момент разрушения корпуса реактора P_D наиболее сильно зависит от неопределенности неравномерности энерговыделения в центральном канале и коэффициента неопределенности КГС парогенератора; величина массы расплава и обломков, вышедших из корпуса реактора M_m, в наибольшей степени зависит от неопределенности толщины оболочки твэл и неопределенности КГС трубопроводов и арматуры на подводящей линии ГЕ САОЗ; величина температуры расплава активной зоны на момент окончания его выхода из корпуса реактора T_m в наибольшей степени зависит от номинального уровня в КД, неопределенности КГС выходного участка ТВС, давления регулирования БРУ-А и неопределенности КГС трубопроводов и арматуры на подводящей линии ГЕ САОЗ; величина степени окисления циркония на момент окончания выхода расплава из корпуса реактора r_{OX} в наибольшей степени зависит от неопределенности толщины оболочки твэл; величина выброшенной из первого контура массы воды M_w, в наибольшей степени зависит от неопределенности неравномерности энерговыделения в центральном канале, параметров раствора борной кислоты, подаваемого из ГЕ САОЗ; величина выброшенного из первого контура массы пара M_s, в наибольшей степени зависит от параметров раствора борной кислоты, подаваемого из ГЕ САОЗ, и коэффициента неопределенности КГС входных патрубков реактора; время окончания выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора t_F в наибольшей степени зависит от неопределенности мощности остаточных тепловыделений, коэффициента неопределенности КГС входных патрубков реактора и объема раствора в ГЕ САОЗ.

Наиболее вероятные диапазоны изменения определяющих параметров при ТА для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных представлены в таблице 4.

Таблица 4

Наиболее вероятные значения определяющих параметров при ТА

	t_D, мин	P_D, МПа	M_m, т	T_m, °С	r_{OX}, %	M_w, т	M_s, т	t_F, мин
min	106	0,232	200,8	2244	23,4	222,2	111,6	154
max	115	0,240	205,2	2396	26,7	225,8	115,4	170

Полученные результаты показывают возможность проведения анализов чувствительности используемых расчетных моделей к изменению исходных параметров, их важность при оценке корректности моделирования сценариев ТА при помощи ПС и создают основу для сокращения общего количества необходимых численных исследований в расчетном обосновании ТА (сроков выполнения и стоимости работ). Полученные результаты необходимы при выполнении требований нормативной документации для выполнения анализов безопасности, а также в рам-

ках создания соответствующих инструкций по управлению тяжелыми авариями и выполнении вероятностных анализов безопасности.

Список литературы

1. НП-006-16 Федеральные нормы и правила в области использования атомной энергии «Требования к содержанию отчета по обоснованию безопасности блока атомной станции с реактором типа ВВЭР». – Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2017. – 224 с.
2. Deterministic safety analysis for nuclear power plants: safety guide / Vienna: International Atomic Energy Agency // IAEA safety standards series. – 2009. – N SSG-2. – P. 84.
3. Best estimate safety analysis for nuclear power plants: uncertainty evaluation / Vienna: International Atomic Energy Agency // Safety reports series. – 2008. – ISSN 1020-6450. – N 52.
4. Дэйвид Г. Порядковые статистики – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1979. – 336 с.
5. Уилкс С. Математическая статистика – М.: Наука, 1967. – 632 с.
6. Бочаров П.П., Печинкин А.В. Теория вероятностей. Математическая статистика. 2-е изд. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2005. – 296 с.
7. Кобзарь А.И. Прикладная математическая статистика. Для инженеров и научных работников – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2006. – 816 с.
8. Ikonen T., Tulkki V. The importance of input interactions in the uncertainty and sensitivity analysis of nuclear fuel behavior // Nuclear Engineering and Design. – 2014. – Vol. 275. – P. 229–241.
9. 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.
10. Hamby D. A comparison of sensitivity analysis techniques // J. Reproduced from the journal Health Physics with permission from the Health Physics Society.
11. BEMUSE Phase III Report. Uncertainty and Sensitivity Analysis of the LOFT L2-5 Test // NEA/CSNI/R. – 2007. – N 4.
12. BEMUSE Phase VI Report. Status report on the area, classification of the methods, conclusions and recommendations // NEA/CSNI/R. – 2011. – N 4.
13. Glaeser H. Summary of existing uncertainty methods. OESD/CSNI Workshop on Best Estimate Methods and Uncertainty Evaluations // NEA/CSNI/R Part 2. – 2013. – N 8. – P. 5–15.
14. OECD/CSNI Workshop on Best Estimate Methods and Uncertainty Evaluations. NEA/CSNI/R Part 2. – 2013. – N 8.
15. Graeser H. GRS Method for Uncertainty and Sensitivity Evaluation of Code and Applications // Science and Technology of Nuclear Installations. – 2008.
16. Программа СОКРАТ/В1. Аттестационный паспорт программного средства № 275 от 13.05.2010 – НТЦ ЯРБ при Федеральной службе по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2010.

Расчет гидродинамики струйно-вихревого конденсатора системы локализации аварии

Казанцев А. А., Сергеев Вл. В.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, akazancev@ippe.ru

Аннотация

Струйно-вихревой конденсатор системы локализации аварии предназначен для обеспечения герметичности гидрозатвора между боксами парогенераторов и атмосферой при проектных авариях с течами теплоносителя. Модель трансформации вихря, предложенная Митрофановой О.В., использовалась для получения аналитического решения, описывающего профили скорости и формы свободной поверхности воды гидрозатвора. Решение основано на системе уравнений сохранения: массы, энергии, импульса, момента импульса, уравнении сохранения потока вихря для вращательно-поступательного течения в вихревой камере. Форма свободной поверхности воды имеет внутреннюю и внешнюю области по радиусу для закрученного течения с вихрем Ренкина. Внутренняя часть имеет свободную поверхность в виде параболического профиля. В области от середины радиуса до внешней стенки вихревой камеры профиль поверхности уплощается. Эта область является зоной квазипотенциального течения. Плоская периферийная поверхность обеспечивает сохранение воды в гидрозатворе при прохождении пиков давления и предотвращает потерю герметичноси гермозоны ВВЭР-440 при максимальной проектной аварии.

Ключевые слова: ВВЭР-440, система локализации аварий, разрыв первого контура, струйно-вихревой конденсатор, закрученный поток, аналитическое решение.

Введение

Струйный вихревой конденсатор (СВК) – устройство в системе локализации аварий (СЛА) АЭС с ВВЭР-440, появившееся при продлении срока эксплуатации и заменившее собой грузовые сбросные клапаны. СВК обеспечивает сохранение гидрозатвора между боксами парогенераторов и атмосферой после прохождения аварии. По сравнению с клапанами, имеющими типовую неисправность «открытие с последующим не закрытием клапана», гидрозатвор обеспечивает герметизацию пассивно, на естественных принципах. Конструкция СВК, используя барботаж парогазовой смеси через закрученное течение воды гидрозатвора, обеспечивает минимум уноса влаги в атмосферу.

В [1] опубликовано описание конструкции СВК. Эскиз СВК с указанием основных его компонент представлен на рис. 1.

Струйно-вихревой конденсатор установлен в помещении демонтированных грузовых механизмов предохранительных клапанов бокса ПГ-ГЦН. Струйно-вихревой конденсатор представляет собой бак с водой (1), в центре которого расположена цилиндрическая обечайка (вихревая камера) (5) с сопловым аппаратом (4), расположенным под уровнем воды. В верхней части обечайка проходит через днище бака рециркуляции (7), сообщенного с нижней частью вихревой камеры с помощью переливных труб (8). Сопловой аппарат содержит пустотелые направляющие лопатки, расположенные под углом 45° к обечайке, внутренняя полость которых сообщена с жидкостью, находящейся в нижней части бака СВК (1). Направляющие лопатки имеют перфорацию в узком сечении соплового аппарата для инжекции воды. Бак рециркуляции сообщается с атмосферой (внешней средой). Таким образом, струйно-вихревой конденсатор представляет собой гидрозатвор с закрученным потоком, отделяющий бокс ПГ-ГЦН от атмосферы.

Модель трансформации вихря [2] использована для получения аналитического решения для расчета закрученного потока воды гидрозатвора в вихревой камере. Для описания перелива закрученного потока через верхний край цилиндрической вихревой камеры, обечайки верхней (поз. 6 рис. 1) в верхний бак рециркуляции (поз. 7 рис. 1), необходимо знать профиль свободной поверхности воды в вихревой камере.

Для поступательно-вращательного течения определяющим критерием подобия является параметр закрутки Y (Хигир-Бэра) [2]. Для тангенциального подвода среды в вихревую камеру

СВК он определяется только углом закрутки соплового аппарата $f = 45°$ и практически не зависит от критерия Рейнольдса [2]:

$$Y = 0{,}85 \cdot \mathrm{tg}(f) = 0{,}85. \quad (1)$$

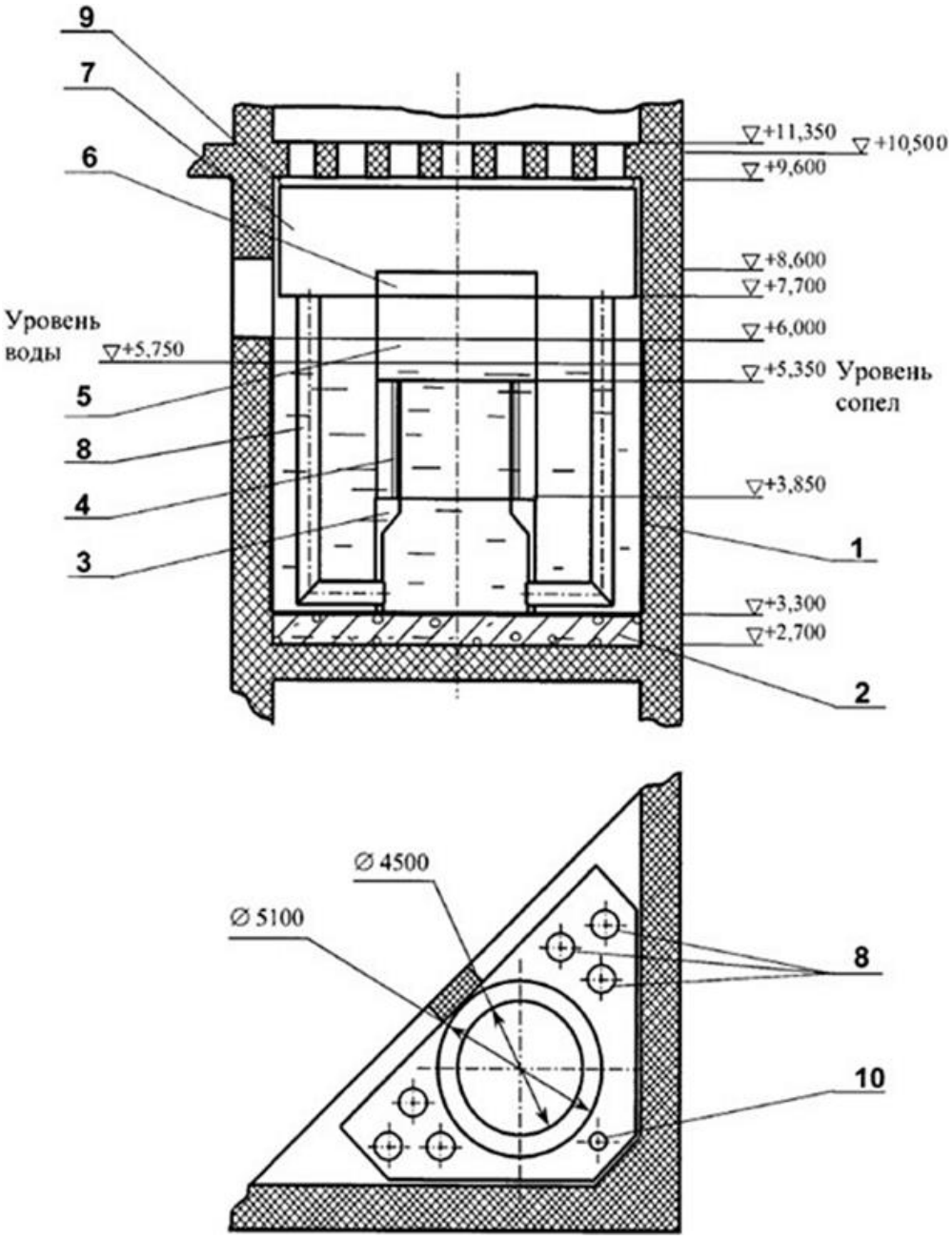


Рис. 1. Принципиальная схема СВК для энергоблоков 1, 2 Кольской АЭС:
1 – бак нижний (бак СВК); 2 – рама опорная; 3 – основание; 4 – сопловой аппарат; 5 – обечайка (вихревая камера); 6 – обечайка верхняя (расположена внутри бака рециркуляции); 7 – бак рециркуляции; 8 – трубы переливные (6 шт.) Ду 500; 9 – вставка сильфонная; 10 – стояк Ду 250

Существует пороговая величина $Y^* = 0{,}23$, начиная с которой (при $Y > Y^*$) профиль окружной скорости начинает делиться на две зоны по радиусу: внутреннюю зону квазитвердого вращения (или вынужденного вихря $u_\varphi = \omega \cdot r$) и внешнюю зону квазипотенциального течения (зону «свободного вихря» $\Gamma = u_\varphi \cdot r = \mathrm{const}$). При $Y > Y^*$ методики расчета, использующие приближение «параболической» свободной поверхности, становятся несправедливы. Такой закрученный поток известен как составной вихрь Ренкина.

Физико-математическая модель СВК

В [2] описана модель трансформации вихря, основанная на системе уравнений сохранения: энергии, импульса, момента импульса и потока вихря (уравнение Гельмгольца). Для нахождения профиля свободной поверхности воды система дополняется интегралом Бернулли.

Модель трансформации вихря использует параметрическое описание профилей скорости. Неизвестные коэффициенты в профилях находятся из удовлетворения граничным условиям и интегралам законов сохранения. Исходная система уравнений для стационарных условий, в безразмерных координатах, полученная в [2], имеет вид:

Уравнение сохранения импульса по окружной координате

$$\frac{\partial}{\partial z}\int_0^1 \rho u_\varphi u_z R^2 dR = \tau_{r\varphi}\big|_{R=1} + R_0\int_0^1 f_\varphi R^2 dR\,. \tag{2}$$

Уравнение сохранения импульса по осевой координате

$$\frac{\partial}{\partial z}\int_0^1 \rho u_z^2 R dR = -\frac{1}{2}\frac{\partial \overline{p}^a}{\partial z} + \tau_{rz}\big|_{R=1} + R\int_0^1 f_z R dR\,. \tag{3}$$

Уравнение сохранения потока вихря (уравнение Гельмгольца)

$$-\frac{\partial}{\partial Z}\int_0^1 \rho\frac{u_z^2 - u_\varphi^2}{R}dR + \frac{\partial}{\partial Z^2}\int_0^1 \rho u_z u_r dR - \rho u_z \frac{\partial u_z}{\partial Z}\Big|_0^1 =$$

$$= \frac{\partial^2}{\partial Z^2}\int_0^1 \tau_{rz} dR - \frac{\partial(R\tau_{rz})}{R\partial R}\Big|_0^1 - \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial Z}\Big|_0^1 + R\frac{\partial}{\partial Z}\int_{1-h/R_0}^1 f_r dR - R f_z\Big|_{1-1/R_0}^1\,. \tag{4}$$

Здесь $R = \frac{r}{R_0}$, $Z = \frac{z}{R_0}$ — безразмерные радиальная и осевая координаты.

Система из трех уравнений (2)–(4) переводится в дискретную, конечно-разностную форму и решается относительно трех искомых параметров модели трансформации вихря, а именно: $u_{\varphi 0}$, D(Z) и $\frac{\partial \overline{p}^a}{\partial z}$.

Здесь $\frac{\partial \overline{p}^a}{\partial z}$ — градиент давления вдоль оси течения. Усредненное по радиусу и симметричное по окружности давление зависит только от координаты Z:

$$\overline{P}^a(z) = \frac{2}{R_0^2} + \int_0^{R_0} P(r,z)dz\,. \tag{5}$$

Уравнение свободной изобарической поверхности получено на основе интеграла Бернулли для вращательно-поступательного течения, записанного с учетом трех компонент скорости для закрученного потока. На свободной поверхности справедливо условие непроницаемости трубки тока, что дает условие равенства нулю суммарной или полной скорости.

Пусть нижняя точка свободной поверхности воды Z_0 расположена на оси $R = 0$ при давлении над поверхностью $P = P_0$, где окружная скорость на оси $u_\varphi^2(0) = 0$, $u_r^2(0) = 0$, тогда

$$\frac{(p - p_0)}{\rho g} = (Z - Z_0) - \frac{1}{2g}u_\varphi^2(R) - \frac{1}{2g}u_r^2(R) + \frac{1}{2g}\left[u_z^2(0) - u_z^2(R)\right]. \tag{6}$$

Учитывая, что на оси вихревой камеры, при R = 0, $u_\varphi^2(0) = 0$, $u_r^2(0) = 0$, получим профиль свободной поверхности:

$$(Z(R) - Z_0) = \frac{1}{2g}\left[-u_\varphi^2(R) + u_z^2(0) - u_z^2(R) - u_r^2(R)\right]. \tag{7}$$

Здесь Z_0 – уровень свободной поверхности на оси закрученного потока.

Модель трансформации вихря [2] использует следующие параметрические профили окружной и осевой компонент вектора скорости:

$$u_\varphi(R,Z)=u_{\varphi 0}(R)\left[\left(4R^2-3R^3\right)+q\left(R-2R^2+R^3\right)\right], \tag{8}$$

$$u_z(R,Z)=\bar{u}_z^0\left[1+Q\left(1-2R^2\right)\right]+D(Z)\left[(7-3Q)-6(5-Q)R^2+20R^3\right]. \tag{9}$$

Для стационарных условий осредненное уравнение неразрывности дает прямую связь между радиальной и осевой компонентами скорости

$$u_r(R,Z)=-\frac{1}{R}\int_0^R\frac{\partial\left[u_z(R,Z)\right]}{\partial Z}RdR. \tag{10}$$

Профиль радиальной компоненты получен из (9), с учетом (10):

$$u_r(R,Z)=\frac{\partial D(Z)}{\partial Z}\left[\frac{3Q-7}{2}R+\frac{15-3Q}{2}R^3-4R^4\right]. \tag{11}$$

Распределение по радиусу профиля свободной поверхности, показанное на рис. 2 получено после подстановки в (7) параметрических профилей скоростей (8), (9), (11).

Видно, что составной вихрь Ренкина имеет две зоны по радиальной координате. Профиль свободной поверхности во внутренней области квазитвердого вращения близок к параболическому. В зоне квазипотенциального безвихревого течения при $R > 0{,}5$ профиль приближается к плоскому, проходит через максимум и снижается к периферии. Это существенно для правильного расчета перелива через верхний край цилиндрической вихревой камеры в бак рециркуляции.

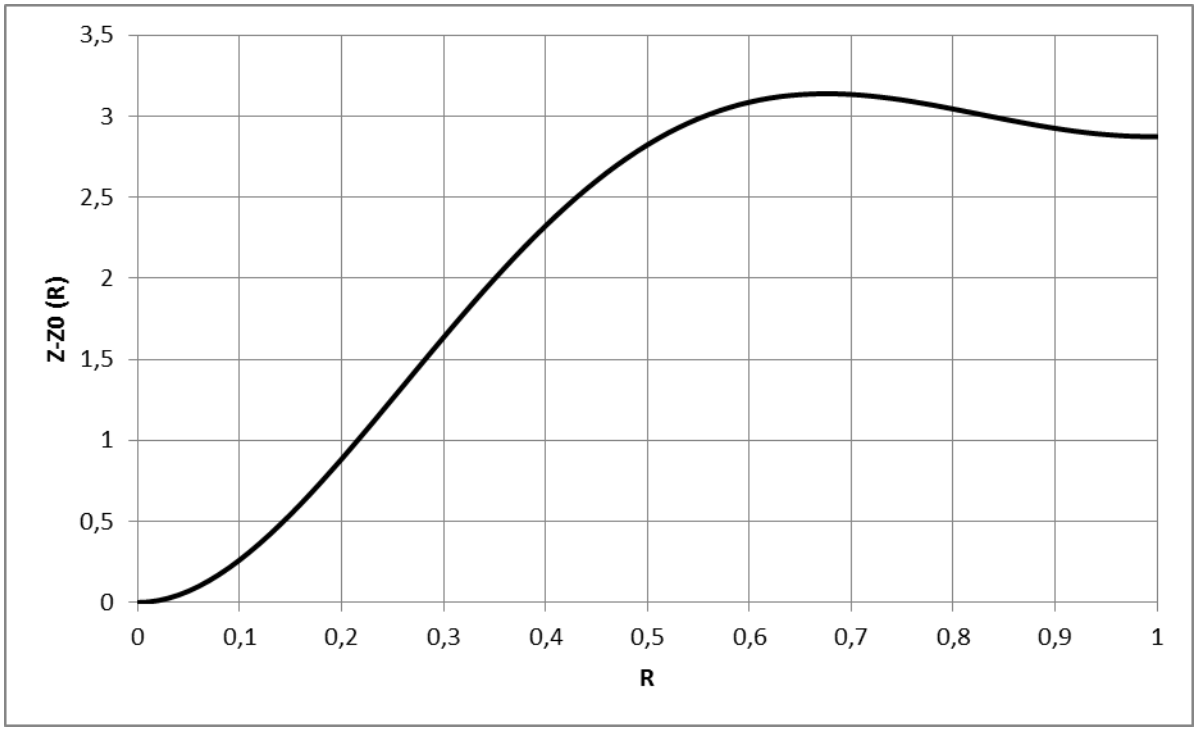


Рис. 2. Профиль свободной поверхности (Z–Z_0) для цилиндрической вихревой камеры

Структура течения с вихрем Ренкина напоминает смерч или торнадо. Запишем уравнение для трубки тока, основное свойство которой – непроницаемость границ трубки.

Дифференциальное *уравнение трубки тока*

$$\frac{dr}{u_r}=\frac{rdr}{u_\varphi}=\frac{dz}{u_z}. \tag{12}$$

В центральной области вихревой камеры (где радиальная скорость мала относительно других), из правого равенства (12) получим

$$dz = \frac{u_z}{u_\varphi} r d\varphi . \quad (13)$$

Здесь линиями тока являются *винтовые линии*.

В периферийной области вихревой камеры (зона соплового аппарата с большими окружной и радиальной скоростями), из левого равенства (13) получим

$$\frac{dr}{r} = \frac{u_r}{u_\varphi} d\varphi . \quad (14)$$

Линии тока в периферийной области – *логарифмические спирали*, течение идет по суживающимся каналам без стенок, внутреннее трение не проявляется. Это вихревая трубка в идеальной жидкости, причем идеальная жидкость не имеет вязкости, нет потерь трения.

Поверхность сопряжения областей описывается дифференциальным уравнением сопряжения и получается из уравнения трубки тока (13). Для периферийной области и центральной области параболическая поверхность вращения и сопряжения.

$$dz = \frac{u_z}{u_r} dr . \quad (15)$$

Это уравнение параболы, точнее *параболической поверхностью* вращения. Значит линия сопряжения отделяет *периферийную область* (рядом с соплами), где $u_r \approx u_\varphi$ и u_z мала, от *центральной области*, где $u_z \approx u_\varphi$ и u_r мала. На параболической поверхности радиальная компонента скорости практически скачком переходит в вертикальную осевую скорость. Для сжимаемой среды на этой поверхности сопряжения происходит скачок плотности, она снижается. Локально образуется скачок понижения давления.

Скачок падения давления в вихревой камере на границе зон течения вызывает увеличение расхода. Появляется как бы дополнительный насос, увеличивающий расход среды через сопла практически в два раза. Это подтверждают и эксперименты. На воздушном стенде ВНИИАЭС [1] для стенда, включавшего сопловой аппарат и вихревую камеру получен коэффициент расхода 1,2, то есть реальный расход превышает теоретический.

Появление области пониженного приосевого давления в вихревой камере СВК приводит к возрастанию расхода смеси через сопловой аппарат. Увеличение расхода снижает пик давления при протекании аварии с течью теплоносителя в боксе парогенераторов и в герметичных помещениях ВВЭР-440.

Заключение

Наличие подачи смеси через сопла и сильной закрутки делает профиль свободной поверхности уплощенным во внешней по радиусу зоны квазипотенциального течения. Только до половины радиуса $R < 0{,}5$ он близок к параболическому, а затем уплощается. Во внешней зоне течения уровень свободной поверхности имеет максимум и снижается к периферии. Уровень края поверхности важен для правильного расчета перелива через верхний край цилиндрической вихревой камеры. Уплощение профиля обеспечивает сохранность воды в гидрозатворе и предотвращает ее унос в выходной тракт во время прохождения пика давления в начале аварии с течью теплоносителя. Тем самым обеспечивается необходимая герметичность гидрозатвора системы локализации аварии.

Список литературы

1. Кудрявцев Б.К., Булынин В.Д. Струйные аппараты в системах безопасности атомных станций. Опыт разработки и внедрения. – М.: ООО «Контент пресс», 2013.
2. Митрофанова О.В. Гидродинамика и теплообмен закрученных потоков в каналах ядерно-энергетических установок. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2010. – 288 с.

Верификация модели струйно-вихревого конденсатора системы локализации аварии в коде КУПОЛ-М

Казанцев А. А., Попова Т. В., Супотницкая О. В., Сергеев Вл. В.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, akazancev@ippe.ru

Аннотация

Струйно-вихревой конденсатор является элементом системы локализации аварии на АЭС с ВВЭР-440, предназначенным для снижения давления в системе локализации аварии при разрыве первого (второго) контура на АЭС с ВВЭР-440 (В-230, 179). Верификация модели функционирования струйно-вихревого конденсатора в составе кода КУПОЛ-М проведена на экспериментальных данных, полученных на стенде ВНИИАЭС. Результаты проведенных расчетов хорошо согласуются с экспериментальными данными.

Ключевые слова: ВВЭР-440, система локализации аварий, разрыв первого контура, струйно-вихревой конденсатор, код КУПОЛ-М.

Введение

Код КУПОЛ-М предназначен для расчета параметров среды в системе взаимосвязанных помещений, преимущественно внутри защитных оболочек, и систем герметичного ограждения при различных условиях на АЭС с ВВЭР [1].

Струйно-вихревой конденсатор (СВК) является элементом системы локализации аварии (СЛА) на АЭС с ВВЭР-440, предназначенным для снижения давления в системе локализации аварии при разрыве первого (второго) контура на АЭС с ВВЭР-440 (В-230, 179). Внедрение струйно-вихревого конденсатора в систему локализации аварий блоков АЭС с ВВЭР-440 (В-230, 179) в совокупности с другими мероприятиями позволило в начале 2000-х продлить срок их эксплуатации на 15 лет. С 1995 по 2001 г. во ВНИИАЭС были проведены экспериментальные исследования теплогидравлических характеристик СВК. Цель исследований заключалась в доказательстве работоспособности струйно-вихревого конденсатора при нагрузках, характерных для различного типа аварий, включая аварию с разрывом главного циркуляционного трубопровода максимального диаметра (Ду 500) и двухсторонним истечением теплоносителя, обеспечить непревышение проектного предела давления в помещениях СЛА. Экспериментальные данные, полученные на стенде ВНИИАЭС, были использованы для проведения верификации модели СВК в составе кода КУПОЛ-М [2].

Описание функционирования СВК

Схема СВК для СЛА энергоблока ВВЭР-440/В-230 Кольской АЭС представлена на рис. 1 [2]. Струйно-вихревой конденсатор установлен в помещении демонтированных грузовых механизмов предохранительных клапанов бокса ПГ-ГЦН. Струйно-вихревой конденсатор представляет собой бак с водой (1), в центре которого расположена цилиндрическая обечайка (вихревая камера) (5) с сопловым аппаратом (4), расположенным под уровнем воды. В верхней части обечайка проходит через дно бака рециркуляции (7), сообщенного с нижней частью вихревой камеры с помощью переливных труб (8). Сопловой аппарат содержит пустотелые направляющие лопатки, расположенные под углом 45° к обечайке, внутренняя полость которых сообщена с жидкостью, находящейся в нижней части бака СВК (1). Направляющие лопатки имеют перфорацию в узком сечении соплового аппарата. Бак рециркуляции сообщается с окружающей средой через сбросные устройства. Таким образом, при заполненном водой баке струйно-вихревой конденсатор представляет собой гидрозатвор, отделяющий бокс ПГ-ГЦН от атмосферы.

Струйно-вихревой конденсатор работает следующим образом. При разрыве трубопровода первого контура давление в боксе парогенераторов повышается, и начинается вытеснение гидрозатвора из периферийной части бака СВК (опускного канала) через сопловой аппарат в вихревую камеру СВК. Вследствие того, что направляющие лопатки соплового аппарата расположены под углом к вихревой камере, происходит одновременный подъем уровня воды в вихревой камере и ее закрутка. Поверхность жидкости в вихревой камере приобретает форму параболоида вращения, с повышенным уровнем воды на периферии и пониженным уровнем в

центре (образуется воронкообразная поверхность). При достижении жидкостью верхнего среза вихревой камеры происходит перелив жидкости в бак рециркуляции. Далее жидкость по переливным трубам поступает в нижний бак.

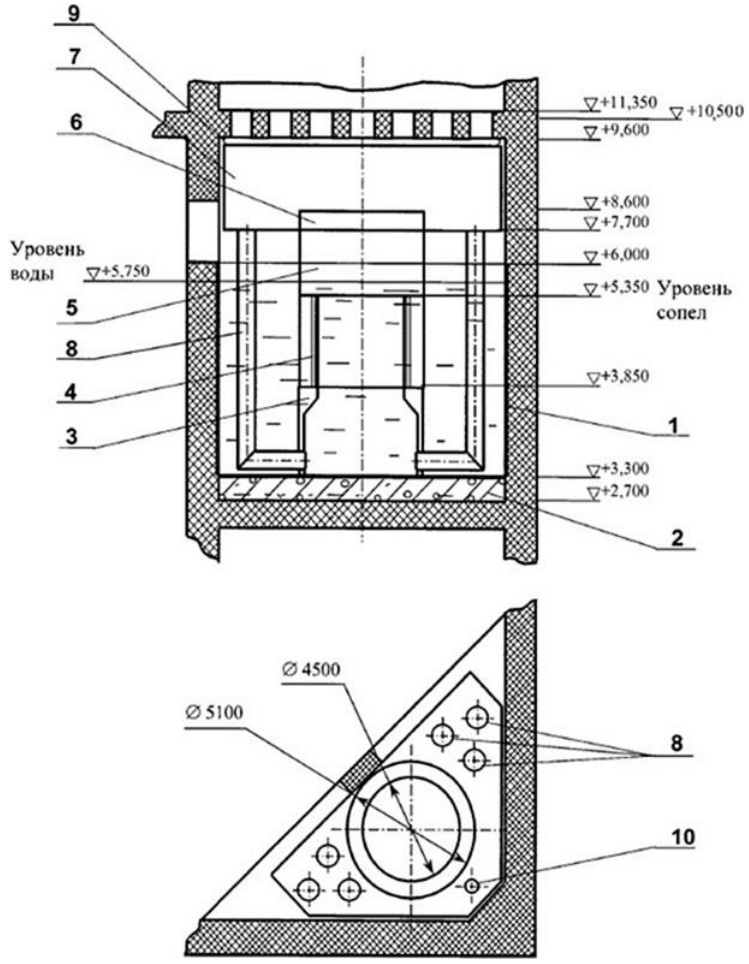


Рис. 1. Принципиальная схема СВК для энергоблоков 1, 2 Кольской АЭС:
1 – бак нижний (бак СВК); 2 – рама опорная; 3 – основание; 4 – сопловой аппарат; 5 – обечайка (вихревая камера); 6 – обечайка верхняя (расположена внутри бака рециркуляции); 7 – бак рециркуляции; 8 – трубы переливные (6 шт.) Ду 500; 9 – вставка сильфонная; 10 – стояк Ду 250

При достижении уровнем воды в опускном канале верхнего среза соплового аппарата, паровоздушная смесь из бокса парогенераторов начинает поступать в сопловой аппарат, а через полые лопатки, которые связаны с жидкостью в опускном канале, в паровоздушный поток начинает инжектироваться вода под тем же давлением, что и паровоздушная смесь. Пар из паровоздушной смеси частично конденсируется, а неконденсирующиеся газы и несконденсированный пар вместе с потоком жидкости поступают во вращающийся слой в вихревой камере. Пар продолжает конденсироваться во вращающемся слое жидкости до нагрева жидкости до температуры насыщения.

При снижении давления в ходе аварии уровень воды в опускном канале повышается за счет возврата воды из вихревой камеры, в результате чего происходит закрытие проходного сечения соплового аппарата. Скорость вращения жидкости в вихревой камере уменьшается и происходит переход режима работы СВК в режим барботирования.

Открытие проходного сечения соплового аппарата происходит в зависимости от масштаба аварии: при больших течах первого контура полное открытие, при авариях с меньшими течами частичное открытие.

В случае вакуумирования системы герметичных помещений через гидрозатвор СВК в них будет поступать воздух из атмосферы.

Основным требованием, предъявляемым к СВК как элементу СЛА: обеспечение избыточного давления в боксе парогенератора ниже 0,1 МПа при аварии с гильотинным разрывом Ду500 и двусторонним истечением, соответственно, абсолютное давление обеспечивается ниже 0,2 МПа.

Поскольку эксперименты в обоснование конструкции СВК проводились только на стенде ВНИИАЭС, они являются единственным источником для проверки корректности интегрированной в код КУПОЛ-М модели, описывающей функционирование СВК. Экспериментально обоснованы следующие характеристики СВК, оказывающие наибольшее влияние на функционирование СВК: конфигурация паровых сопел, углы установки паровых сопел, конструктивные размеры аппарата, схема организации циркуляции воды в СВК.

Схема стенда ВНИИАЭС с моделью СВК представлена на рис. 2. Стенд имеет два сосуда для приготовления заданной рабочей среды.

В экспериментах на стенде ВНИИАЭС использовались две модели СВК – модель № 1 и модель № 2. Модели СВК выполнены в масштабе 1:10 по радиусу, высотные отметки модели СВК и СВК для АЭС совпадают. Усовершенствованная модель № 2, приведенная на рис. 3, отличалась от модели № 1 измененной конфигурацией сопла и возможностью подачи воды из бака СВК в сопла путем инжекции.

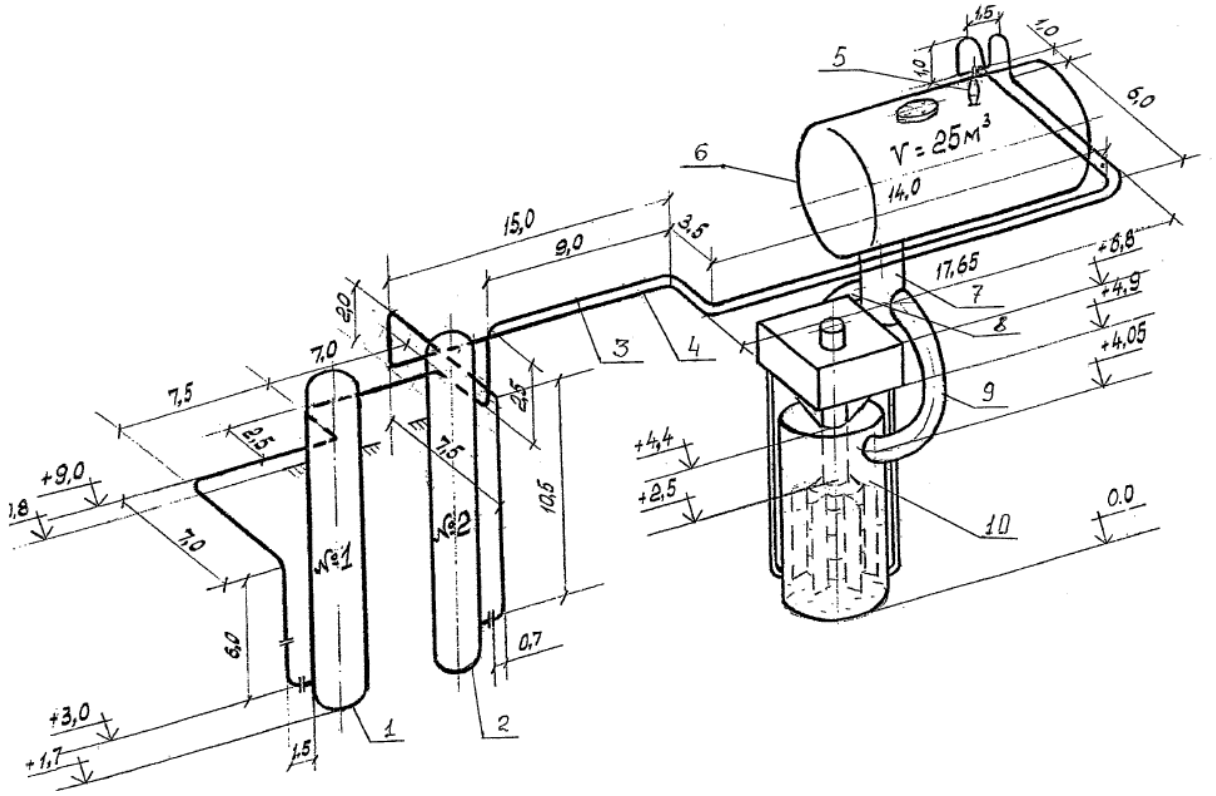


Рис. 2. Схема стенда со струйно-вихревым конденсатором:
1, 2 – сосуды для приготовления рабочей среды; 3, 4 – трубы Dy66 к мембранному узлу;
5 – мембранный узел; 6 – бак-имитатор бокса ПГ; 7 – труба Dy600; 8, 9 – подводящие патрубки Dy400;
10 – струйно-вихревой конденсатор

Физико-математическая модель функционирования СВК

Модель функционирования СВК описывает динамику следующих параметров:

- уровень воды гидрозатвора;
- массы воды в опускном канале, вихревой камере, переливных трубах и баке рециркуляции;
- температура воды;
- угловая скорость вращения в центральной области вихревой камеры.

Для расчета динамики угловой скорости воды в приосевой области вихревой камеры используется уравнение сохранения кинетической энергии для вращательного движения воды в вихревой камере. Энергия вращательного движения жидкости складывается из энергии вращательного движения центральной части жидкости, в которой вращение происходит как для квази-твердого тела и кинетический энергии потенциального вращения в периферийной части вихревой камеры, в которой течение имеет потенциальный характер. При расчете формы поверхности среды в вихревой камере и условий перелива в бак рециркуляции учитывается существование двух зон течения вращательного движения.

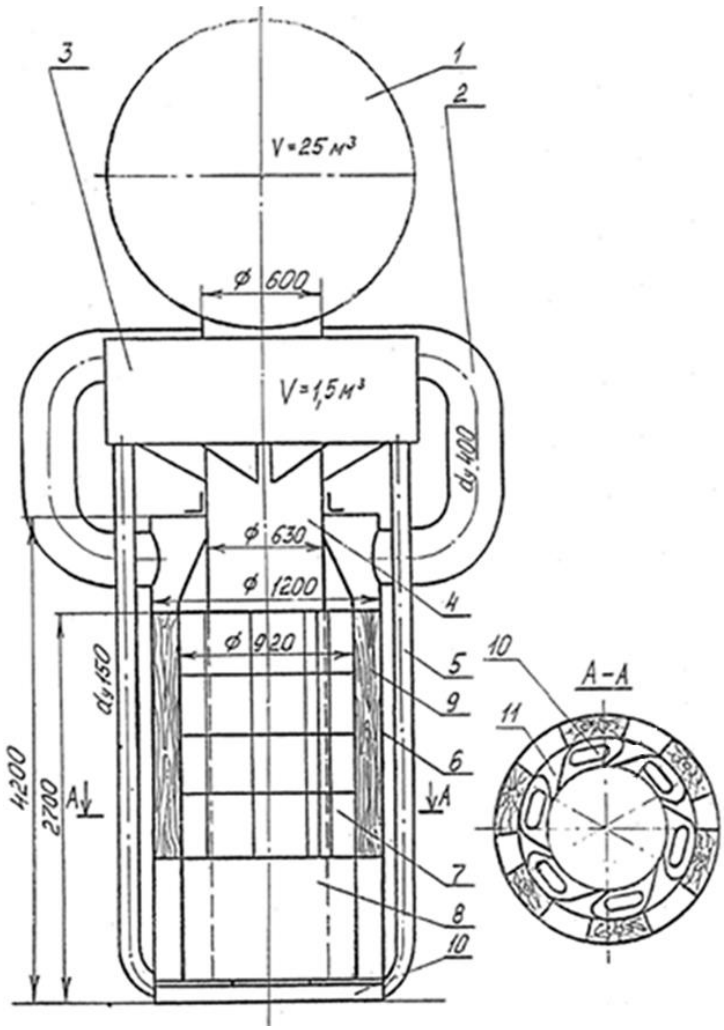


Рис. 3. Модель СВК № 2:
1 – бак-имитатор бокса ПГ; 2 – подводящий патрубок; 3 – бак рециркуляции; 4 – обечайка центральная; 5 – патрубки переливные; 6 – бак СВК; 7 – секция завихрителя; 8 – основание; 9 – пилоны (вставки); 10 – каналы инжекционные; 11 – сопловой канал

Расчет давления и температуры парогазовой среды в экспериментальной модели СВК проводился кодом КУПОЛ-М с интегрированной в него моделью струйно-вихревого конденсатора.

Для описания движения воды в основном гидрозатворе опускной канал – вихревая камера используются уравнение динамики скорости воды (1) и уравнение (2) для определения уровня гидрозатвора.

Уравнение динамики скорости воды имеет вид:

$$\frac{dW_1}{dt} + \frac{\beta_z}{m} W_1 - \frac{\rho F_1 g}{m} \Delta Y = (P_1 - P_2)\frac{F_1}{m}, \quad (1)$$

где W_1 – средняя скорость воды в опускном канале СВК, м/с; t – время, с; $\Delta P = P_1 - P_2$ – перепад давления на гидрозатворе, Па; P_1 – давление в опускном канале СВК, Па; P_2 – давление в баке рециркуляции, Па; F_1 – площадь опускного канала СВК, м^2; $\Delta Y = (Y_1 - Y_2)$ – разность уровней воды начала Y_1 и конца Y_2 воды в гидрозатворе, м; β_z – размерный коэффициент, кг/с; g – ускорение свободного падения, м/с^2; m – масса воды в гидрозатворе опускной канал-вихревая камера, кг.

Динамика уровня воды гидрозатвора Y_1 определяется как

$$\frac{dY_1}{dt} = -W_1. \quad (2)$$

Два аналогичных уравнения описывают движение воды в гидрозатворе вихревая камера–переливные трубы.

Доля открытия сопел для течения парогазовой смеси F_{up} зависит от динамики уровня гидрозатвора Y_1 и определяется как

$$F_{up} = \left(Z_{nozzle} - Y_1 - Z_{bot_nozzle}\right) / \left(Z_{nozzle} - Z_{bot_nozzle}\right), \quad (3)$$

где Z_{nozzle} – верхний уровень сопел, м; Z_{bot_nozzle} – нижний уровень сопел, м.

Массовый расход парогазовой смеси через сопла G_{gas_nozzle} с учетом доли открытия сопел F_{up} рассчитывается по формуле:

$$G_{gas_nozzle} = \rho_{gas} V_{gas_nozzle} F_{nozzle} F_{up}, \quad (4)$$

где G_{gas_nozzle} – массовый расход парогазовой смеси, кг/с; V_{gas_nozzle} – скорость течения парогазовой среды на выходе из сопел, м/с; ρ_{gas} – плотность парогазовой смеси в опускном канале, кг/м^3.

При скоростях потока через сопла близких или равных скорости звука используется предположение об адиабатном истечении газа без необратимых потерь на трение по стандартной методике.

Для расчета температуры воды гидрозатвора используется уравнение сохранения энергии. Температура парогазовой смеси, поступающей в гидрозатвор СВК, равна температуре среды в опускном канале. Нагрев воды осуществляется за счет конденсации пара на каплях при инжекции воды в поток парогазовой среды в соплах и за счет конденсации пара в воде вихревой камеры. На выходе из СВК парогазовая смесь имеет температуру, равную температуре воды в СВК.

При определенных условиях возможен проскок пара, то есть пар в воде СВК конденсируется не до насыщенного состояния, а может оставаться несколько перегретым. Явление проскока возникает либо при больших расходах пара, либо в том случае, когда температура воды в СВК близка к температуре насыщения при давлении газа в баке рециркуляции. Температура воды T^*, при которой происходит проскок пара, определяется по зависимости [3] с учетом присутствия неконденсирующегося газа:

$$T^* = T_s - \frac{r_v}{36\, C_{wat} e^{(-1.83 C_N)} \cdot Fr^{(0.23 C_N - 0.23)}} \quad (5)$$

где T_s – температура насыщения воды по давлению в баке рециркуляции, К; r_v – удельная теплота конденсации, Дж/кг; C_{wat} – удельная теплоемкость воды, Дж/(кг·К); Fr – критерий Фруда; C_N – массовая концентрация неконденсирующихся газов в парогазовой смеси.

Для расчета массы воды в опускном канале и вихревой камере используются уравнения сохранения массы жидкости. Динамика массы воды в баке рециркуляции определяется поступлением воды из вихревой камеры, поступлением воды из переливных труб или сливом воды через переливные трубы в вихревую камеру.

Верификация модели СВК на экспериментальных данных стенда ВНИИАЭС, эксперимент 2-3

Схема модели СВК № 2 стенда ВНИИАЭС приведена на рис. 3. Модель выполнена в масштабе 1:10 по радиусу, высотные отметки модели и СВК для АЭС совпадают. На модели СВК № 2 были проведены эксперименты с разрывом диафрагмы Ду 100, что соответствует расходу при двухстороннем разрыве трубопровода первого контура Ду 500 [2].

На рис. 4 показана динамика массового расхода пароводяной смеси при истечении через мембрану Ду 100 в бак-имитатор бокса ПГ. Расчет выполнен кодом КОРСАР [4].

На рис. 5–8 представлены результаты расчетного моделирования эксперимента 2–3. Эксперимент 2–3 выбран как наиболее близкий по конструкции и режиму течи к условиям функционирования СВК на АЭС.

На рис. 5 представлено сопоставление результатов расчета с экспериментальными данными по давлению [2]. В эксперименте максимальное давления среды 0,98 бар изб. достигается в момент времени 0,67 с, в расчете – 1,08 бар изб. в момент времени 0,6 с. Сопоставление приведенных значений показывает удовлетворительное согласование расчетного максимального давления с экспериментальным значением.

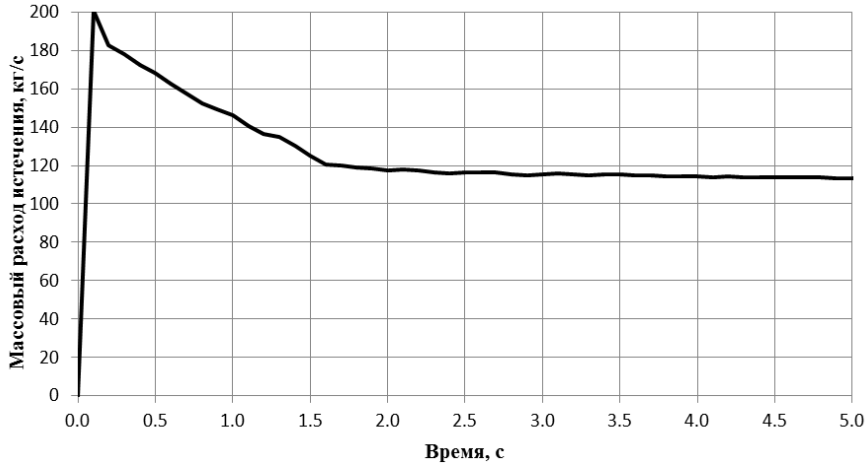


Рис. 4. Разрыв мембраны Dy 100 мм. Расчет кодом КОРСАР. Динамика массового расхода пароводяной смеси при истечении среды через мембрану в бак-имитатор бокса ПГ

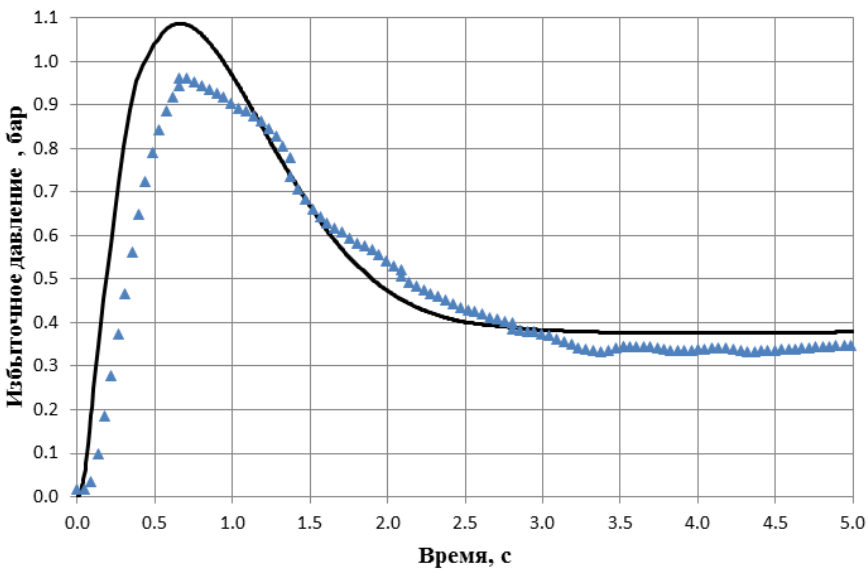


Рис. 5. Эксперимент 2-3. Разрыв мембраны Dy 100 мм. Динамика давления в баке-имитаторе бокса ПГ:
▲ – эксперимент; ——— – расчет

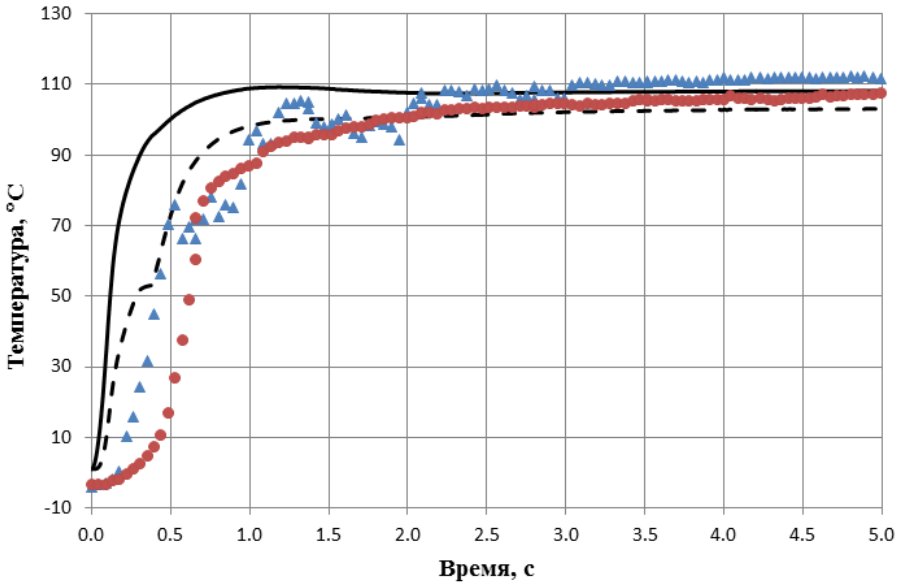


Рис. 6. Эксперимент 2-3. Разрыв мембраны Dy 100 мм.
Динамика экспериментальной и расчетной температур среды:
▲ – эксперимент (бак-имитатор бокса ПГ); ——— – расчет эксперимент (бак-имитатор бокса ПГ);
● – эксперимент (опускной канал СВК); – – – – расчет (опускной канал СВК)

На рис. 6 представлено сопоставление результатов расчета с экспериментальными данными по температуре среды [2]. По мере интенсивного поступления пара в бак-имитатор бокса ПГ происходит вытеснение воздуха через сопловой аппарат в бак рециркуляции и затем в окружающую среду. В результате после 3,0 с в составе парогазовой среды преобладает пар, что приводит к выходу температура среды на температуру насыщения, определяемую по давлению в данном боксе.

На рис. 7 показана динамика массового уровня воды в опускном канале, вихревой камере, баке рециркуляции и переливных трубах. Под действием перепада давления массовый уровень воды в опускном канале за 0,4 с понижается до отметки низа сопел, полностью открывая сопловой аппарат. Вода гидрозатвора через сопла полностью уходит в вихревую камеру. Дальнейшее снижение уровня в опускном канале связано с инжекцией воды в соплах и уносом капель воды в вихревую камеру. Поступление воды в бак рециркуляции из вихревой камеры начинается после 1,1 с. Снижение давления после 2,3 с приводит к сливу воды из бака рециркуляции в нижнюю часть вихревой камеры.

На рис. 8 показана динамика полной массы и температуры воды в СВК. Полная масса включает массу воды в опускном канале, вихревой камере, баке рециркуляции и переливных трубах. Увеличение массы воды в СВК происходит за счет процессов конденсации пара в воде и поступления капель. Сравнение динамики температуры воды и динамики массы воды показывает, что рост температуры воды обусловлен выделением тепла при конденсации пара.

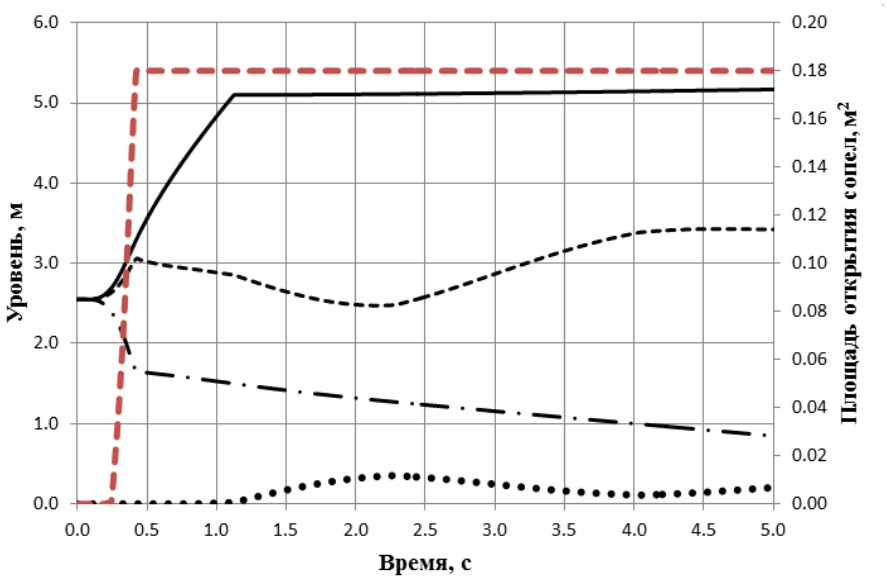


Рис. 7. Эксперимент 2-3. Разрыв мембраны Dy 100 мм. Динамика массовых уровней воды в опускном канале, вихревой камере, баке рециркуляции и переливных трубах и площади открытия сопел: – массовый уровень воды в опускном канале; – массовый уровень воды в вихревой камере; – массовый уровень воды в переливных трубах; – масовый уровень воды в баке рециркуляции; – площадь открытия сопел

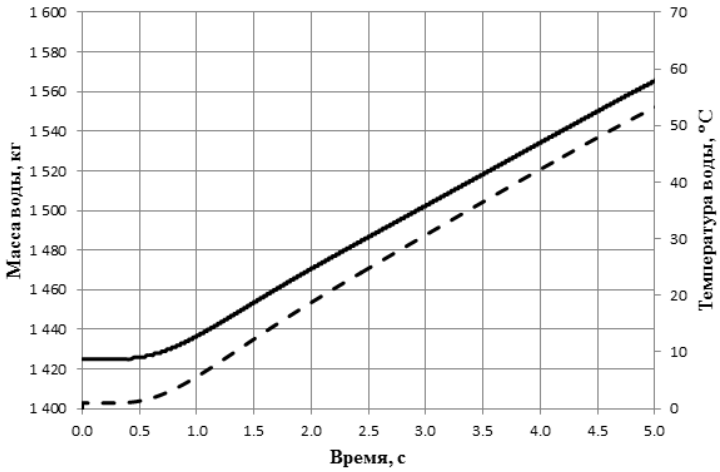


Рис. 8. Эксперимент 2-3. Разрыв мембраны Dy 100 мм. Динамика полной массы и температуры воды в СВК: – температура воды; – полная масса воды

Верификация модели СВК на экспериментальных данных стенда ВНИИАЭС, эксперимент 1

На рис. 9–11 представлены результаты расчетного моделирования эксперимента 1 с разрывом диафрагмы Ду 100. Эксперимент 1 проведен на модели СВК № 1, отличающейся от модели СВК № 2 геометрическими параметрами конструкции.

На рисунке 9 представлена динамика давления в баке-имитаторе бокса ПГ, а также площадь открытия сопел для потока парогазовой смеси. Под действием перепада давления в момент времени ~0,4 с начинается открытие сопел. Начиная с момента полного открытия сопел ~0,9 с давление в баке-имитаторе бокса ПГ резко снижается.

На рис. 10 показана динамика массового расхода парогазовой смеси через открытую часть соплового аппарата. Сначала по мере поступления пара в бак-имитатор бокса ПГ происходит вытеснение воздуха через сопловой аппарат в бак рециркуляции и затем в окружающую среду. После ~4,0 с от начала подачи пароводяной смеси в бак-имитатор бокса ПГ парогазовая среда состоит практически из пара. Массовый расход среды через сопла после 4,0 с не превышает ~28,0 кг/с.

На рис. 11 представлена динамика температуры парогазовой смеси в СВК. По мере изменения состава смеси от паровоздушной до преимущественно паровой и прогрева пара до температуры насыщения температура парогазовой смеси приближается к температуре насыщения, определяемой по давлению в данном боксе.

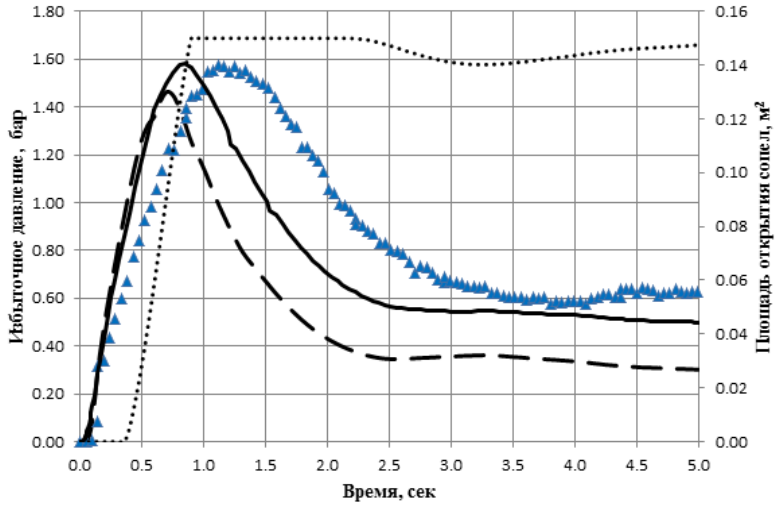


Рис. 9. Эксперимент 1. Разрыв мембраны Dy 100 мм. Динамика давления в баке-имитаторе бокса ПГ и в опускном канале СВК и динамика площади открытия сопел:
▲ – эксперимент (бак-имитатор бокса ПГ); ▬▬ – расчет (бак-имитатор бокса ПГ);
▬ ▬ ▬ – расчет (опускной канал СВК); ▪▪▪▪▪▪▪ – площадь открытия сопел

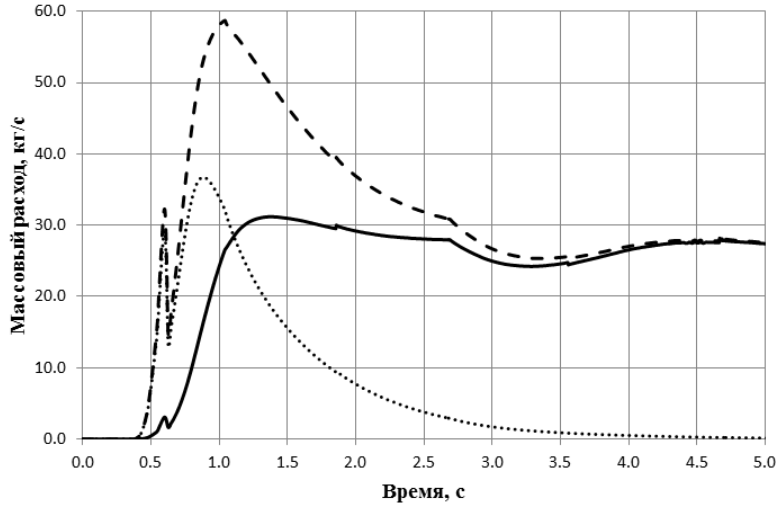


Рис. 10. Эксперимент 1. Разрыв мембраны Dy 100 мм. Динамика массового расхода через сопла:
▬ ▬ ▬ – расход парогазовой смеси; ▬▬ – расход пара; ▪▪▪▪▪▪▪ – расход воздуха

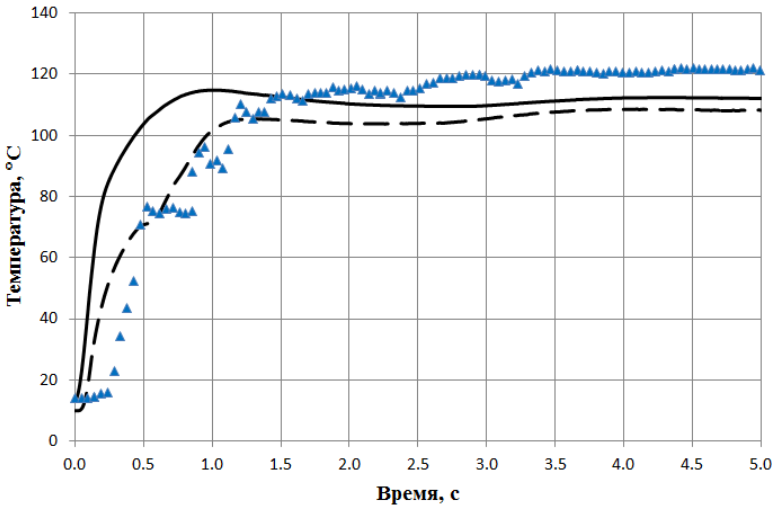


Рис. 11. Эксперимент 1. Разрыв мембраны Dy 100 мм. Динамика экспериментальной и расчетной температур парогазовой среды:
▲ – эксперимент (бак-имитатор бокса ПГ); ——— – – расчет (бак-имитатор бокса ПГ); – – – расход (опускной канал СВК)

Выводы

Верификация модели СВК проведена на экспериментальных данных, полученных на стенде ВНИАЭС. При численном моделировании экспериментов получено хорошее совпадение расчетных и экспериментальных значений максимального давления в баке-имитаторе бокса ПГ.

Список литературы

1. КУПОЛ-М версия 1.10а. Аттестационный паспорт программного средства № 397 от 14.07.2016. – М.: НТЦ ЯРБ, 2016.
2. Кудрявцев Б.К., Булынин В.Д. Струйные аппараты в системах безопасности атомных станций. Опыт разработки и внедрения. – М.: ООО «Контент пресс», 2013.
3. Хазанов А.Л. Исследование условий прекращения полной конденсации пара при движении паровоздушной смеси через слой воды конденсатора-барботера // Электрические станции. – 2009. – № 6. – С. 27–31.
4. КОРСАР/В1.1 Аттестационный паспорт программного средства № 168 от 23.12.2003. – М.: НТЦ ЯРБ, 2003.

Тестирование CFD модели кипения на экспериментальных данных модели прямоточного парогенератора с закруткой потока

Сергеев Вл. В., Дьяченко Я. В.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», г. Обнинск, yakochkareva@ippe.ru

Аннотация

В докладе рассмотрено одно из современных направлений в расчетной гидродинамике – трехмерное моделирование двухфазных потоков вязких сред с фазовым переходом (кипение в обогреваемых каналах) и наличием кризиса теплообмена 2 рода в условиях интенсификации (закрутка потока в трубах). Рассмотрены недостатки и преимущества трехмерных моделей кипения над контурными кодами.

Представлены результаты CFD моделирования кипения жидкости в вертикальной трубе с закруткой и без закрутки потока. Приведено сравнение полученных результатов с экспериментальными данными. Показан эффект смещения положения кризиса по высоте трубы при закрутке потока, что способствует увеличению передаваемой мощности в условиях обогрева натрием или снижению габаритов парогенератора.

Область применения – расчетное обоснование прямоточных паропроизводящих установок ЯЭУ с высокими параметрами пара.

Ключевые слова: CFD код, коды расчетной гидродинамики, моделирование, закрутка потока, кипение, кризис теплообмена при кипении.

1. Актуальность темы

В энергетике на органическом топливе наиболее радикальным средством, обеспечивающим надежный режим работы прямоточных котлов (парогенераторов) с высоким перегревом пара в широком диапазоне давлений и высоких значений граничного паросодержания является применение труб с внутренней винтовой навивкой [1]. В зарубежной практике трубы с внутренней винтовой навивкой широко применяются в котлах докритического и сверхкритического давления начиная с тридцатых годов 20 века.

В ядерной энергетике экспериментально доказано [2], что если применить закрутку пароводяного потока в трубах ПГ натрий-вода ЯЭУ БН-600 (давление 137 бар, массовая скорость 700 кг/м^{2}с), то граничное (кризисное) массовое паросодержание можно увеличить со значения 0,4 до (практически) 0,9–1. Кроме этого, значительно увеличивается теплоотдача в зоне перегретого пара. В результате, длина пароводяного тракта может быть существенно сокращена. Помимо уменьшения массогабаритных характеристик ПГ смещение положения кризиса (2 рода) по потоку пароводяной смеси существенно снижает неизбежные для прямоточной компоновки пульсации температур труб в зоне кризиса, что связано с ресурсом. Кроме того, выявлено эффективное влияние закрученного потока на снижение внутренних отложений (по испытаниям отечественных опытных промышленных паровых котлов).

При проведении расчетов подобных парогенераторов в целях оптимизации конструкции на основе отраслевых двухфазных контурных кодов с 1D моделью кипения (RELAP [3], КОРСАР) может быть использован «не прямой» метод корректировки расчета положения кризиса и теплоотдачи в закризисной зоне, зоне перегрева пара и на экономайзерном участке за счет введения поправочных коэффициентов к базовой системе корреляций для гладких труб. Предполагается, что отмеченные коэффициенты основаны на имеющейся эмпирической информации или получены иным путем. Расчет по отраслевым кодам занимает минуты машинного времени, что позволяет оперативно отследить влияние всех перечисленных факторов на интегральные характеристики проектируемого ПГ.

На рис. 1 представлен пример расчета трубки прямоточного ПГ натрий-вода на основе кода КОРСАР. Давление по пароводяному тракту P = 170 бар, массовая скорость (1 и 2) ρV = 1100 кг/м^{2}с, температура натрия на входе T_{Na} = 500°С. Максимальный поток перед кризисом: $q(1)$ = 546 кВт/м^2, $q(2)$ = 879 кВт/м^2 (с закруткой). Увеличение коэффициентов теплоотдачи при интенсификации не учитывалось.

С развитием расчетной трехмерной гидродинамики двухфазных потоков в виде CFD кодов и электронной техники появилась возможность относительно «прямого» моделирования тепло-

гидродинамики и массопереноса в подобных парогенерирующих каналах с интенсификацией теплообмена. Данное направление может быть использовано в комбинации с «не прямым» методом расчета паропроизводящих установок (ППУ).

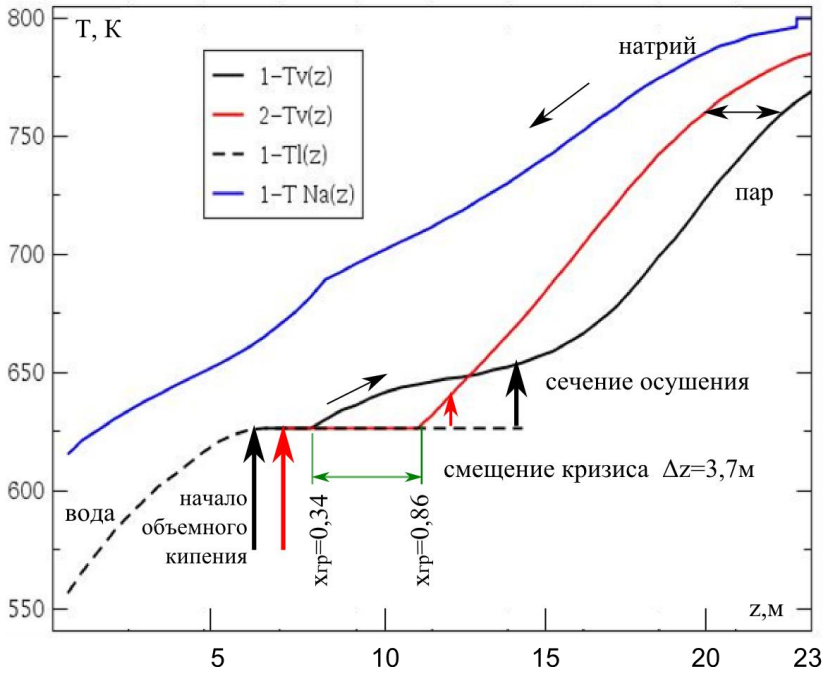


Рис. 1. Влияние положения кризиса на профиль температуры пара
по длине трубки прямоточного ПГ натрий-вода:
1– гладкие трубы, 2 – трубы с интенсификатором теплообмена закруткой потока

2. Цели работы

Настоящая работа ставит целью:

а) Изложить вкратце отличия 3D-2D CFD модели кипения в обогреваемых каналах от аналогичной одномерной модели отраслевых кодов. Отметить современное состояние этой модели на примере кода ANSYS-Fluent [4].

б) Показать возможности 3D модели кипения в обогреваемых каналах применительно к расчету прямоточных ПГ с переходом через кризис и наличии интенсификации теплообмена в виде закрутки пароводяного потока в теплообменных трубах.

в) Провести оценку технологичности (машинных и временных затрат) данного «прямого» (точнее CFD) метода моделирования и выявить математические ограничения.

3. Краткое содержание 2D-3D модели кипения в обогреваемых каналах в CFD коде ANSYS-Fluent

Трехмерная численная модель кипения жидкости на обогреваемой стенке при течении в каналах в настоящее время представлена в ряде ведущих зарубежных CFD кодах, например, в ANSYS-Fluent. Модель рассматривается в предположении непрерывности каждой из фаз и учитывает негомогенность (скольжение фаз) и неравновесность (перегретый пар и вода на линии насыщения в закризисных режимах) пароводяного потока [5]. В основе модели лежат 6 нестационарных уравнений сохранения массы, импульса и энергии для каждой фазы с учетом сил вязкости. Рассматривается межфазное механическое и тепловое взаимодействие и взаимодействие каждой из фаз с обогреваемой стенкой. В этом отношении модель в основе повторяет 1D модель кипения, представленную в отраслевых контурных двухфазных кодах, таких как RELAP, TRACE, КОРСАР. С практической точки зрения здесь важно отметить, что уровень проработки и верификации двухфазных моделей в CFD кодах намного меньше, чем контурных двухфазных кодов, что естественно.

Межфазное силовое взаимодействие в направлении потока описывается по модели сопротивления сферического пузырька пара в потоке жидкости. Данная модель (drag-force) в Fluent аналогична КОРСАР. Межфазное трение (сопротивление пузырька пара диаметром D_{bubble} в потоке жидкости) в направлении потока описывается в следующем виде:

$$\vec{F}_{drag,l} = \frac{\varphi_l \varphi_v \mu_l C_{drag}\,\mathrm{Re}}{24 D_{bubble}^2}(\vec{V}_v - \vec{V}_l), \quad (1)$$

где $C_{drag} = \begin{cases} 24\cdot(1+0{,}1\mathrm{Re}^{0{,}687})/\mathrm{Re} & \mathrm{Re} \le 1000 \\ 0{,}44 & \mathrm{Re} \ge 1000 \end{cases}$ – коэффициент сопротивления, μ_l – динамическая вязкость воды, V_l и V_v – скорости воды и пара, φ_l и φ_v – объемная доля воды и пара.

Новизна модели Fluent состоит в описании поперечных потоку межфазных сил (без чего не может быть создана пространственная модель кипения). Иными словами, необходим механизм сноса пузырьков пара от парогенерирующей стенки в ядро потока.

Для этой цели в модели Fluent используются несколько сил, основные из которых — турбулентная диффузия пара в поперечном потоку направлении (дословно «турбулентная дисперсия» – turbulent dispersion) и подъемная сила Жуковского (lift force).

Эффект подъемной силы проявляется только в пределах пограничного слоя с большим градиентом осевой скорости несущей фазы. Профиль объемного паросодержания в результате этого эффекта приобретает характерный седлообразный профиль. Сила Жуковского записывается в виде [6]:

$$\vec{F}_{lift,l} = -C_{lift}\rho_l \varphi_v (\vec{V}_l - \vec{V}_v) \times (\nabla \times \vec{V}_l), \quad (2)$$

где C_{lift} – коэффициент, зависящий от размера пузыря, ρ_l и ρ_v – плотности воды и пара на линии насыщения.

Второй эффект (основной) обеспечивает вынос пузырьков пара от обогреваемой стенки в ядро потока и пропорционален кинетической энергии турбулентности и поперечному градиенту концентрации пара (паросодержанию). Сила турбулентной дисперсии (сдвиг пузыря от стенки в поперечном направлении):

$$\vec{F}_{td,l} = C_{td}\rho_l k_l \frac{\partial \varphi_v}{\partial r}, \quad (3)$$

где k_l – турбулентная кинетическая энергия, C_{td} – коэффициент турбулентной дисперсии (по умолчанию равен 1). Кинетическая энергии турбулентности рассчитывается в коде по RANS моделям турбулентности.

В зарубежной литературе, связанной с практическим применением CFD кодов, в настоящее время представлены верификационные материалы по расчетным и опытным профилям паросодержания и скоростей фаз в поперечных сечениях каналов простой формы (трубы и кольцевые зазоры) в диапазоне от начала кипения недогретой жидкости до объемного паросодержания 0,3 [7, 8]. Получено хорошее соответствие с опытными данными. Однако, аналогичных работ, связанных с моделированием кризиса кипения 2 рода немного. Это указывает на то, что данная тематика пока находится в стадии научно-технической разработки и опытного тестирования.

Дальнейшее увеличение паросодержания в рамках отмеченной модели пузырькового кипения приводит к выравниванию паросодержания в поперечном сечении трубы. Естественно, что данная модель (2-жидкостная в отличие от 3-жидкостной: пленка, капли в ядре потока и пар) не позволяет выявить тонкую структуры дисперсно-кольцевого предкризисного режима кипения и процесс высыхания пленки жидкости (кризис 2 рода), что наиболее важно для обоснования паропроизводящих энергетических установок (ППУ). Соответственно, положение кризиса кипения 2 рода в данной модели можно только задать на основе эмпирической информации.

Новаторское решение в модели Fluent состоит в определении сечения кризиса 2 рода не по среднему паросодержанию (как это используется в отраслевых одномерных кодах), а по локальному объемному паросодержанию у обогреваемой стенки. То есть кризис достигается в сечении канала, где локальное паросодержание у стенки достигает некоторого заданного граничного значения. Эта величина в Fluent задана константой без возможности корректировки на уровне пользователя:

$$\varphi \text{ (граничное на обогреваемой стенке)} = 0{,}95 = const. \quad (4)$$

При этом расчетный поперечный профиль паросодержания в вертикальной трубе по модели кода близок к равномерному, так как поперечная турбулентная диффузия пара «сработала» выше по потоку при малых паросодержаниях, а эффект подъемной силы в предкризисной зоне небольшой. В результате заданной уставки (4) балансовое расходное паросодержание не будет зависеть от массовой скорости, что противоречит опытным данным и имеет тенденцию на увеличение при росте давления, что тоже противоречит опытным данным.

В этом случае для определения положения кризиса логично было бы использовать эмпирическую информацию для среднего по сечению массового граничного паросодержания, переработав ее в форму среднего истинного объемного паросодержания.

В табл. 1 и 2 представлена обработка экспериментальных данных по граничному массовому x и граничному объемному расходному паросодержанию β для вертикальных гладких труб диаметром 8 мм [9] (x и β – средние по сечению). Пересчет данных проведен по формуле:

$$\beta = \varphi\big|_{s=1} = \frac{1}{1+\dfrac{\rho_v(1-x)}{\rho_l x}}, \tag{5}$$

где s – коэффициент скольжения фаз, равный отношению средней осевой скорости пара к скорости жидкости. При отсутствии скольжения объемное расходное паросодержание совпадает с истинным (средним по сечению). В дисперсно-кольцевом режиме фактор скольжения s близок к 1.

Таблица 1. **Среднее по сечению граничное массовое паросодержание *x***

P, бар	ρV, кг/м^{2}с				ρ_l/ρ_v
	500	700	1000	1500	
70	0,92	0,85	0,69	0,50	20,2
100	0,81	0,67	0,54	0,40	12,4
140	0,59	0,49	0,40	0,32	7,13

Таблица 2. **Среднее по сечению граничное объемное расходное паросодержание β**

P, бар	ρV, кг/м^{2}с			
	500	700	1000	1500
70	0,996	0,99	**0,98**	**0,95**
100	0,98	**0,96**	**0,94**	0,89
140	0,91	0,87	0,83	0,77

Показано, что граничное объемное паросодержание не является константой и только в определенном диапазоне (отмечено полужирным шрифтом) может быть принятой значению 0,95, что используется в коде. Данные табл. 1 с корректировкой на диаметр канала в виде [9]:

$$x_{\text{гр},D}/x_{\text{гр},d} = (d/D)^{0,25} \tag{6}$$

позволяют учитывать влияние диаметра канала.

Экспериментальные результаты в табл. 1 имеют физическое объяснение и представлены также в виде полуэмпирических соотношений, например:

$$x_{\text{гр}} = 1 - 0,86\exp(-19/\sqrt{We}) \pm 20\%, \tag{7}$$

где $We = (\rho V)^2 \cdot d / \sigma\rho_i$ – число Вебера по жидкости, σ – коэффициент поверхностного натяжения.

Здесь учитывается соотношение сил для пленки жидкости в дисперсно-кольцевом режиме. А именно, с ростом давления коэффициент поверхностного натяжения σ для воды значительно снижается, что приводит к снижению устойчивости пленки. Увеличение массовой скорости ρV также способствует разрушению пленки жидкости. Отмеченные 2 фактора и приводят к снижению граничного массового паросодержания при увеличении давления и массовой скорости, что отображено в данной корреляции.

В коде Fluent влияние давления, массовой скорости и диаметра на граничное паросодержание не учитывается, что приводит (для вертикальных гладких труб), например, к большим отличиям в расчете граничного массового паросодержания x при повышении давления до 150 бар в сторону увеличения вместо известного из опытов снижения. Это обстоятельство является существенным недостатком данной версии кода.

Вторым (менее значимым) недостатком модели является отсутствие снижения коэффициента скольжения фаз при переходе от пузырькового режимав дисперсно-кольцевой (предкризисный) режим, т.е. при росте паросодержания. Причина – в постоянном диаметре пузырька (в контурных кодах диаметр пузырька изменяется с ростом паросодержания).

Однако важным отличием разработанной 3D модели кипения от 1D модели состоит в том, что положение кризиса определяется по локальному истинному объемному паросодержанию на обогреваемой стенке вместо среднего массового по сечению канала. Этот подход дает новое качество модели.

В рамках рассматриваемой трехмерной модели возможно влиять на поперечный профиль паросодержания внешними факторами. Например, увеличить приток жидкости к стенке за счет центробежного разделения фаз (закрутка потока). При этом поперечный профиль паросодержания приобретает нелинейный характер с максимумом в центре трубы. На стенке локальное паросодержание уменьшается, что и приводит к смещению границы начала кризиса 2 рода по потоку в полном соответствии с опытными данными.

Центробежное разделение фаз моделируется в CFD кодах прямым методом решения исходных уравнений гидродинамики вязких сред.

В закрученных потоках (трубы) центробежные силы оказывают основное влияние на структуру дисперсно-кольцевого предкризисного режима течения на фоне остальных механизмов, связанных (в том числе) с турбулентностью. Центробежное ускорение для прямых труб с винтовой закруткой очень велико $V_\theta^2 / r \approx 100$ м^2/с, где V_θ – окружная скорость, r – радиус трубы.

В результате дисперсно-кольцевой режим деформируется в просто кольцевой с монотонным и относительно «затянутым» снижением толщины жидкой пленки. Т.е. структура потока упрощается. Таким образом, даже используемая в данной версии кода модель позволяет осуществить «прямой» расчет кризиса 2 рода с удовлетворительными результатами.

Помимо смещения положения кризиса при интенсификации теплообмена закруткой увеличивается теплоотдача в закризисной зоне, зоне перегрева пара, а также на экономайзерном участке. Эти аспекты (по крайней мере, в однофазных режимах) решаются с помощью прямого моделирования в CFD кодах достаточно точно, что подтверждается проведенными авторами расчетными исследованиями на однофазных потоках.

В заключение раздела добавим, что в коде Fluent имеется возможность использовать модель реального газа (водяного пара, например), что важно при расчете прямоточных ПГ, со значительным перегревом сухого пара на выходе.

4. Технологичность CFD расчетов при использовании модели кипения

Важный аспект при практическом использовании рассматриваемого метода расчета ППУ – затраты физического и машинного времени. Этот фактор во многом определяет перспективность данного направления. Важны три ограничения при моделировании парогенерирующих каналов в нестационарной постановке кодом Fluent:

1) Максимальный расчетный шаг по Куранту при использовании неявной схемы (в расчетах, где важен результат только стационарного состояния — решения стационарной задачи методом установления) ограничен значением 10–20. В 1D кодах (предназначенных в первую очередь для расчетов динамических процессов — аварий) эта величина всегда не более 1 (автоматический выбор). Однако при CFD расчетах двухфазных потоков методом установления без фазовых переходов (вода-воздух) шаг по Куранту может быть увеличен до 50–100. Данное ограничение на шаг является важнейшим сдерживающим фактором, поскольку речь идет о задачах с сотнями тысяч расчетных ячеек.

2) Расчетный интервал времени установления стационарного решения по критерию баланса расходов воды на входе и пароводяной смеси на выходе (а также массе жидкости в канале) должен быть для 3D расчета около 10 интервалов времени прохода теплоносителя через канал. Для одномерных моделей достаточно 3 интервалов.

3) Ограничение на аспектное соотношение расчетной сетки для 3D расчетов. Для прямоточных ПГ характерное соотношение длины трубки к диаметру: L/D ≈ 2000. Предельное соотношение сторон расчетной сетки – до 200. Соответственно практически сложно одновременно достичь мелкого разрешения сетки поперек канала и крупного вдоль с сохранением разумного общего количества расчетных ячеек (что определяет затраты машинного времени расчета). То есть необходимо компромиссное решение. При моделировании трубы с внутренними закрученными ребрами осевой шаг естественно должен быть небольшим, что значительно увеличивает размерность сетки (и расчетное машинное время) по сравнению с сеточной моделью гладкой трубы.

Отмеченные три фактора в сочетании размерностью сетки в сотни тысяч ячеек на порядки увеличивают временные ресурсы по сравнению с одномерными расчетами. Единственным положительным и решающим фактором является распараллеливание счета (предусмотрено во всех коммерческих CFD кодах).

Проведенный CFD тестовый расчет трубки с сеткой 86 000 ячеек на машине Intel-7 с распараллеливанием на 10 ядер занял 2 часа машинного времени (методом установления при решении нестационарной задачи). Шаг составлял $7 \cdot 10^{-4}$ с (14 по Куранту, неявная схема), 3 внутренних итерации по нелинейности. Физическое время моделирования (по установления баланса расходов и массы воды в канале) – 2,48 с. Соотношение машинного времени к физическому – 2900.

Естественно, что в варианте 2D (допустим в Fluent) проблемы значительных затрат машинного времени снимаются.

5. Экспериментальные и расчетные результаты

Ниже приведены результаты экспериментов, проведенных в ГНЦ РФ-ФЭИ на трубах с электрообогревом (равномерный тепловой поток) диаметром 10 мм с внутренними винтовыми ребрами различной высоты, имеющими ход 200 мм [10]. На рис. 2 показаны зависимости критических тепловых потоков для гладких труб и труб с винтовыми ребрами разной высоты от массового паросодержания при давлении P = 140 бар и массовой скорости ρV = 1500 кг/м^{2}с. Значение $x_{гр}^0$ рассчитывалось по нормативам для гладкой трубы. На графике показано смещение граничного паросодержания со значения 0,35 до 0,9.

По приведенным результатам можно составить представление о толщине пленки в дисперсно-кольцевом режиме и зависимости ее от паросодержания.

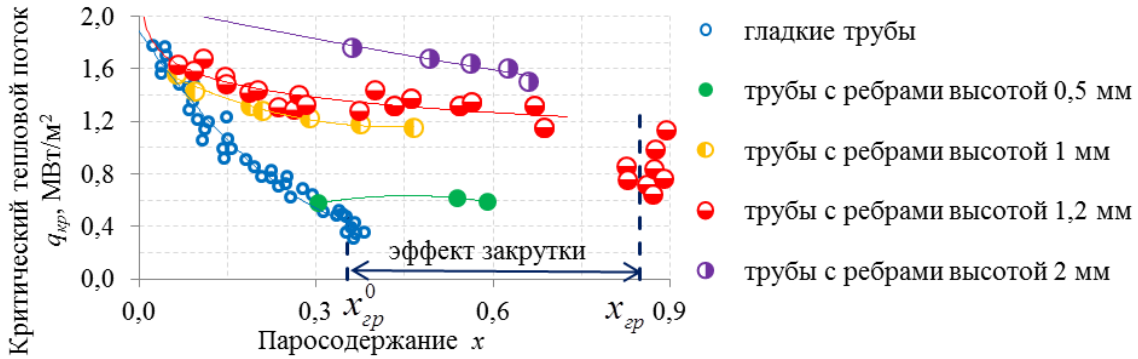


Рис. 2. Экспериментальные зависимости критических тепловых потоков для гладких труб и труб с ребрами разной высоты от массового паросодержания

Аналогичные данные по испытаниям однотрубной модели прямоточного парогенератора натрий-вода с внутренним винтовым оребрением трубки представлены в табл. 3 [2]. Эксперименты проводились на однотрубной модели, обогреваемой жидким натрием, представляющей собой теплоообменник типа «труба в трубе», в котором по внутренней трубе снизу вверх прокачивается вода или пароводяная смесь, а по кольцевому зазору сверху вниз движется натрий. Внутренний диаметр трубы 9,65 мм, длина – 5 м, высота ребер 1 мм, ширина – 0,9 мм, число ребер – 3, шаг закрутки (полный оборот) – 200 мм.

Для расчетного анализа представленных данных важно определить диапазон максимальной окружной скорости пара в сечении кризиса. Угол закрутки потока (γ), максимальная окружная скорость жидкости и пара (V_θ^{max}) на внешней границе пограничного слоя (в расчетах на стенке) и расходная осевая скорость пара ($\overline{V_z} = (\rho V) / \rho_V$) связаны соотношениями:

$$\frac{V_\theta^{\max}}{\overline{V_z}} = \operatorname{tg}\gamma = \frac{\pi d}{s}, \qquad (8)$$

где d – внутренний диаметр трубки, s – шаг закрутки ребер.

В табл. 4 представлены данные по окружным скоростям пара для представленных опытов. Показано, что уровень окружных скоростей в опытах с обогревом натрием на уровне 1 м/с, но этого достаточно для значительного смещения положения кризиса.

На рис. 3 по литературным данным представлено сравнение экспериментального [11] и рассчитанного по Fluent профиля температуры стенки [12] для гладкой трубы высотой 7 м с внутренним диаметром 10 мм. На стенках задавался равномерный тепловой поток q = 797 кВт/м^2, давление P = 70 бар, массовая скорость ρV = 1495 кг/м^{2}с. Расчетный коэффициент теплообмена в закризисной зоне составил 5600 Вт/м^2·К. Здесь же точками отмечен результат расчета по коду КОРСАР, выполненный авторами доклада.

Таблица 3. **Влияние оребрения на граничное и выходное энтальпийное паросодержание**

	P, бар	ρV, кг/ м^{2}с	$t_в^{вх}$, °С	G_{Na}, кг/ч	$t_{Na}^{вх}$, °С	$t_{Na}^{вых}$, °С	$x_{кр}$	$x_{вых}$	$\frac{x_{кр}^{ореб}}{x_{кр}^{гл}}$
Гладкая труба	100	506	298	2540	422	345	0,69	0,9	1,407
Труба с ребрами	100	505	299	2400	421	338	**0,97**	1,138	–
Гладкая труба	140	352	323	2580	397	353	0,675	0,89	1,37
Труба с ребрами	140	330	320	2380	400	350	**0,924**	0,137	–
Гладкая труба	140	501	319	2360	426	365	0,518	0,804	1,51
Труба с ребрами	140	502	321	2380	421	363	**0,784**	1,075	–

Таблица 4. **Диапазон осевой и окружной скоростей пара в опытах с закруткой потока**

		tg(γ)	P, бар	ρV, кг/ м^{2}с	V_z, м/с	V_θ^{max}, м/с	$x_{кр}$
1	Обогрев Na	0,15	100	500	8,5	1,3	0,97
2	Ообогрев Na	0,15	140	350	4,0	0,61	0,92
3	Обогрев Na	0,15	140	500	5,8	0,87	0,78
4	Электрообогрев	0,17	140	1500	17,2	2,9	0,85

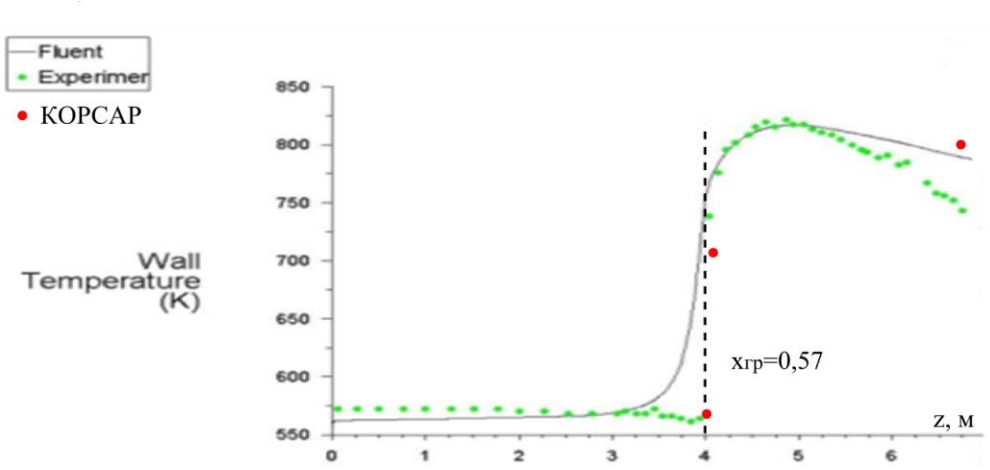


Рис. 3. Сравнение расчетного и экспериментального профиля температуры стенки обогреваемой вертикальной гладкой трубы по длине

Проведенная авторами проверка полученного граничного массового паросодержания при данных параметрах ($x_{гр}$= 0,57) совпадает с экспериментальными данными скелетной таблицы граничного паросодержания в пределах их точности [11]. Однако при другом наборе (давление, массовая скорость) проведенные авторами аналогичные расчеты не дали хорошего соответствия с опытными данными. Причина — слишком упрощенное определение граничного локального паросодержания в коде, отмеченное выше. Представленный результат хорошего совпадения — демонстрационный для проверки работоспособности модели кипения в коде и не может претендовать на «полноразмерную» верификационную работу.

6. Расчетные результаты авторов

На предварительном этапе авторами был проведен расчет течения водяного пара в трубе длиной 5 м и внутренним диаметром 9,65 мм с тремя винтовыми ребрами высотой 1 мм из эксперимента [2] по коду Fluent. Параметры: P = 100 бар, ρV = 505 кг/м^{2}с, q = 455 кВт/м^2. Расчетная сетка содержит 2,7·10^5 гексагональных ячеек, размер ячейки по длине трубы составляет 10 мм, по радиусу – 0,4 мм.

Максимальная окружная скорость пара (вблизи стенки трубы) записывается в виде:

$$V_\theta = c\frac{\rho V}{\rho_v}\operatorname{tg}\gamma_{геом}, \qquad (9)$$

где $c = \dfrac{\mathrm{tg}\,\gamma_{физ}}{\mathrm{tg}\,\gamma_{геом}} = 0{,}9$ – отношение физического угла закрутки к геометрическому. Величина 0,9 была получена прямым расчетом оребренной трубы. Используя полученный результат, прямое моделирование кипения воды в трубе с винтовыми ребрами было заменено расчетом кипения в гладкой вертикальной трубе, стенка которой вращается с заданной частотой ω.

Следующие результаты воспроизводят экспериментальные данные, представленные выше, и выполнены авторами доклада по коду Fluent. Проводился расчет кипения воды в вертикальной трубе длиной 7 м с внутренним диаметром 10 мм при давлении P = 70 бар и массовой скорости ρV = 1480 кг/м^{2}с, тепловом потоке на стенке q = 797 кВт/м^2, температура на входе T = 559 К. На входе задана пароводяная смесь с температурой насыщения. Объемное паросодержание на входе φ = 0,1. В результате расчета получено граничное массовое паросодержание $x_{гр}$ = 0,56 для гладкой трубы без закрутки, что соответствует опытным данным. Расчетная сетка содержит $2{,}7\cdot10^5$ гексагональных ячеек, размер ячейки по длине трубы составляет 14 мм, по радиусу – 0,4 мм.

Основная часть расчетов проводилась для трубки с закруткой потока вдоль оси (300, 500 и 1000 рад/с), т. е. на стенке трубы в виде частоты вращения ω задавалась окружная скорость для воды и пара – V_θ^{max}, что достаточно близко (вне зоны пограничного слоя) соответствует профилю окружной скорости при закрутке потока винтовыми ребрами малой высоты. Расчетный профиль окружной скорости соответствует вращению твердого тела:

$$V_\theta(r) = \omega \cdot r\,. \qquad (10)$$

На рис. 4 представлены расчетные профили температуры пара у стенки гладкой трубы (фактически температуры стенки) и на оси для варианта с максимальной окружной скоростью 1,5 м/с (300 рад/с). На рисунке видно, что положение кризиса с отметки 3,5 м по длине трубы (350 калибров для течения без закрутки) сместилось до 5–5,5 м (500 калибров для течения с закруткой).

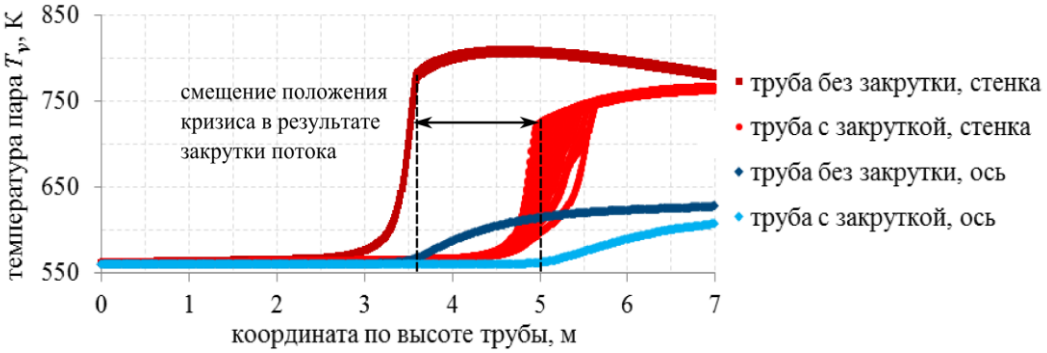


Рис. 4. Расчетные профили температур пара у стенки гладкой трубы и на оси

На рис. 5–6 представлены расчетные профили объемного локального паросодержания по радиусу трубы с закруткой (300 рад/с) и без закрутки потока на различных расстояниях от входа в трубку. Показано, что поперечный профиль паросодержания в гладкой трубе без закрутки при больших паросодержаниях (близких к кризисным) близок к равномерному (рис. 6). Турбулентная диффузия пара для трубки без закрутки «сработала» выше по потоку при малых паросодержаниях (рис. 5). Существенная неравномерность по радиусу (по расчетной модели Fluent) имела место в зоне начала кипения до значений объемного паросодержания 0,5. На рис. 6 показан эффект центробежного разделения фаз. Граничное паросодержание у стенки соответствует уставке кода 0,95.

На рис. 7 представлен расчетный профиль окружной скорости воды по радиусу для трубки с закруткой потока в зоне кризиса (на расстоянии 500 калибров). Профили окружной скорости пара не показаны, т. к. они идентичны.

Профили вертикальной составляющей скорости воды и пара по радиусу трубы имеют логарифмический профиль и до, и после прохождения кризиса. Не меняется по высоте трубы и скорость скольжения фаз: разница в вертикальных составляющих скоростей для пара и воды постоянна и для течения с закруткой, и без. Это объясняется упрощенной моделью скольжения (межфазного трения) в Fluent с постоянным диаметром пузырька. В контурных кодах при переходе в дисперсно-кольцевой режим скольжение уменьшается до 1–1,1.

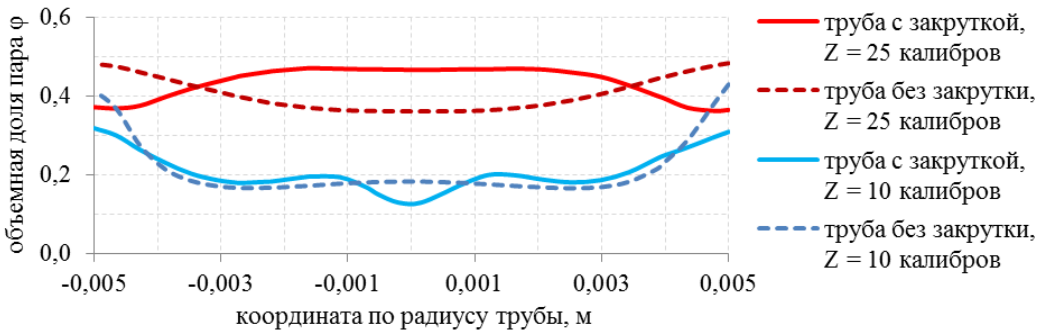


Рис. 5. Поперечные профили объемного паросодержания на расстоянии 10 и 25 калибров

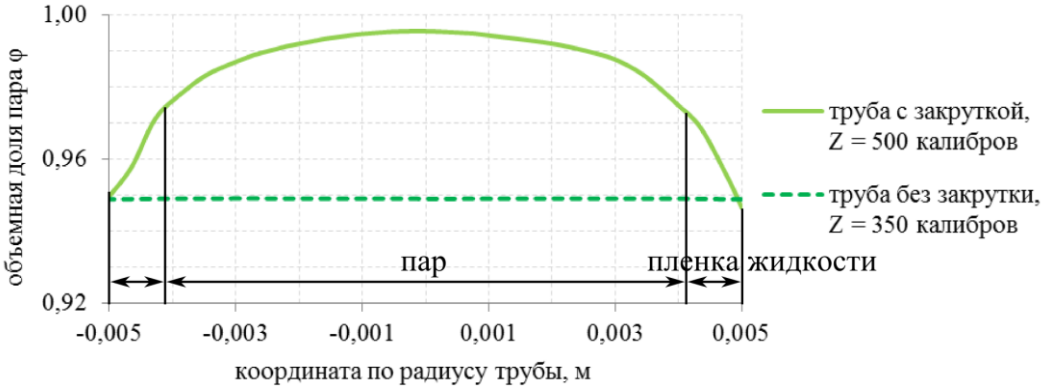


Рис. 6. Поперечные профили объемного паросодержания в трубе в зоне кризиса

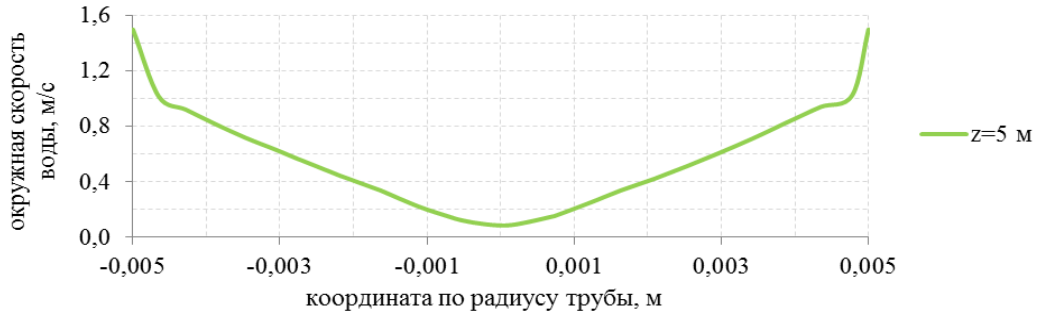


Рис. 7. Профиль окружной скорости воды по радиусу в зоне кризиса

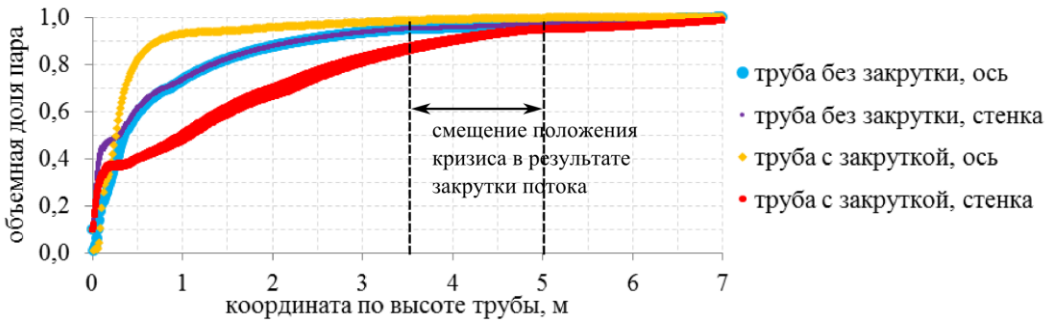


Рис. 8. Профили объемного паросодержания на оси трубы и у стенки по высоте

На рис. 8 показаны профили объемного паросодержания по высоте трубы с закруткой (300 рад/с) и без закрутки потока. На рисунке показан эффект центробежного разделения фаз.

На рис. 9 представлена зависимость массового граничного паросодержания от максимальной окружной скорости закрутки потока. Основной расчетный результат — смещение граничного массового паросодержания при максимальной окружной скорости 1,5 м/с (300 рад/с) от значения 0,56 (без закрутки) до значения 0,8.

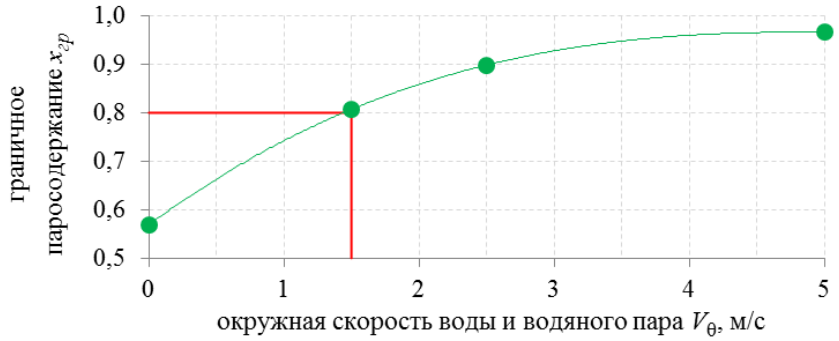


Рис. 9. Зависимость граничного паросодержания от максимальной скорости вращения потока

Расчетное воспроизведение опытных данных при давлении 140 бар (рис. 2) возможно, но расчетное значение $x_{гр}$ для данного режима на гладкой трубе будет соответствовать значению 0,76 вместо 0,39–0,49 по [10], что совсем не согласуется в силу уставки кода на граничное объемное паросодержание 0,95. Объяснение простое. Поскольку при критическом паросодержании в гладкой трубе радиальный расчетный профиль паросодержания практически равномерный, то справедлива формула:

$$\frac{1}{x} = 1 + \frac{\rho_l (1-\varphi)}{s \rho_v \varphi}. \tag{11}$$

Подставляя в это соотношение граничное объемное паросодержание 0,95, плотности фаз при 140 бар, коэффициент скольжения 1 получим оценку граничного массового паросодержания 0,75, что соответствует расчету по Fluent – 0,76.

Таким образом, можно сделать вывод: модель «прямого» расчета интенсификации теплообмена за счет закрутки пароводяного потока в обогреваемых трубах работоспособна и показывает смещение кризиса кипения до значений массового паросодержания 0,8-0,95, что соответствует опытным данным.

Представленная в ANSYS-Fluent модель кипения современна и востребована, но требует дальнейшего развития.

7. Интерпретация результатов на основе аналитического решения

Представленный метод расчета граничного массового паросодержания возможно интерпретировать аналитически. По определению расходного массового паросодержания в данном сечении:

$$x = \frac{G_v}{G_v + G_l} = \frac{\int_0^R \rho_v V_v \varphi r dr}{\int_0^R \rho_v V_v \varphi r dr + \int_0^R \rho_l V_l (1-\varphi) r dr} \tag{12}$$

где V_v и V_l – осевые составляющие локальной скорости пара и жидкости на текущем радиусе r трубы, φ – локальное объемное паросодержание.

Допустим, что скольжение фаз в дисперсно-кольцевом режиме соответствует 1.

Профили осевой скорости жидкости и пара в трубе имеют логарифмический профиль, который для упрощения математических преобразований часто представляют в виде степенной функции:

$$V / V_{\max} = 1 - (r/R)^m. \tag{13}$$

Показатель степени выбирается из экспериментального результата: V_{max} / $V_{среднее}$ = 1,2 и составляет значение m = 10.

Представим профиль объемного паросодержания в дисперсно-кольцевом предкризисном режиме с закруткой потока (рис. 6) также в виде:

$$\varphi = 1 - (1 - \varphi_w)(r/R)^n, \tag{14}$$

где φ_w – локальное паросодержание на стенке. В ядре потока значение равно 1.

В результате интегрирования (12) с учетом (13) и (14) получим окончательно:

$$x = \frac{1}{1 + \frac{\rho_l (f - 1)}{\rho_v}}, \tag{15}$$

где

$$f = \frac{1}{1 - 2(1 - \varphi_w)\frac{m+2}{(n+2)(m+n+2)}}. \tag{16}$$

Полагая n = 4 (максимальное паросодержание отличается от среднего на 1%), φ_w = 0,95 (граничное паросодержание в коде Fluent) и ρ_l / ρ_v = 20 (давление P = 70 бар) из (15) получим оценку граничного массового паросодержания $x_{гр}$ = 0,8.

Таким образом, аналитически показано, что сильно выраженный профиль локального объемного паросодержания в результате центробежного разделения фаз из-за закрутки потока приводит к увеличению интегрального массового паросодержания в сечении кризиса кипения. Аналитический метод «иллюстрирует» модель расчета кризиса по заданному локальному параметру на стенке (φ_w).

8. Двойной кризис в наклонных обогреваемых трубах (плоских змеевиках)

В качестве дополнительной демонстрации расчетной модели кризиса 2 рода в коде Fluent авторами был проведен дополнительный простой расчетный тест. А именно — 2D-расчет кипения в обогреваемом плоском канале длиной 5 м и высотой 10 мм, наклоненной под углом 45° к горизонтали при параметрах: ρV = 1300 кг/м^{2}с, P = 70 бар, q = 200 кВт. На входе была задана пароводяная смесь с температурой насыщения, объемное паросодержание на входе – 0,3.

На рис. 10 представлены расчетные профили температуры пара у стенки наклонной трубы и на оси. Для сравнения показано расчетное положение кризиса для прямого вертикального канала при тех же параметрах (зеленая линия). На рисунке показано, что в наклонном канале образуются два кризиса: на нижней поверхности и на верхней, что качественно согласуется с опытными данными.

На рис. 11 показаны поперечные профили объемного паросодержания в наклонном канале в сравнении с вертикальным каналом.

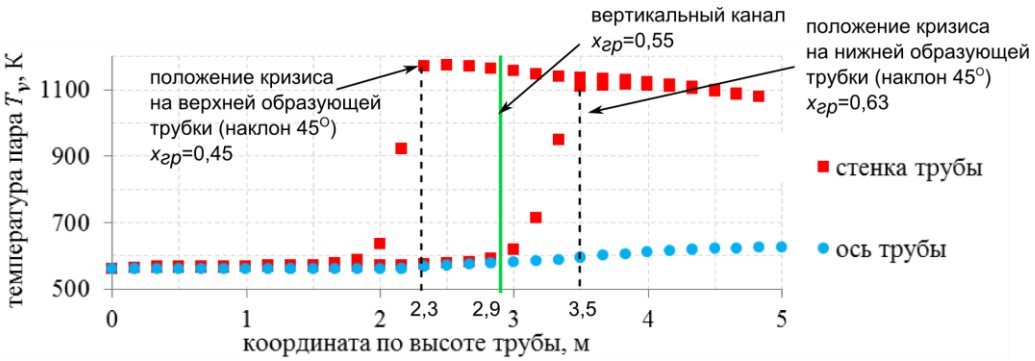


Рис. 10. Расчетные профили температур стенки наклонной трубы и пара на оси

Заключение

1. Существующая CFD модель кипения в версии кода ANSYS-Fluent не может в настоящее конкурировать с аналогичными 1D моделями в отраслевых двухфазных кодах для проектных расчетов прямоточных парогенераторов в силу весьма упрощенного описания кризиса 2 рода.

2. Существующая модель детально и достаточно точно описывает физику кипения только на участках кипения недогретой жидкости и насыщенной в пузырьковом режиме с малым паросодержанием. При высоких паросодержаниях двухжидкостная модель (вода-пар) не позволяет выявить тонкую структуру дисперсно-кольцевого течения (предкризисного режима). Соответственно, для описания кризиса 2 рода в этой модели необходимо использовать эмпирическую информацию в виде скелетных таблиц или корреляций для граничного объемного паросодержания (по аналогии с одномерными моделями).

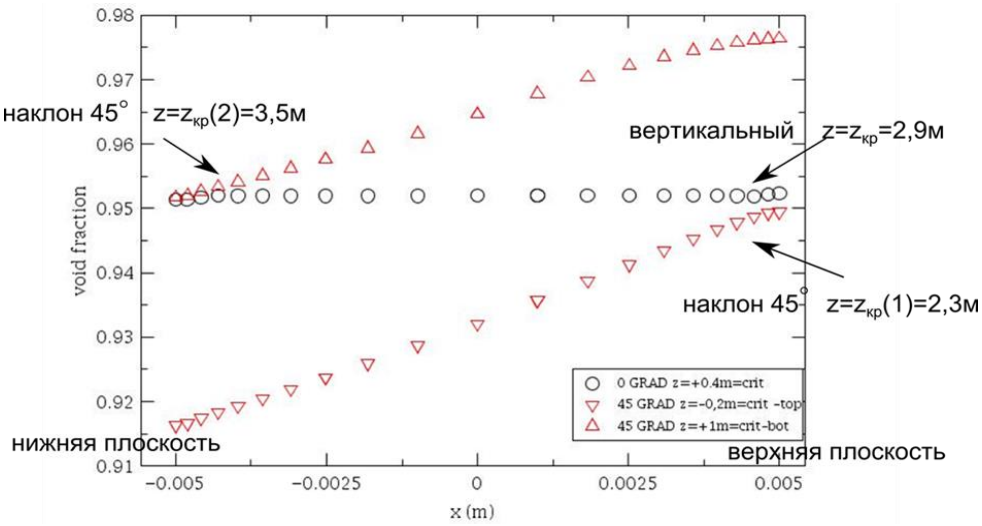


Рис. 11. Поперечные профили объемного паросодержания

3. В рассмотренной модели реализована весьма продуктивная идея определения кризиса не по среднему массовому граничному паросодержанию в сечении канала (отраслевые коды), а по локальному объемному на границе с обогреваемой стенкой. Данная схема расчета позволяет осуществить относительно «прямой» расчет ПГ-каналов с учетом центробежных сил при закрутке пароводяного потока в прямых вертикальных трубах и кольцевых каналах (внутреннее винтовое оребрение). Результаты проведенных расчетов подтверждают экспериментально измеренное смещение граничного массового паросодержания вниз по потоку при закрутке до значений 0,8 и более.

4. Причины больших затрат машинного времени расчета по CFD модели (помимо большого размера расчетной сетки) связаны с тем, что при расчете стационарного режима кипения методом установления в нестационарной постановке даже по неявной схеме предельный расчетный временной шаг по Куранту ограничен 10–20. Это существенно меньше, чем при решении аналогичной двухфазной задачи без фазовых переходов (вода-воздух). Кроме того, необходимое физическое время при решении задачи для установления баланса расходов пароводяной смеси на входе и выходе составляет 8–10 периодов циркуляции теплоносителя через расчетный канал. Важен также фактор ограниченного аспектного отношения расчетной сетки: уменьшение поперечного размера сетки ведет к уменьшению продольного, что приводит к увеличению общего размера сетки и снижению расчетного шага по критерию Куранта.

5. В силу вышеотмеченного, представленную модель кипения целесообразно использовать для расчетов фрагментов парогенерирующих каналов с целью получения дополнительных данных по корректировке положения кризиса и коэффициентов теплоотдачи. Далее эти данные могут быть использованы в отраслевых двухфазных одномерных кодах для обоснования проектов ППУ с прямоточной схемой.

Список литературы

1. Голованов Н.В. О кризисных ситуациях теплообмена в натурных элементах парогенераторов / В сб. Современные проблемы теории теплообмена и физической гидрогазодинамики под ред. Накорякова В.Е. – Новосибирск, 1984.
2. Грачев Н.С., Кириллов П.Л., Прохорова В.А. Экспериментальное исследование теплообмена в парогенерирующей трубе с внутренним оребрением // Теплофизика высоких температур. – 1976. – Т. 14. – № 6. – С. 1234–1240.
3. RELAP 5. Code Manual. Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 2002.
4. ANSYS-Fluent software. URL: https://www.ansys.com/Products/Fluids/ANSYS-Fluent (дата обращения: 15.02.2018).
5. Митрофанова О.В. Гидродинамика и теплообмен закрученных потоков в каналах ядерно-энергетических установок. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2010.
6. Braz Filho F., Ribeiro G., Caldeira A. Prediction of subcooled flow boiling characteristics using two-fluid Eulerian CFD model // Nuclear engineering and design. – 2016. – Vol. 308. – P. 30–37.

7. Ustinenko V., Samigulina M., Ioileva A., Lo S., Tentner A., Lychagin A., Razin A., Girin V., Vanyukov Ye. Validation of CFD-BWR, a new two-phase computational fluid dynamics model for boiling water reactor analysis // Nuclear engineering and design. – 2008. – Vol. 238. – N 3. – P. 660–670.
8. Koncar B., Krepper E. CFD simulation of convective flow boiling of refrigerant in a vertical annulus // Nuclear engineering and design. – 2008. – Vol. 238. – N 3. – P. 693–706.
9. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). – М.: Энергоатомиздат, 1990.
10. Ланкевич В.И., Перепелица Н.И., Сапанкевич А.П. Влияние внутреннего винтового оребрения вертикальных труб на кризис теплоотдачи // Материалы конференции «Теплофизические исследования», ч. 2 Вопросы теплофизики в элементах атомных энергетических установок при двухфазном течении теплоносителя. – Обнинск: ФЭИ, 1980. – С. 125–133.
11. Hoyer N. Calculation of dryout and post-dryout heat transfer for tube geometry // International journal of multiphase flow. – 1998. – Vol. 24. – P. 319–334.
12. ANSYS documentation, Fluent dynamics verification manuals, VMFL067, 2013.

Уточнение параметров интегральной модели турбулентности для случая углового обтекания регулярной стержневой структуры

Мищенко А. А., Баясхаланов М. В., Корсун А. С., Меринов И. Г., Филиппов М. Ф.
НИЯУ «МИФИ», Москва, fyl2323@yandex.ru

Аннотация

В работе представлены результаты исследования зависимости параметров интегральной «*k*-ε» модели турбулентности (ИМТ) от угла обтекания потоком теплоносителя регулярной структуры, состоящей из гладких цилиндрических стержней. ИМТ предназначена для определения эффективных коэффициентов переноса импульса и тепла, необходимых для замыкания осредненных уравнений тепломассопереноса в ориентированных стержневых структурах в приближении анизотропного пористого тела. Уравнения ИМТ получены путем осреднения уравнений стандартной «*k*-ε» модели турбулентности по объему ячейки периодичности структуры стержневой сборки. Моделирование процесса обтекания потоком воды сборки стержней под углами от 15 до 75 градусов осуществлялось с помощью пакета ANSYSCFX. В результате была получена зависимость параметров ИМТ от угла обтекания сборки.

Ключевые слова: жидкометаллический теплоноситель, интегральная модель турбулентности, модель пористого тела, пучок стержней, регулярная структура, расчётное исследование, угловое обтекание.

Введение

Для замыкания осредненных уравнений тепломассопереноса в ориентированных стержневых структурах в приближении анизотропного пористого тела необходимы эффективные коэффициенты переноса импульса и тепла. Данные коэффициенты могут быть выражены посредством эффективной турбулентной вязкости потока теплоносителя, которая в свою очередь может быть определена с помощью ИМТ [1].

Уравнения ИМТ были получены путем осреднения уравнений стандартной «k-ε» модели турбулентности. Осреднение производилось по объему ячейки периодичности структуры сборки стержней. Входящие в эти уравнения эффективные коэффициенты переноса энергии турбулентности и скорости ее диссипации и члены, описывающие порождение турбулентности, оказываются функциями геометрических параметров стержневой структуры и условий ее обтекания [1].

Вид этих функций был установлен в ходе процедуры осреднения, а значения коэффициентов в них могут быть получены с помощью численного моделирования обтекания потоком теплоносителя стержневых сборок программным кодом ANSYSCFX. Продольное и поперечное обтекание стержневых сборок было рассмотрено ранее [2, 3]. В этих расчетных исследованиях определялась величина коэффициента пропорциональности C_ν в выражении, связывающем эффективную турбулентную вязкость потока теплоносителя $\nu_t^{\text{яч}}$ с кинетической энергией турбулентности k и скоростью ее диссипации ε:

$$\nu_t^{\text{яч}} = C_\nu \, k^2 / \varepsilon . \qquad (1)$$

Величина этого коэффициента в стандартной «*k*-ε» модели турбулентности задается и является константой [4]. В ИМТ величина C_ν определяется из формулы (1) по осредненным по ячейке периодичности структуры значениям кинетической энергии турбулентности, скорости ее диссипации и величине коэффициента кинематической турбулентной вязкости, полученным в ходе CFD моделирования стационарного обтекания сборки с помощью кода ANSYSCFX.

Как показали расчеты [2, 3], для поперечного обтекания коэффициент C_ν может считаться константой, отличающейся от используемой в стандартной «*k*-ε» модели [4]. Для случая продольного обтекания стержневой сборки этот коэффициент в ИМТ является функцией числа Re.

1. Постановка задачи

Целью данной работы является определение зависимости коэффициента C_ν от угла обтекания регулярной структуры, состоящей из гладких цилиндрических стержней. Выполненный ранее теоретический анализ анизотропных свойств подобных структур показал, что в случае углового обтекания коэффициент C_ν должен являться функцией от квадрата косинуса угла между направлением потока теплоносителя и направлением стержней в сборке:

$$C_\nu = C_{\nu\uparrow} \cdot f_1(\beta) + C_{\nu\perp} \cdot f_2(\beta), \quad (2)$$

где $C_{\nu\uparrow}, C_{\nu\perp}$ – коэффициенты при продольном и поперечном обтекании сборки; f_1, f_2 – неизвестные функции от величины $\beta = \cos^2(\varphi)$; φ – угол между направлением потока теплоносителя и направлением стержней в сборке.

Функции $f_1(\beta)$, $f_2(\beta)$ должны для предельных случаев поперечного ($\beta = 0$) и продольного ($\beta = 1$) обеспечивать значение коэффициента C_ν равным $C_{\nu\perp}, C_{\nu\uparrow}$, соответственно. Поэтому предварительно для C_ν была предложена следующая зависимость от угла обтекания сборки:

$$C_\nu = \beta \cdot C_{\nu\uparrow} + (1-\beta) \cdot C_{\nu\perp}. \quad (3)$$

Проверка формулы (3) также являлась целью работы.

2. Результаты расчетного исследования

В ходе выполнения данной работы исследовалось обтекание потоком воды комнатной температуры стержневых сборок с квадратной и треугольной упаковкой в диапазоне относительных шагов 1,14–1,5 и углов обтекания от 15 до 75 градусов при значениях чисел Рейнольдса 6700–150000.

Для каждого из рассмотренных режимов обтекания сборки были получены стационарные распределения скоростей, давления, кинетической энергии турбулентных пульсаций, скорости ее диссипации и величины кинематической турбулентной вязкости. Полученные при последующем осреднении по ячейке периодичности структуры средние значения кинетической энергии турбулентности, скорости ее диссипации и коэффициента кинематической турбулентной вязкости были использованы для определения из формулы (1) коэффициента C_ν.

Рассчитанные зависимости коэффициента C_ν. от угла обтекания сборки для треугольной и квадратной упаковки стержней показаны на рис. 1 и 2 соответственно.

Для проверки и корректировки зависимости (3) расчетные значения коэффициента C_ν, показанные на рис. 1 и 2, были представлены в виде:

$$C_\nu = C_\nu^{calc} \cdot f(\beta), \quad (4)$$

где C_ν^{calc} – значение коэффициента, полученное по формуле (3), а $f(\beta)$ – некоторая корректирующая функция величины β, значения которой для предельных случаев при $\beta = 0$ и 1 должны равняться 1.

Корректирующая функция $f(\beta)$, полученная в результате данных преобразований, показана на рис. 3 и 4 для треугольной и квадратной упаковки стержней соответственно. Если формула (3) справедлива, тогда значение этой функции должно быть тождественно равным 1 при любом угле обтекания. Видно, что использование приближения с формулой (3), приводит к ошибке до ±30 % во всем диапазоне параметра β.

С учетом вышеупомянутых требований к свойствам функции $f(\beta)$, показанные на рис. 3 и 4 зависимости, можно описать полиномом второй степени:

$$f(\beta) = 1 - C \cdot \beta \cdot (1 - \beta), \quad (5)$$

где C = -0,13 в случае треугольной упаковки стержней и C = -0,22 для квадратной упаковки.

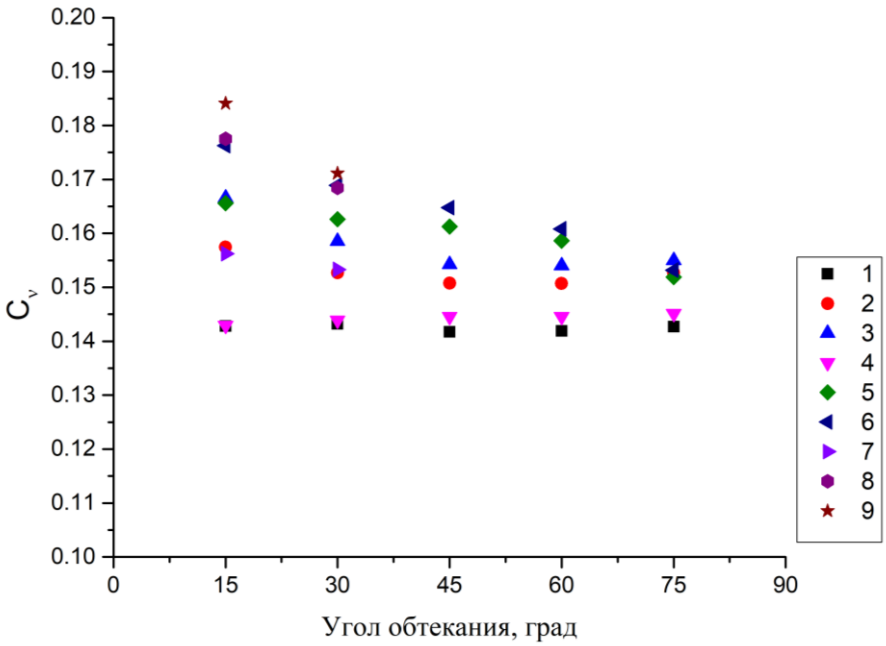


Рис. 1. Расчетная зависимость коэффициента C_v от угла обтекания сборки с треугольной упаковкой стержней:
1 – φ = 0,4, Re = 6667; 2 – φ = 0,4, Re = 33333; 3 – φ = 0,4, Re = 66667; 4 – φ = 0,5, Re = 10000; 5 – φ = 0,5, Re = 50000; 6 – φ = 0,5, Re = 100000; 7 – φ = 0,4, Re = 15000; 8 – φ = 0,4, Re = 75000; 9 – φ = 0,4, Re = 150000

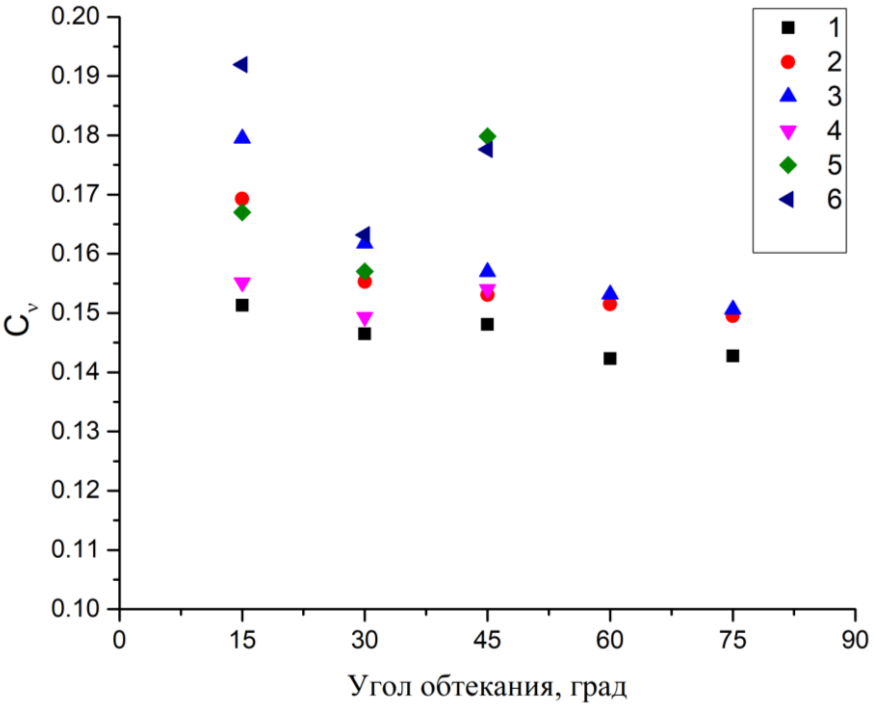


Рис. 2. Расчетная зависимость коэффициента C_v от угла обтекания сборки с квадратной упаковкой стержней:
1 – φ = 0,4, Re = 6667; 2 – φ = 0,4, Re = 33333; 3 – φ = 0,4, Re = 66667
4 – φ = 0,5, Re = 10000; 5 – φ = 0,5, Re = 50000; 6 – φ = 0,5, Re = 100000

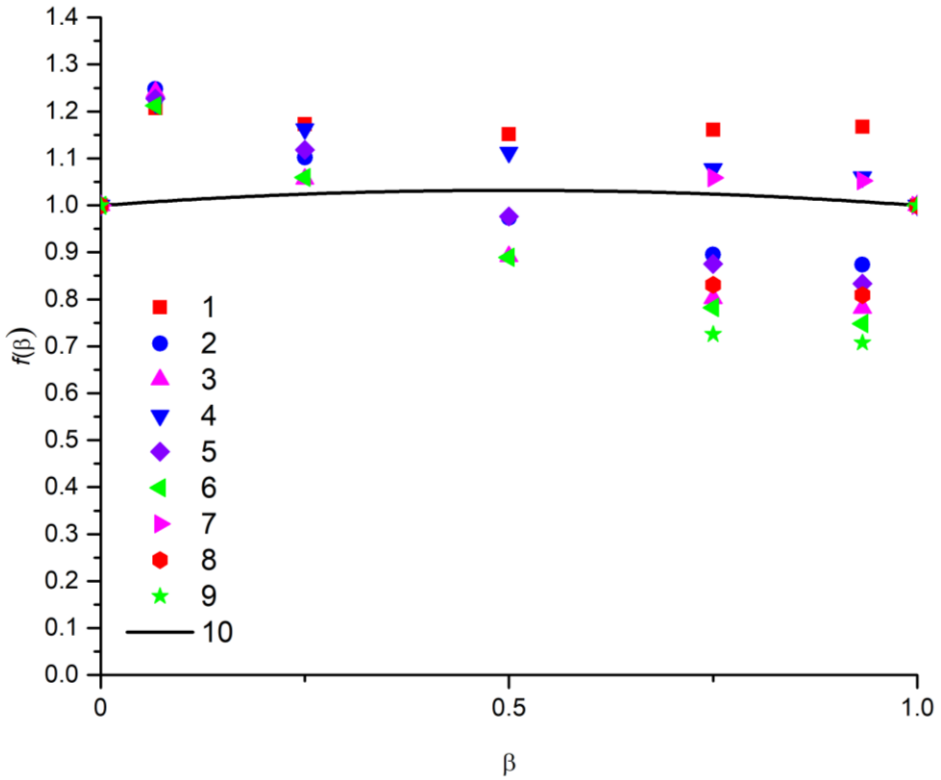


Рис. 3. Расчетная зависимость корректирующей функции от квадрата косинуса угла обтекания сборки с треугольной упаковкой стержней:
1 – φ = 0,4, Re = 6667; 2 – φ = 0,4, Re = 33333; 3 – φ = 0,4, Re = 66667; 4 – φ = 0,5, Re = 10000; 5 – φ = 0,5, Re = 50000; 6 – φ = 0,5, Re = 100000; 7– φ = 0,4, Re = 15000; 8 – φ = 0,4, Re = 75000; 9 – φ = 0,4, Re = 150000; 10 – корректирующая функция $f(\beta)$, представленная выражением (4)

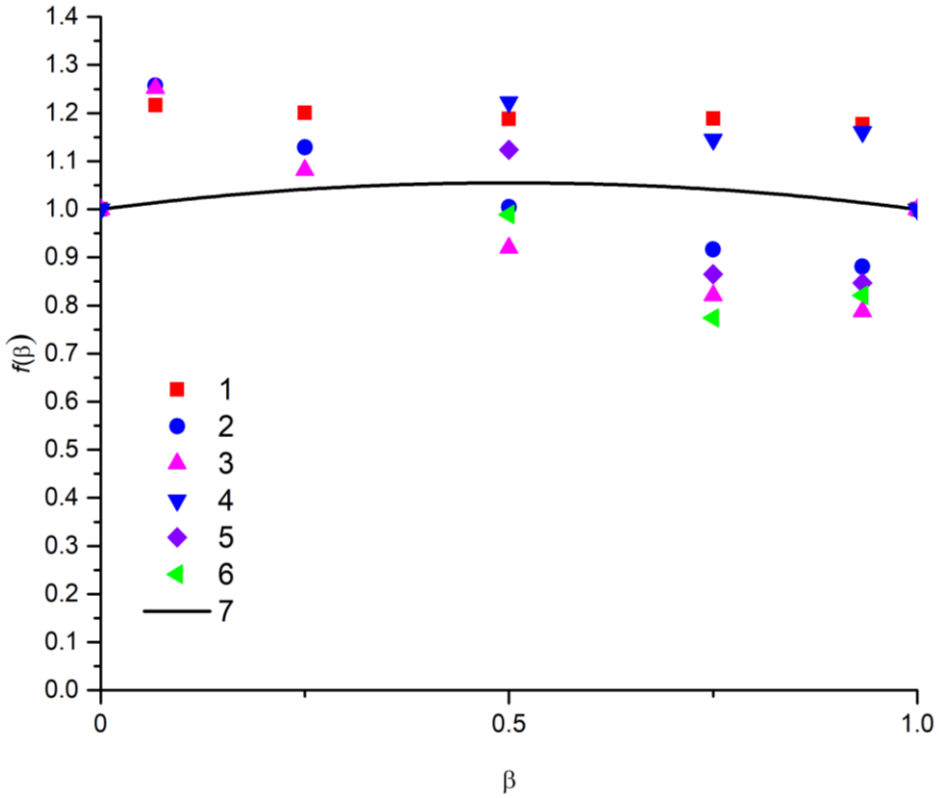


Рис. 4. Расчетная зависимость корректирующей функции от квадрата косинуса угла обтекания сборки с квадратной упаковкой стержней:
1– φ = 0,4, Re = 6667; 2 – φ = 0,4, Re = 33333; 3 – φ = 0,4, Re = 66667; 4 – φ = 0,5, Re = 10000; 5 – φ = 0,5, Re = 50000; 6 – φ = 0,5, R = 100000;
7 – корректирующая функция $f(\beta)$, представленная выражением (4)

Заключение

В ходе расчетного исследования была определена зависимость от угла обтекания регулярной стержневой сборки коэффициента пропорциональности в формуле определения эффективной турбулентной вязкости через энергию турбулентности и скорость ее диссипации. Было показано, что использование предложенной ранее упрощенной угловой зависимости этого коэффициента приводит к 20–30 % занижению величины эффективной турбулентной вязкости особенно при малых углах обтекания. Значения корректирующей функции $f(\beta)$ отклоняются от 1 во всем диапазоне изменения β не более чем на 5%, что свидетельствует о том, что предложенная зависимость (3) может использоваться для определения значения коэффициента C_v при произвольном угле обтекания стержневой сборки.

Список литературы

1. Корсун А.С., Круглов В.Б., Меринов И.Г., и др. // ВАНТ. Серия: Ядерно-реакторные константы. – 1984. — № 2. – Вып. 87.
2. Власов М.Н., Корсун А.С., Маслов Ю.А. и др. // Вестник национального исследовательского ядерного университета «МИФИ». – 2013. – № 2. – Вып. 314. – DOI: 10.1134/S2304487X13030206.
3. Vlasov M.N., Korsun A.S., Maslov Yu.A. et al. // Thermophysics and Aeromechanics. – 2016. – N/ 23 (2). – Issue 201. – DOI: 10.1134/S0869864316020062.
4. Rumsey C.L., Gatski T.B. Summary of EASM turbulence models in CFL3D with validation test cases // NASA/TM-2003-212431. – 2003.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект №16-19-10548).

Моделирование с помощью CFD-кода поля температуры теплоносителя в головках ТВС АЭС-2006 и ВВЭР-1000

Бугаева В. А., Олексюк Д. А., Киреева Д. Р.
НИЦ «Курчатовский институт», Москва, Bugaeva_va@nrcki.ru

Аннотация

Работа содержит результаты расчётов по трехмерному CFD-коду STAR-CCM+ распределений температуры теплоносителя в головке ТВС реактора АЭС-2006 и в головке ТВС-2М. Для расчетов были использованы поля скорости и температуры теплоносителя на выходе из пучка твэлов. Результаты расчетов могут использоваться для правильной интерпретации показаний термопар, установленных в головках ТВС.

Ключевые слова: CFD-расчет, реактор, инструментальный канал, активная зона, головка ТВС, температура теплоносителя.

Введение

В строящихся и проектируемых реакторах типа ВВЭР активные зоны имеют значительную часть элементов, остающихся неизменными с начала проектирования серийного ВВЭР-1000. К ним относятся размеры тепловыделяющей сборки (ТВС), форма ТВС и компоновка активной зоны. Все дальнейшие модификации осуществляются по эволюционному принципу с учетом предшествующих усовершенствований. Это обеспечивает преемственность разрабатываемых конструкций. На сегодняшний день осуществляется постоянное совершенствование существующих конструкций тепловыделяющих сборок, проводятся работы по созданию новых ТВС с улучшенными технико-экономическими характеристиками, соответствующими характеристикам топлива ведущих мировых производителей.

В реакторах ВВЭР-1000 и АЭС-2006 используются базовые конструкции кассет современного поколения ТВС-2М и ТВС АЭС-2006 соответственно. ТВС-2М в эксплуатации с 2006 года и является основным типом топлива российских АЭС с ВВЭР-1000. На её основе создаются усовершенствованные кассеты для новых проектов.

ТВС АЭС-2006 – модификация ТВС-2М. Основными отличиями являются перемещение инструментального канала для КНИТ из центра ТВС в ячейку, расположенную между рядами направляющих каналов, и установка твэла в центральную ячейку [1, 2].

Циркуляция теплоносителя в головке ТВС происходит следующим образом: после выхода из пучка твэлов основная часть теплоносителя поступает в участок между головками ТВС, а часть теплоносителя – в верхнюю часть головки ТВС через отверстия верхней плиты головки ТВС. В верхнюю часть головки ТВС поступают также протечки теплоносителя по НК и ИК. В головке ТВС АЭС-2006 теплоноситель протекает также в центральной трубке, и в кольцевом зазоре между смещенным инструментальным каналом и вставленным в него КНИТ.

Поскольку часть теплоносителя, циркулирующего возле НК и ИК, может иметь пониженную температуру по сравнению с температурой теплоносителя, поступающего в верхнюю часть головки ТВС после выхода из пучка твэлов, важным является исследование температуры в месте установки термопары СВРД в головке ТВС АЭС-2006, и штатной термопары в головке ТВС-2М. Помимо этого важно оценить степень перемешивания внутриканального теплоносителя с теплоносителем, омывающим ИК снаружи в месте перфорации инструментального канала.

Целью расчётного анализа, представленного в данной работе, является получение температуры теплоносителя внутри ИК до и после зоны перфорации, а также оценка температурного поля в области расположения термопар СВРД и штатной термопары в головках ТВС.

Описание конструкции и основных функций головок ТВС

Головка ТВС содержит блок из 19 пружин. 18 пружин через направляющие каналы прижимают ТВС к опорным стаканам шахты реактора, удерживая ТВС от всплытия в процессе работы реактора. Усилие от центральной пружины передается через решетку нижней обечайки на внешние бурты цанг.

Нижняя обечайка представляет собой сварную конструкцию в виде цилиндра, соединенного с шестигранным основанием ребрами. В решетке-основании предусмотрена система отверстий разного диаметра для протока теплоносителя. Головка ТВС крепится к направляющим каналам при помощи гаек. Демонтаж этих гаек позволяет снимать головку с направляющих каналов в случае ремонта ТВС при разгерметизации твэлов.

Головка ТВС выполняет следующие функции:

– стабилизирует выход потока теплоносителя из активной зоны;

– защищает от механических повреждений верхние торцы ТВЭЛ при перегрузках;

– обеспечивает постоянное сопряжение ТВС с гнездом плиты БЗТ и сопряжение каналов для ПС СУЗ, размещенных в ТВС и направляющих трубах БЗТ реактора;

– обеспечивает с учетом допусков и разности температурных расширений ТВС и ВКУ необходимое усилие поджатия ТВС в активной зоне реактора;

– обеспечивает ввод в ТВС преобразователей КНИТ (АЭС-2006).

Вид сверху головки ТВС-2006 и головки ТВС-2М представлены на рис. 1 и 2 соответственно.

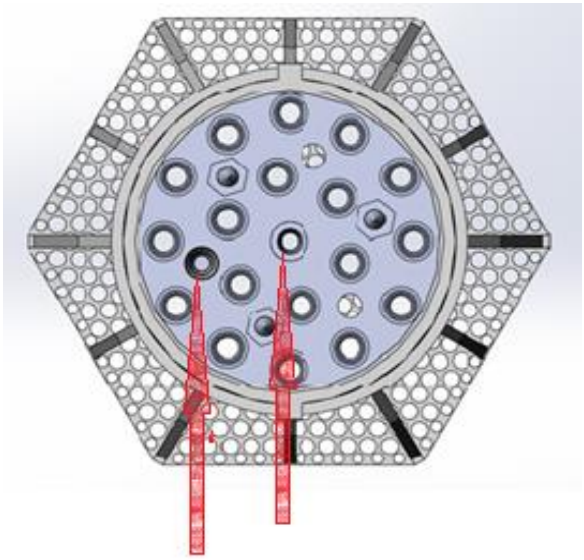


Рис. 1. Головка ТВС АЭС-2006

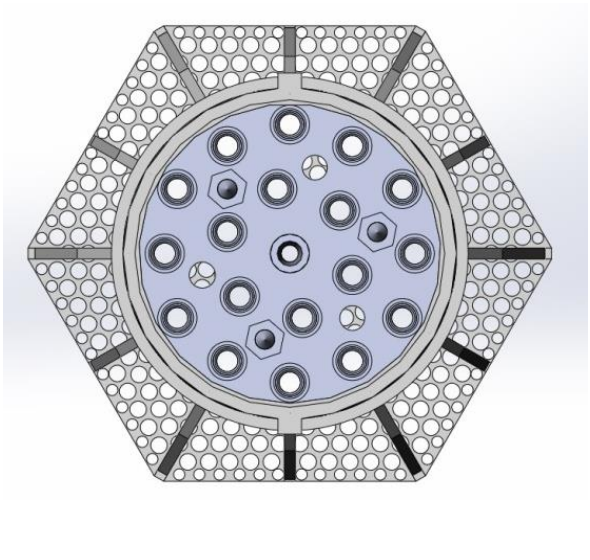


Рис. 2. Головка ТВС-2М

Описание численного моделирования

Целью численного моделирования течений в моделях ТВС является получение значений локальных характеристик потока теплоносителя в условиях, соответствующих экспериментальным, с использованием современного CFD-кода.

Основными этапами численного моделирования являются:

– построение трехмерных геометрических моделей;

– выбор CFD-кода и разработка на его основе расчетных моделей ТВС для выполнения численного моделирования течения потока теплоносителя;

– анализ сеточной сходимости, выбор типа и параметров расчетной сетки, построение сеточных моделей;

– постановка задачи для каждого из рассматриваемых вариантов расчетных моделей и режимов течения, формирование граничных условий и параметров решения, выбор модели турбулентности;

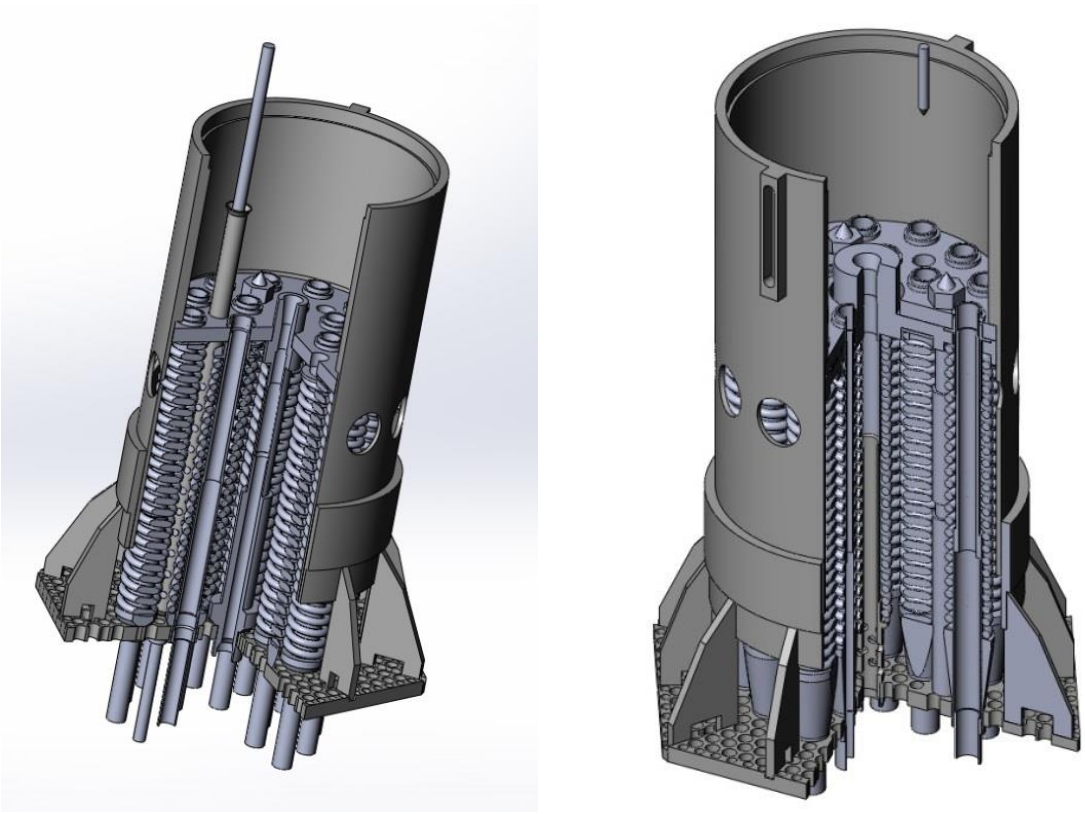
– визуализация решения, определение параметров течения.

Трехмерные твердотельные модели были разработаны с использованием программного комплекса AutoCAD и SolidWorks.

Для расчета температуры в месте установки термопар в головках ТВС АЭС-2006 и ТВС-2М в качестве CFD-кода использовалась программа STAR-CCM+ (программный комплекс, предназначенный для решения задач механики сплошных сред) [3].

Постановка задачи

Моделируемая область для каждого типа реактора представляет собой головку, расположенную в рабочей кассете РУ, состоящую из верхней (цилиндрической) обечайки, демпфирующей плиты, пружинного блока, нижней обечайки, цанг и элементов, связывающих сборочные единицы головки в единую конструкцию, а также часть ТВС расположенную сразу после окончания твэлов. Моделируемая область представлена на рис. 3.



а) *б*)

Рис. 3. Моделируемая область:
а – головка ТВС АЭС-2006; *б* – головка ТВС

Для данной задачи была выбрана следующая модель построения сетки:

– Генератор многогранных ячеек;
– Базовый размер – 6,9 мм;
– Объемная смесь тетраэдры/многогранники – 1.0;
– Генератор поверхностной сетки;
– Генератор призматического слоя на поверхности с относительной величиной от базового 33,3 % (или 2,297 мм).

В итоге генерации была получена расчетная сетка, состоящая из примерно 5500000 ячеек. В разрезе сетка модели на примере ТВС АЭС-2006 представлена на рис. 4. Поверхностные сетки расчётных моделей для ТВС АЭС-2006 и ТВС-2М представлены на рис. 5 и 6 соответственно.

При моделировании течения в головках кассет были использованы следующие физические модели программы STAR-CCM:

– время: стационарное состояние;
– жидкость: H_2O;
– турбулентность: RANS (Reynolds-averaged Navier-Stokes уравнение Навье-Стокса, осредненное по Рейнольдсу);
– моделирование турбулентности: Two-layer all y+ wall treatment (2-слойная модель для всех У+).

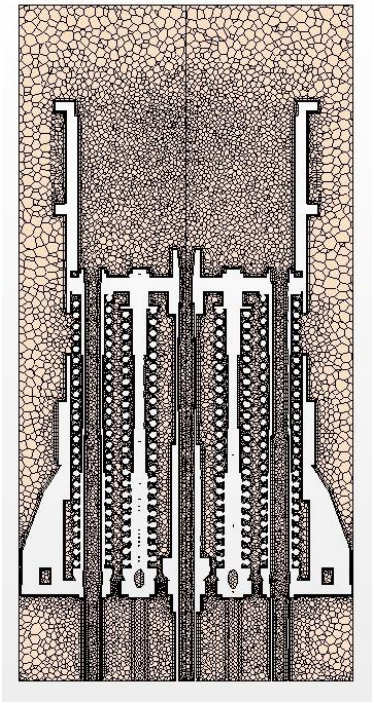


Рис. 4. Расчетная сетка в разрезе

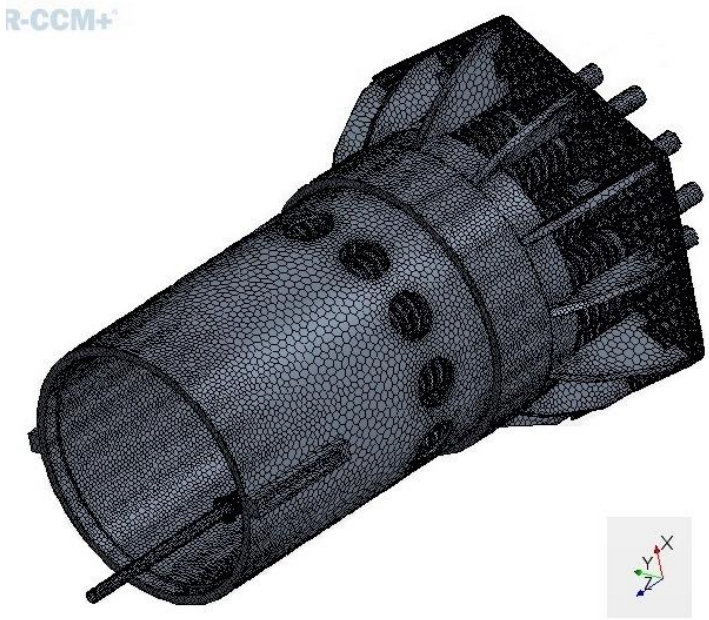


Рис. 5. Поверхностная сетка головки ТВС АЭС-2006

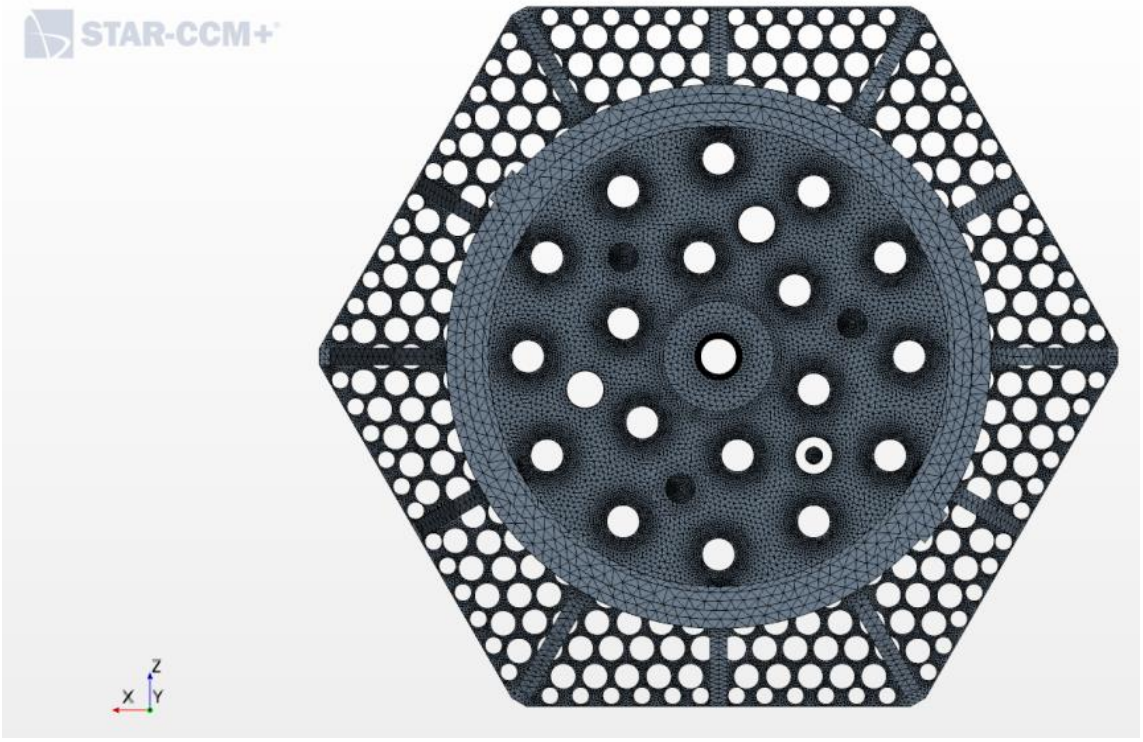


Рис. 6. Поверхностная сетка головки ТВС-2М

В качестве граничных условий были использованы варианты полей расходов и температуры теплоносителя на выходе из пучка твэлов, которые получены с помощью ячейкового кода SC-1 [4]. Для расчетов были выбраны: ТВС 6-го блока НВАЭС (Нововоронежская АЭС-2) и ТВС 2-го блока Ростовской АЭС (ВВЭР-1000). Картограмма расположения ТВС в активной зоне изображена на рис. 7. Схема размещения штатной термопары в головке ТВС-2М и схема расположения первичных преобразователей СВРД (ДПЗ и ТП) по высоте активной зоны АЭС-2006 приведены на рис. 8 и 9 соответственно.

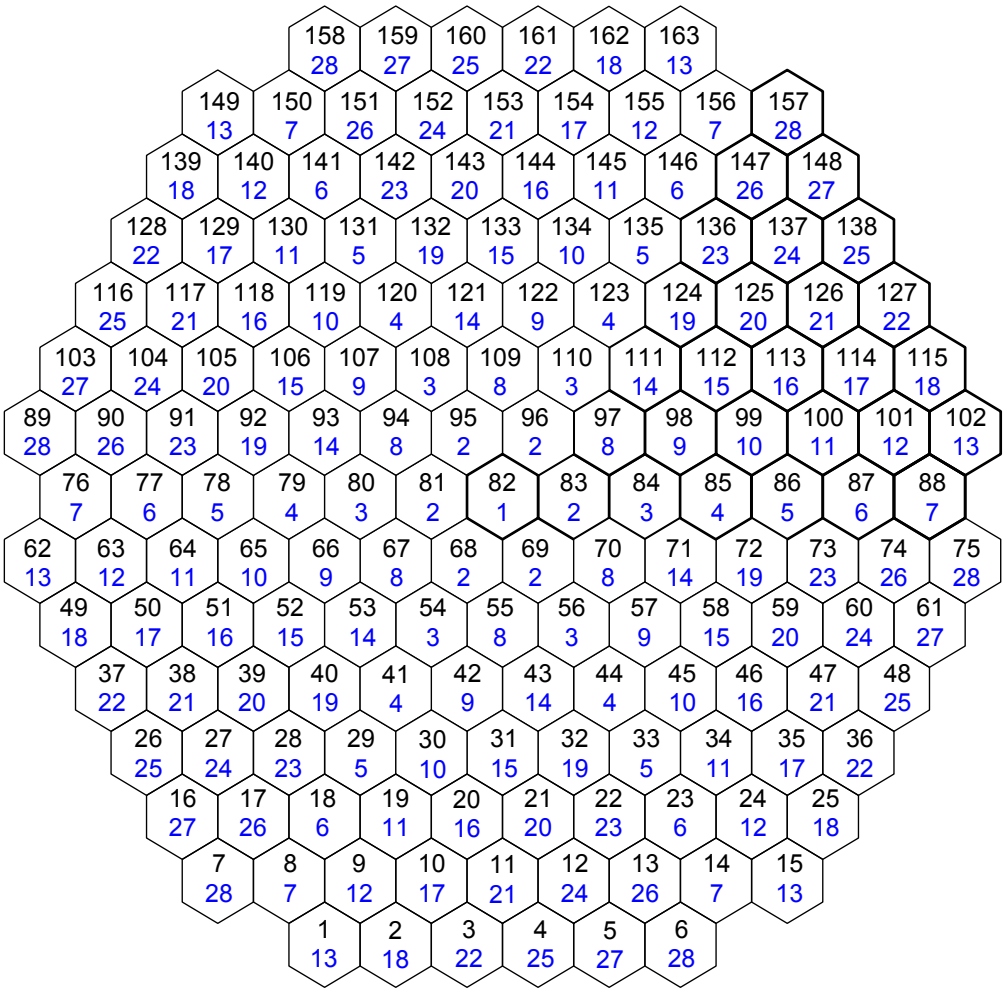


Рис. 7. Нумерация ТВС (вверху) и орбит симметрии (внизу) для активной зоны реактора ВВЭР

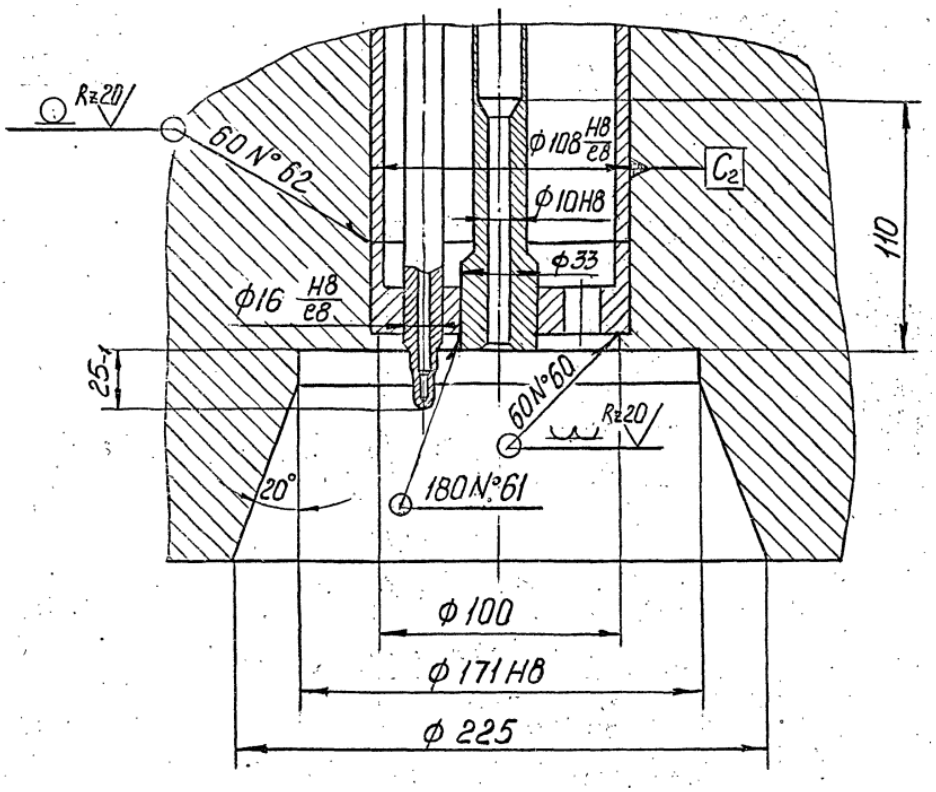


Рис. 8. Схема размещения штатной термопары в головке ТВС-2М.

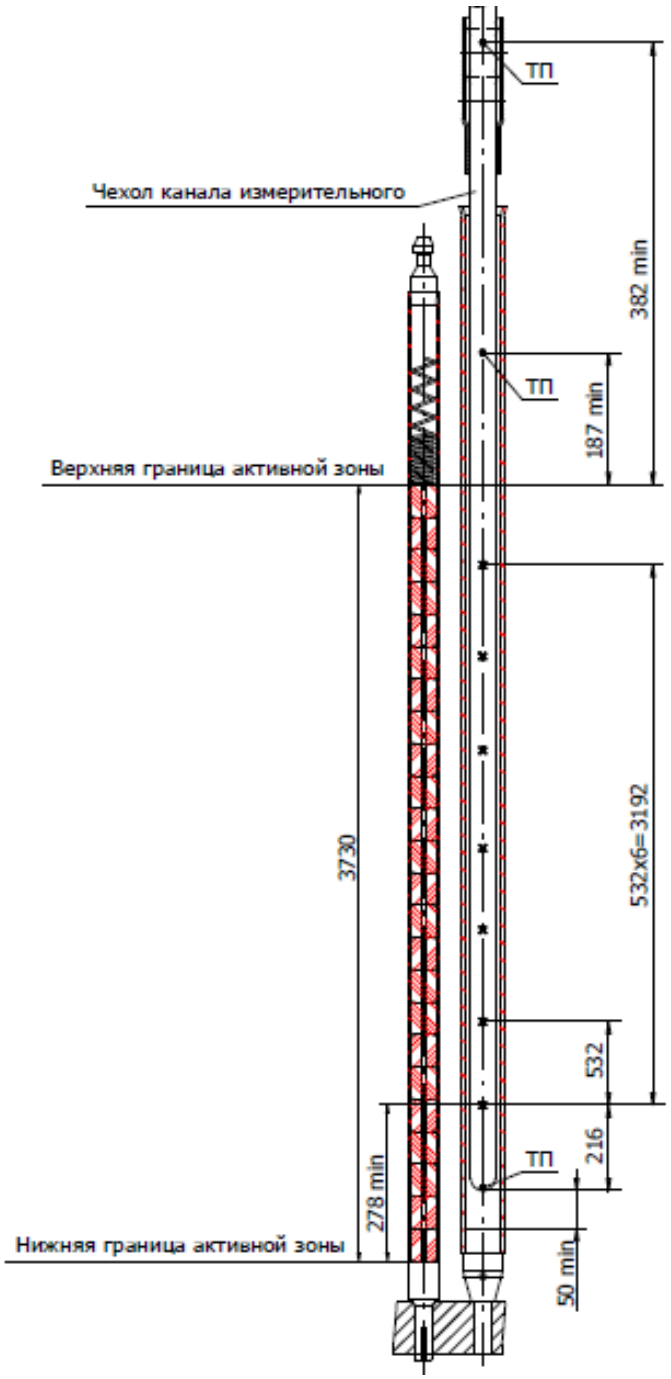


Рис. 9. Схема размещения первичных преобразователей СВРД в ТВС АЭС-2006

Результаты расчетов

С помощью CFD-кода STAR-CCM+ были проведены расчёты для десяти ТВС, в которых были установлены температурные датчики для АЭС-2006 и десяти ТВС Ростовской АЭС с расположенными в них штатными термопарами.

В качестве примера расчётного моделирования по CFD-коду представлены распределения температур для двух ТВС: ТВС № 127 для ВВЭР-1000 и ТВС № 93 для АЭС-2006. На рис. 10 показано распределение температуры на входе в головку для ТВС № 127. На рис. 11 поле температуры в разрезе вертикальной плоскостью для этой же ТВС. На рис. 12 поле температуры в разрезе через верхнюю плиту для ТВС № 127. На рис. 13 представлено поле температуры в месте установки штатной термопары для ТВС № 127. На рис. 14, 15 показаны распределение температуры на входе в головку для ТВС № 93 и поле температуры в разрезе вертикальной плоскостью для этой же ТВС. На рис. 16 изображено распределение температуры по высоте КНИТ в ТВС № 93. На рис. 17 показано поле температуры в месте установки термопары (показано черной вертикальной линией) в ТВС № 93 НВАЭС-2006.

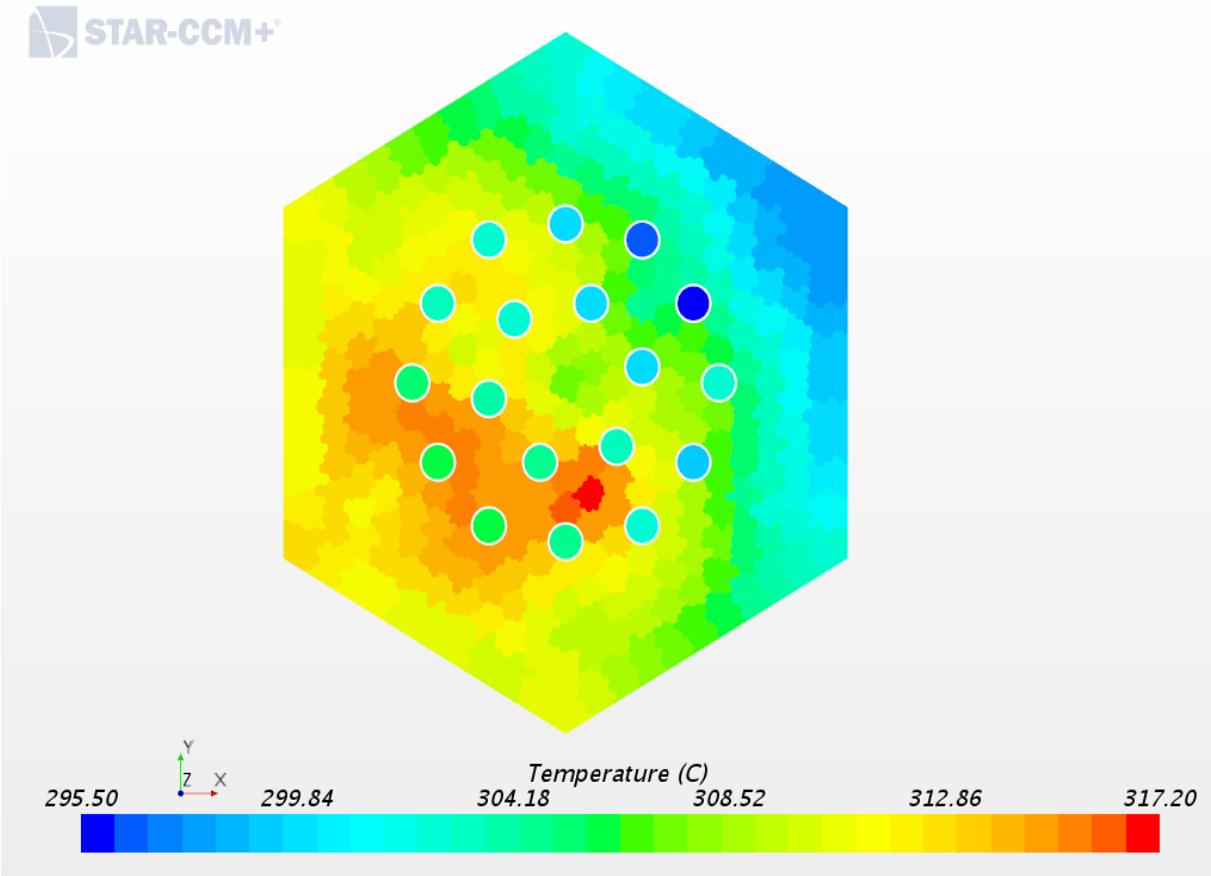


Рис. 10. Распределение температуры на входе в головку для ТВС № 127

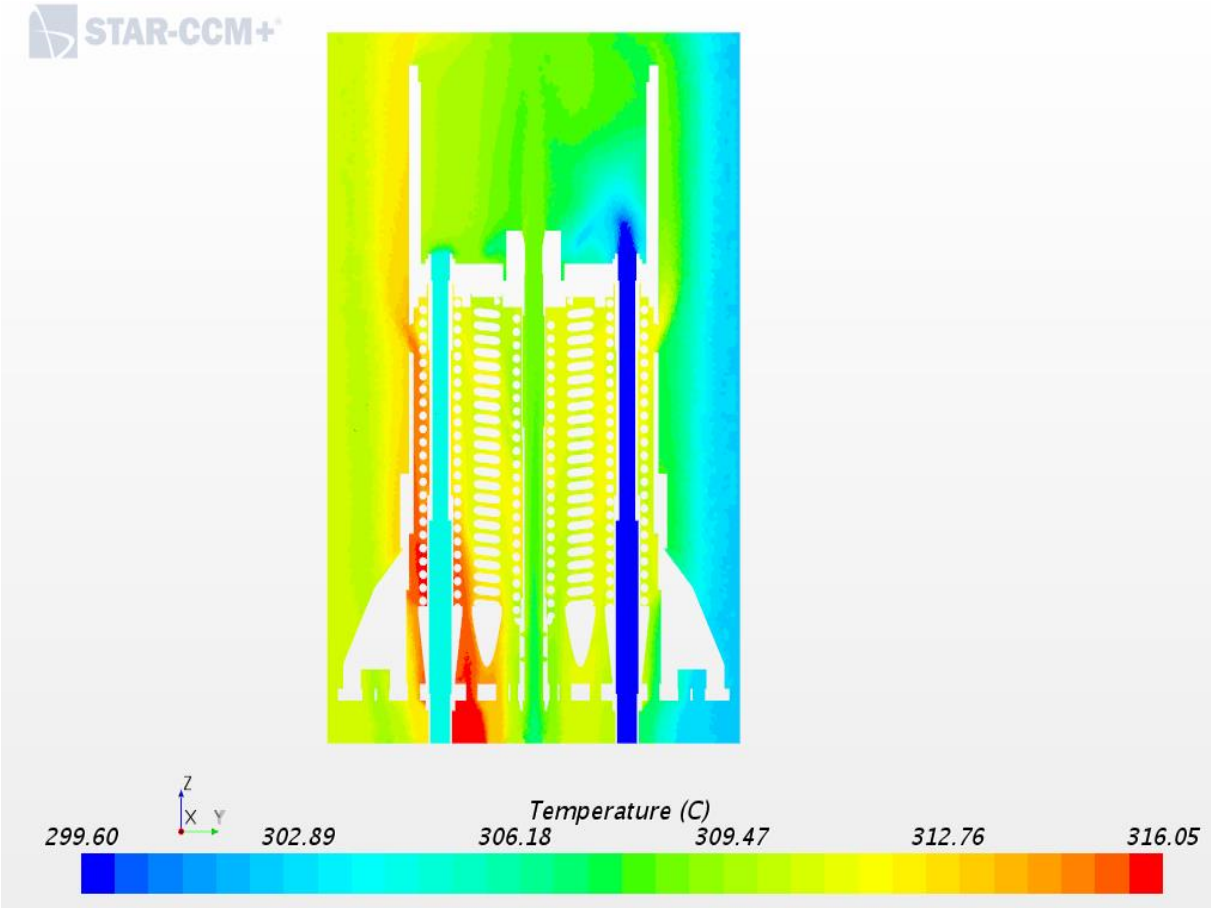


Рис. 11. Поле температуры в разрезе вертикальной плоскостью для ТВС № 127

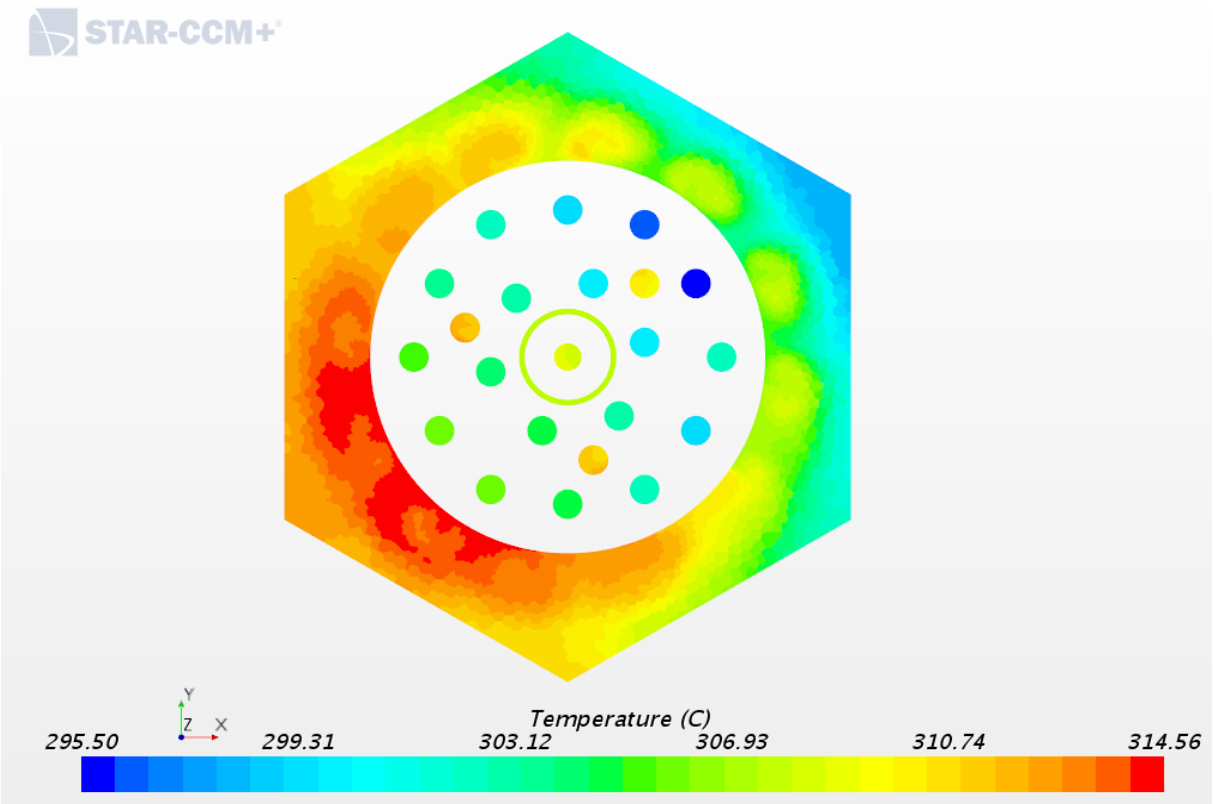


Рис. 12. Поле температуры в разрезе через верхнюю плиту ТВС № 127

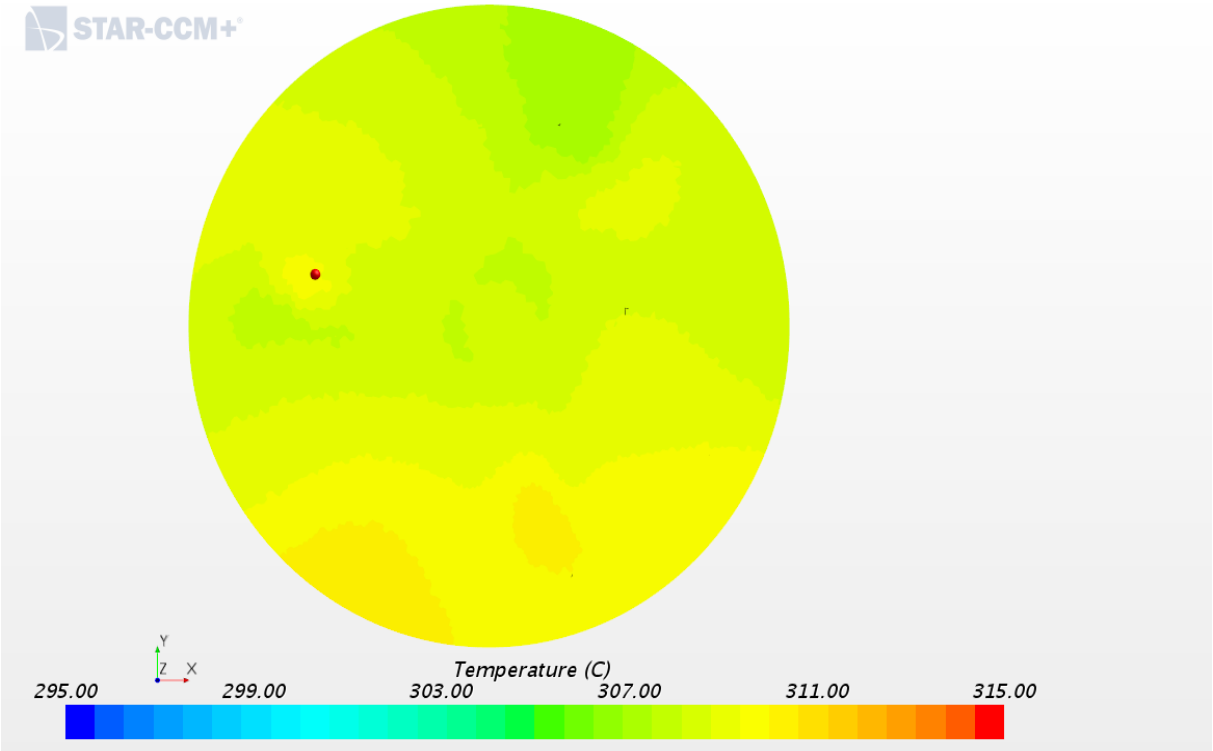


Рис. 13. Поле температуры в месте установки штатной термопары ТВС № 127

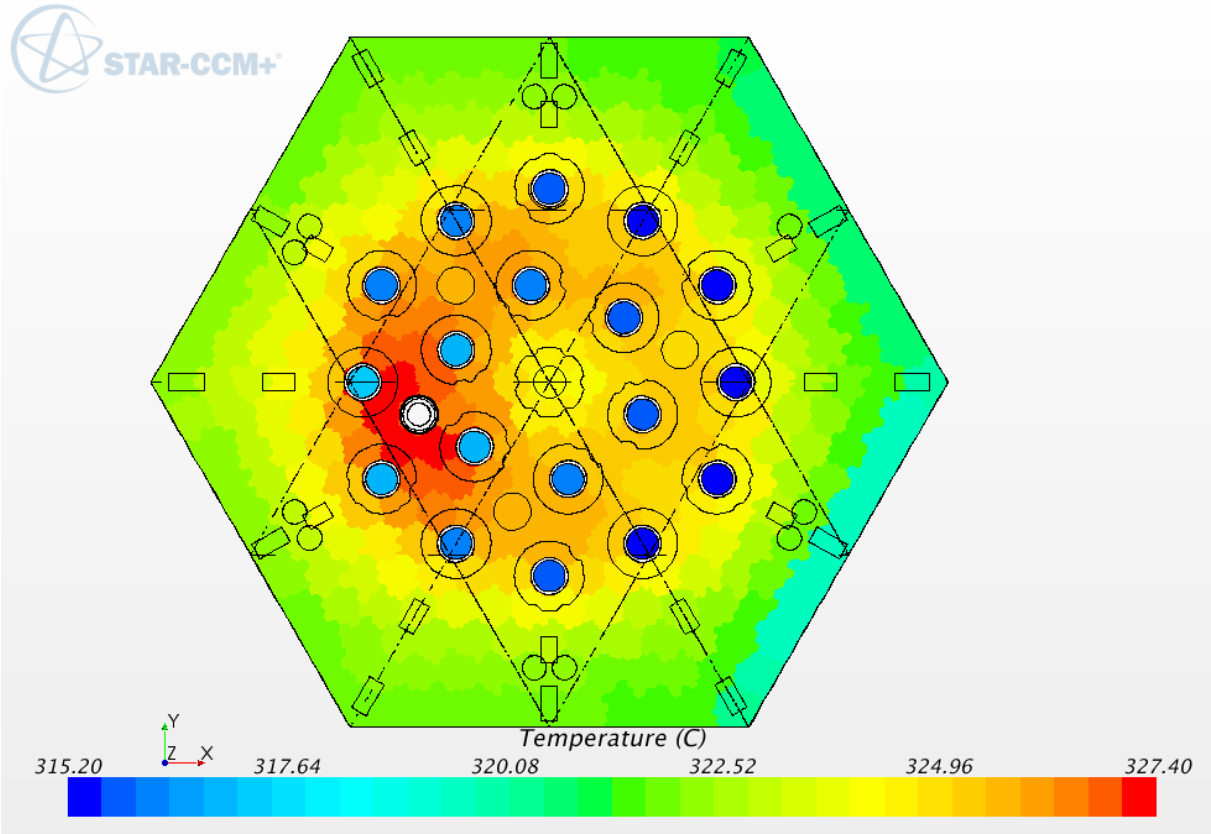


Рис. 14. Распределение температуры на входе в головку для ТВС № 93

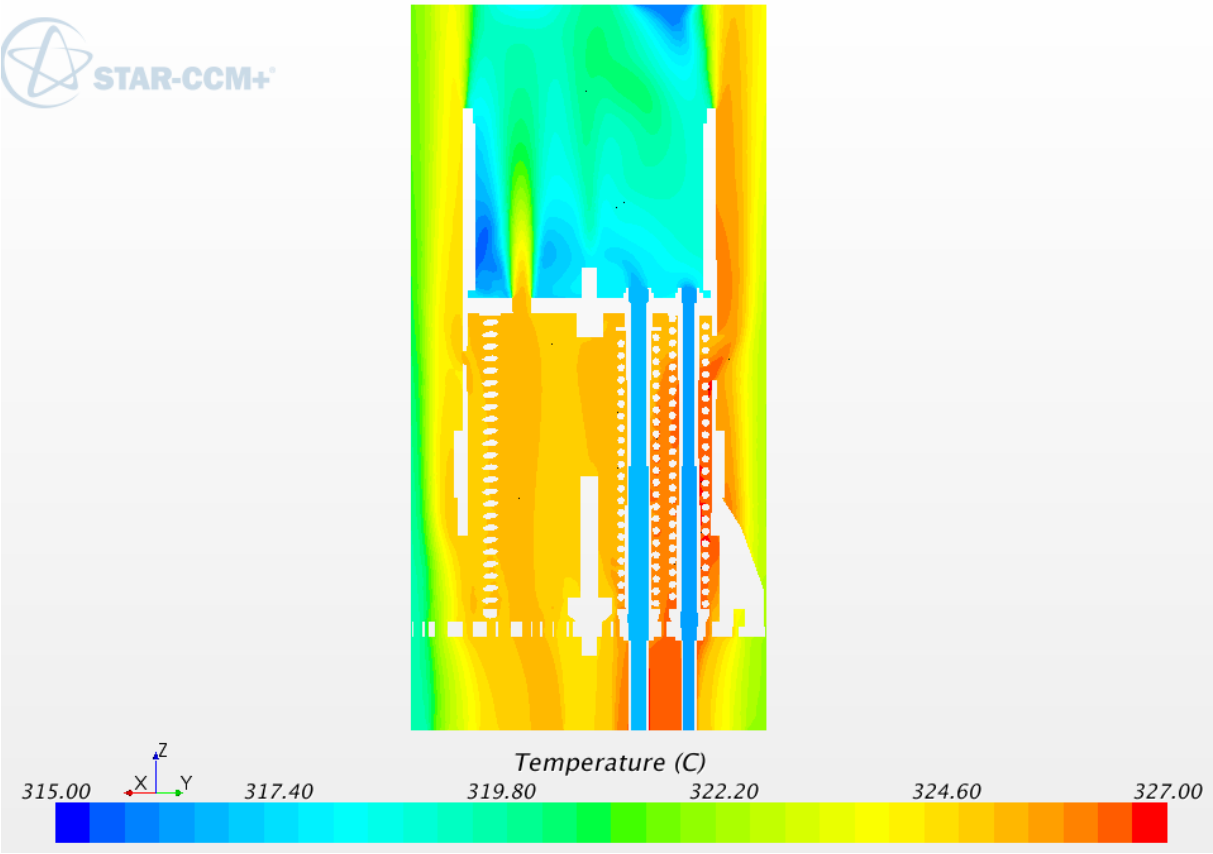


Рис. 15. Поле температуры в разрезе вертикальной плоскостью для ТВС № 93

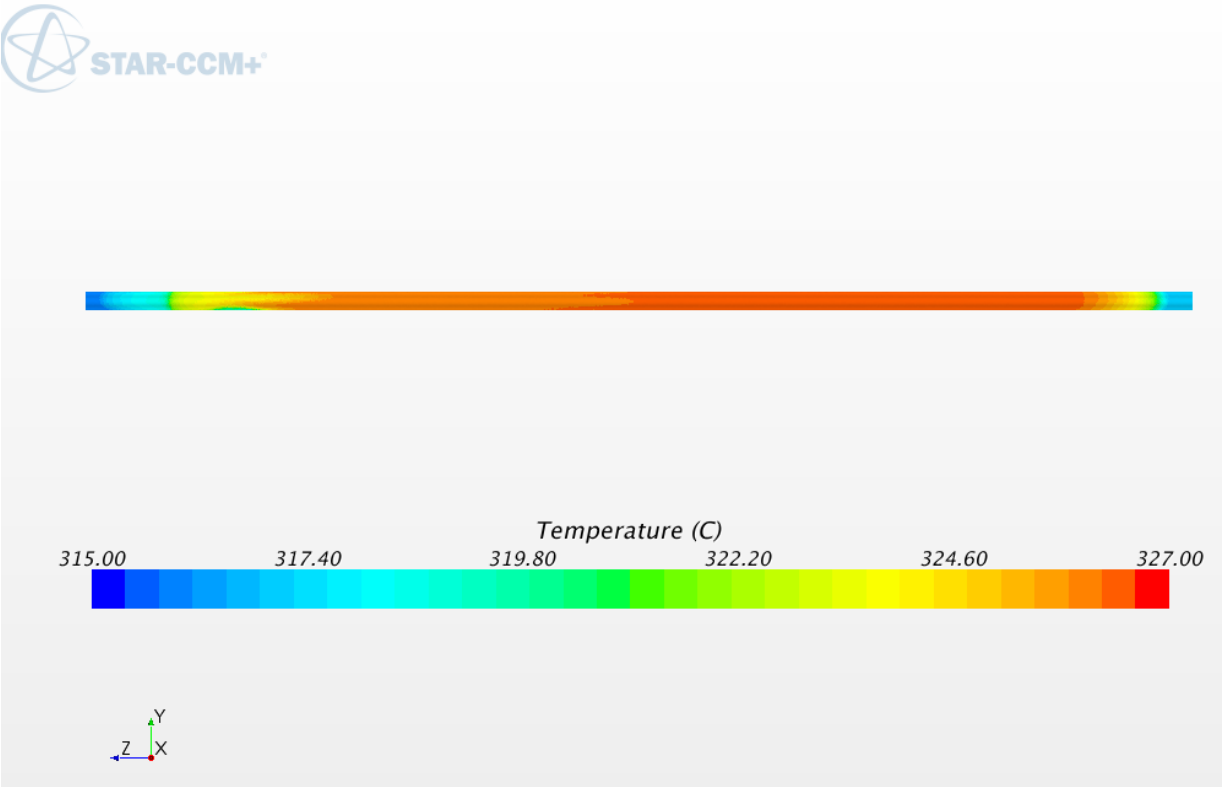


Рис. 16. Распределение температуры по высоте КНИТ в ТВС № 93

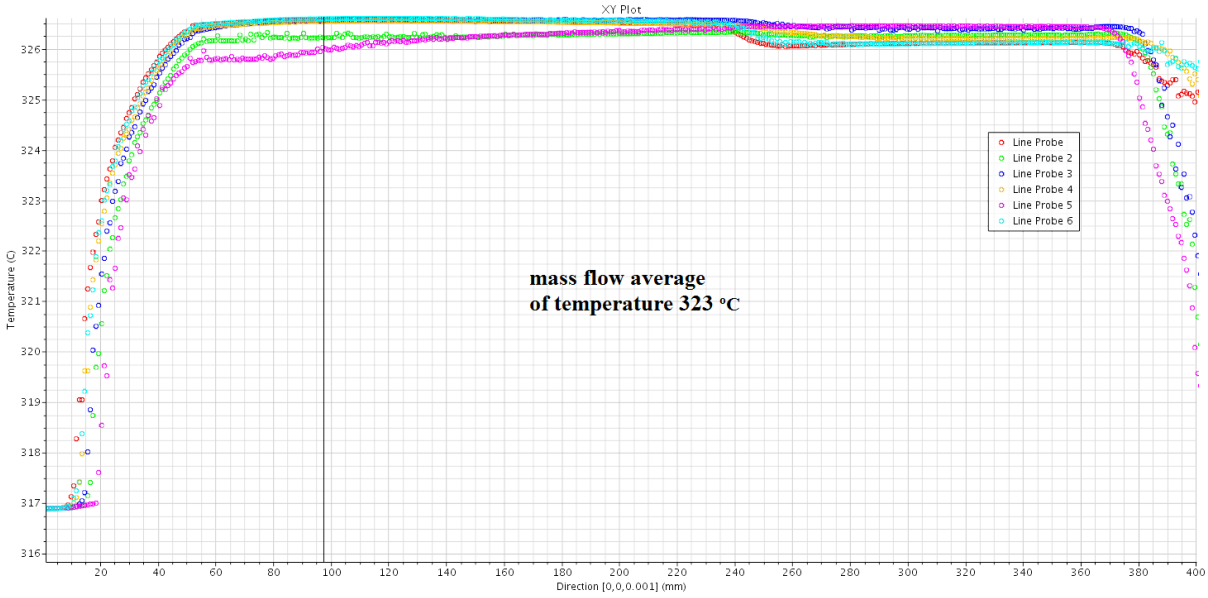


Рис. 17. Поле температуры в месте установки термопары ТВС № 93

Из рисунков видно, что температура теплоносителя на входе в головку для некоторых ТВС имеет существенную неравномерность. Заметно ниже (примерно на 10 °С) температура на выходе из направляющих каналов (НК). В расчётах учитывалось, что в некоторых ТВС-2М внутри НК вставлены поглощающие стержни. На рис. 12 видно, что температуры в трёх выходных отверстиях из верхней части головок кассет отличаются.

В кассете № 93 видно, что распределение температуры имеет выраженную центральную симметрию, но при этом температура в центре кассеты заметно (на 4–6 ºС) выше, чем на периферии. Разница температуры между максимумом и минимумом составляет примерно 6,5 ºС.

Заключение

В результате проведенных расчетов были получены поля температуры на выходе из твэльной части ТВС для 10 кассет реактора ВВЭР-1000 и 10 кассет реактора АЭС-2006.

Полученные результаты для АЭС-2006 свидетельствуют о существенной неравномерности поля температуры на выходе из твэльной части ТВС, поэтому в области расположения термопар СВРД температура может иметь значительные отличия от средней по ТВС. Измеренные значения локальной температуры теплоносителя могут давать как завышенные, так и заниженные относительно средней температуры результаты. Смещенное относительно центра положение ИК приводит к сильной зависимости локальной температуры от положения ТВС в активной зоне.

Для ВВЭР-1000 также получены поля температуры на выходе из ТВС и получены оценки погрешности для десяти ТВС с различной мощностью вначале физических экспериментов на этапе освоения проектной мощности энергоблока № 2 Ростовской АЭС. Расчёты были проведены для момента времени, когда десятая группа ОР СУЗ находилась в положении 82,3 %, 1–9 группы ОР – на верхнем концевом выключателе. Средняя квадратичная погрешность расчёта подогрева в ТВС составила по CFD-коду $\sigma = 3{,}3$ %.

Список литературы

1. Лескин С.Т., Шелегов А.С., Слободчук В.И. Физические особенности и конструкция реактора ВВЭР-1000. – М.: Министерство образования и науки Российской Федерации Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ», Обнинский институт атомной энергетики, 2011. С. 116.
2. Драгунов Ю.Г., Рыжов С.Б., Васильченко И.Н., Кобелев С.Н., Вьялицын В.В. Проект активной зоны для РУ АЭС-2006 / Пятая международная конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР».
3. Программный комплекс STAR-CCM+. [Электронный ресурс]. URL: http://www.saec.ru/starccmplus/ (дата обращения 15.09.2017).
4. Кобзарь Л.Л., Олексюк Д.А. Развитие и верификация программы SC-1, предназначенной для поячейкового теплогидравлического расчета активных зон ВВЭР / В трудах 2-й Всероссийской научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», Подольск, ноябрь 2001 г.

Численное моделирование горения натрия при аварийных проливах в помещениях РУ БН-1200

Поваренский Р. Б., Капица Д. В.
АО «Атомпроект», Санкт-Петербург, RBPovarenskiy@atomproekt.com

Аннотация

Доклад содержит расчетный анализ опасных факторов горения натрия в помещениях энергоблока с РУ БН-1200. Для расчетных исследований рассматривались сценарии разрыва трубопровода с образованием течей теплоносителя. Первый этап исследований заключался в определении температурного воздействия на строительные конструкции и элементы вентиляционного оборудования при проектной системе пожарной безопасности. На втором этапе анализировалась возможность применения альтернативной конструкции системы натриевого пожаротушения. Вычисления проводились в специализированном пакете Fire Dynamics Simulator – расчетный код, широко используемый как для разработки противопожарных систем, так и для предсказания распространения пожаров в жилых и производственных помещениях. В результате исследований получены временные зависимости давления и температуры газовой среды, температуры теплоизоляции, бетона и облицовки строительных ограждений, количества продуктов сгорания в системе вентиляции. Сделаны оценочные выводы о целостности строительных конструкций, достижении недопустимых температурных нагрузок, эффективности применения альтернативных систем натриевого пожаротушения.

Ключевые слова: теплоноситель, температура, давление, авария, течь, натриевый пожар, горение натрия, численный анализ, расчет опасных факторов.

Математическая модель

В FDS 6 [2] реализованы математические модели турбулентного диффузионного горения. Для расчёта трёхмерных турбулентных течений, возникающих при горении, численно решается система уравнений Навье-Стокса в дозвуковом приближении. Для моделирования турбулентности используется метод крупных вихрей, который воспроизводит наиболее крупные вихревые структуры. Эмиссия, перенос и поглощение теплового излучения моделируется с помощью уравнения переноса энергии излучения, которое решается численно методом контрольных объёмов. Для определения подсеточной турбулентной вязкости используется модель Дидорфа:

$$\mu_{sgs} = \rho C_v \Delta \sqrt{k_{sgs}}, \quad (1)$$

где k_{sgs} – вычисляется через осредненные значения компоненты скорости.

По умолчанию, FDS рассчитывает перенос аэрозолей как газовую фазу. Общая скорость осаждения аэрозолей на поверхности определяется как сумма скоростей механизмов гравитационного, диффузионного и термического осаждения. Таким образом, осаждение на поверхности задается путем введения граничного условия массовой скорости осаждения аэрозолей:

$$\dot{m}''_{dep} = \rho Y u_{dep}, \quad (2)$$

где u_{dep} – общая скорость осаждения, ρ – плотность аэрозолей, Y – массовая доля.

В расчёте использовалась модель горения, основанная на фиксированной скорости выгорания топлива. Для расчетов скорость принималась равной 52 кг/ч·м^2 [1]. Горение в газовой фазе описывается одностадийной необратимой реакцией окисления горючего с образованием заданного количества продуктов сгорания. Реакция окисления натрия, используемая в расчетах, имеет следующий вид:

$$0{,}44Na + 0{,}22O_2 + 0{,}78N_2 = 0{,}88Na_2O_2 + 0{,}893(0{,}14Na_2O_2^* + 0{,}874N_2)$$

$$\Delta H_{298} = -124 \text{ ккал/моль},$$

где $Na_2O_2^*$ — часть вещества, осевшая в виде оксидов в зоне горения. В соответствии с вышеописанной реакцией окисления, 44 % от исходного количества натрия переходит в аэрозоль [1].

Постановка задачи

При пожаре снижение воздействия на бетонные конструкции помещений обеспечивается за счёт тепловой изоляции (минераловатные плиты для стен, теплоизоляционный керамзитобе-

тон для пола) и стальной облицовки. Свойства и предельно допустимые значения температур материалов представлены в таблице 1.

Все помещения оборудованы системой приточной и вытяжной вентиляции. Рабочие параметры системы вентиляции представлены в таблице 2. С целью предотвращения выхода среды из помещения во входной воздуховод, в нем устанавливается обратный клапан. В соответствии с проектом температура поступающего в помещение воздуха 20 °С.

Таблица 1

Свойства строительных материалов стен помещения

Составляющая часть	Толщина, мм	Плотность, кг/м^3	Теплопроводность, Вт/мК	Удельная теплоемкость, кДж/Кг·К	Предельно допустимая температура, °С
Облицовка (сталь)	3	7800	70	0,46	450
Теплоизоляция стен (минераловатные плиты)	100	110	0.036	0,8	750
Теплоизоляция пола (керамзитобетон)	3	1200	0.36	0,84	600
Стена/пол (бетон)	800	2500	1,2	1,06	100

Таблица 2

Рабочие параметры системы вентиляции

Помещение	Расход вентиляции, м^3/ч		Давление в помещении, Па	Предельно допустимая температура, °С
	Вытяжная	Приточная		
Помещение систем	2100	2100	-50	380
Помещения трубопроводов	7300	7300	-50	380

В помещениях энергоблока с РУ БН-1200 установлена проектная система обеспечения пожарной безопасности (ПБ). Данная система основана на специальных контейнерах (поддонах) с гидрозатвором, установленных на всей поверхности пола. После заполнения поддона натрием происходит запирание затвора. Скопившаяся горючая масса остается внутри до остывания.

В данной работе рассматривались два основных типа разрыва трубопроводов, полным сечением − «гильотинный» (ГР) и небольшой щелью − «течь перед разрушением» (ТПР).

При ГР натрий попадает непосредственно на поддон. Часть натрия стекает внутрь, другая скапливается на поверхности. Расчетное время горения определяется из условия полного сгорания скопившегося на всей поверхности поддонов натрия при фиксированной скорости выгорания (в соответствии с моделью горения).

В случае ТПР расход натрия из течи настолько мал, что он успевает выгореть еще до попадания внутрь поддона. Задача в этом случае сводится к моделированию небольшой лужи, диаметром, при котором количество сгоревшего натрия компенсирует пополнение натрия из течи. Время горения принимается равным времени локализации течи. Характеристики пролива натрия для рассматриваемых помещений представлены в таблице 3.

Таблица 3

Расчетные сценарии течей натрия для двух помещений

Помещение	Объем пролива натрия, м^3		Время пролива натрия, мин		Температура натрия, °С		Площадь поверхности горения, м^2	
	ТПР	ГР	ТПР	ГР	ТПР	ГР	ТПР	ГР
Помещение систем	0,196	83,7	240	4,8	527	440	1,2	123
Помещения трубопроводов	1,2	14,5	1590	1,2	534	534	0,77	99

Помимо проектной системы, рассматривалась альтернативная, сливная система обеспечения ПБ. Система основана на специальных конструкциях, расположенных по всему полу с уклоном от 5 до 10 градусов к сливным отверстиям в сосуд, установленный на нижних отметках.

Для случая ТПР методика расчета аналогична проектной системе ПБ. При расчете ГР отличия заключаются в уменьшенном времени горения, определяемом длительностью пролива и сгоранием прилипшего к поверхности натрия, а также отсутствием тепловой нагрузки на бетонное перекрытие пола помещения.

Постановка задачи с допущением о растекании натрия по всей поверхности пола слишком консервативна, так как его накопление не происходит. Детальное исследование этого процесса в будущем может повысить качество подобных расчётов и значительно снизить расчётную тепловую нагрузку для подобных типов аварий.

Расчетная модель

Расчетный анализ выполнялся для двух типовых помещений, «помещение систем» и «помещение трубопроводов», модели которых представлены на рис. 1.

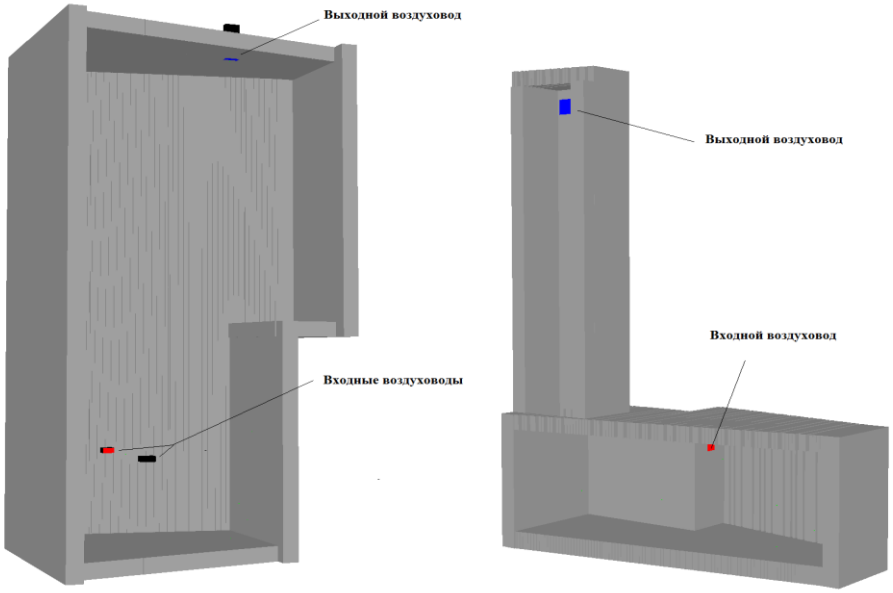


Рис. 1. Расчетные модели помещения систем (слева) и трубопроводов (справа).
Синим отмечено расположение сечения выходного воздуховода, красным сечение входного

Расчетная область представляет собой прямолинейный объем, построенный в соответствии с чертежами представленных помещений. Для вычислений строилась равномерная, структурированная расчетная сетка. Размер ячейки сетки определяется из характеристической длины теплового факела (3). Для должного разрешения численной задачи длина теплового факела должна содержать от 4 до 16 расчетных ячеек.

$$D^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_\infty C_p T_\infty \sqrt{g}}\right)^{2/5}, \quad (3)$$

где Q – мощность тепловыделения, кВт; ρ_∞ – плотность окружающей среды, кг/м^3; C_p – теплоемкость, кДж/кгК; T_∞ – температура среды на бесконечности, К. В соответствии с данной методикой размер расчетной ячейки принимался равным 20 см, общее число ячеек достигает 480000 для помещения систем и 150000 для помещения трубопроводов.

На рис. 2 представлены расчетные модели помещения трубопроводов. Как мы отмечали ранее, в расчетах допускается, что при ГР натрий горит со всей поверхности пола, когда при ТПР рассматривается горение небольшой лужи.

В расчетной модели подача воздуха во входной воздуховод осуществляется из атмосферы. На выходном воздуховоде в качестве граничных условий задается давление в минус 250 Па. Для обеспечения необходимого расхода (соответственно таблице 2) и разряжения в помещении минус 50 Па, на входном и выходном воздуховодах устанавливается дополнительное сопротивление. Для установления исходного состояния, проведены предварительные расчеты с последующим использованием результатов в качестве начального приближения.

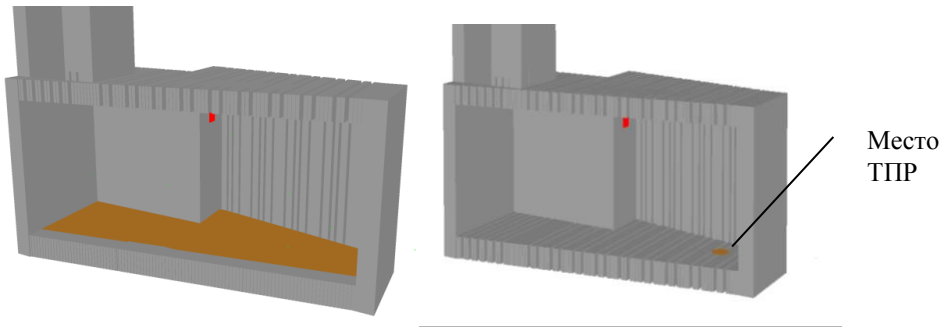


Рис. 2. Расчётная модель помещения трубопроводов при ГР (слева) и ТПР (справа)

Результаты расчетов ТПР

Результаты расчетов ТПР помещения трубопроводов представлены на рис. 3. Расчет показал, что в течение 10 минут с момента возгорания происходит стабилизация расчетных параметров помещения. Максимальный уровень температуры газов на входе в вентиляцию достигает +54 °С, максимальный расход аэрозолей 12 г/с.

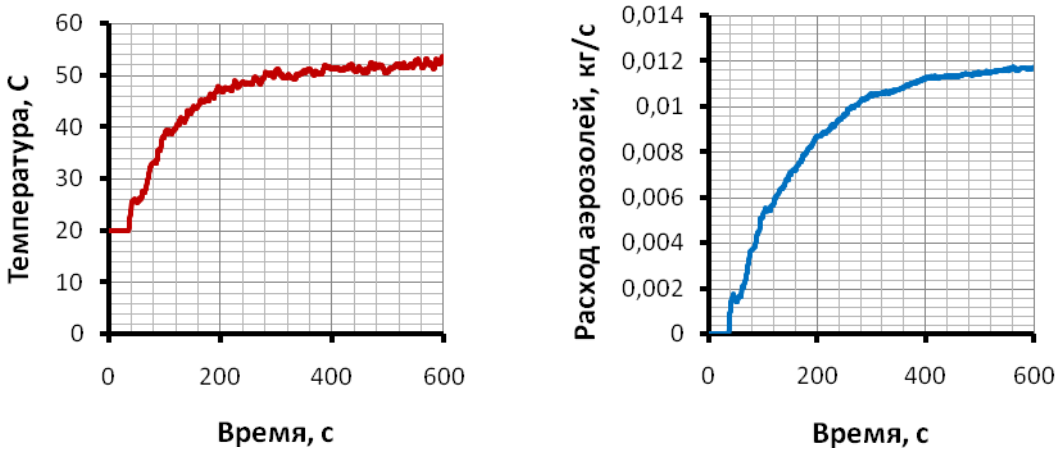


Рис. 3. Температура и массовый расход продуктов сгорания в вытяжном воздуховоде вентиляции

Таким образом, при ТПР рассчитанные температуры значительно меньше критических и не ведут к повреждению строительных конструкций. Расчет помещения систем показал схожие результаты и не приведен в данной работе. Результаты расчета альтернативной системы аналогичны представленным выше результатам для проектной системы ПБ.

Гильотинный разрыв

Максимальные расчетные значения опасных факторов пожара в помещениях с проектной системой пожаротушения при ГР сведены в таблицы 4 и 5. Для помещения трубопроводов отмечены превышения допустимых температур облицовки стен и пола, бетонных перекрытий пола, газов в вытяжной вентиляции. Для помещения систем превышение допустимых температур наблюдается только для газов в вытяжной вентиляции и облицовки пола. Низкое значение температуры облицовки стен связано с периодическими погасаниями пламени вследствие нехватки кислорода. Температура бетона стен держится на приемлемом уровне для обоих помещений. Отметим, что основной прогрев пола осуществлялся за счет передачи тепла от скопившегося внутри поддонов натрия и зависит от его начальной температуры.

Таблица 4

Основные результаты расчёта ГР при проектной системе ПБ

Помещение	Время горения, с	Максимальное давление, Па	Максимальный расход вентиляции, $м^3/ч$	Максимальная эмиссия АПГН, кг/с
Трубопроводов	1018	2400	29520	0,325
Систем	4239	3000	11700	0,14

Таблица 5

Максимальная расчётная температура при проектной системе ПБ

Помещение	Максимальная расчётная температура, °С				
	Стены		Пол		Дымовые газы в выходном воздуховоде
	Облицовка	Внешний слой бетона	Облицовка	Внешний слой бетона	
Трубопроводов	760	33	500	103	505
Систем	350	28	470	89	400

Как показал расчет, применение альтернативной системы ПБ позволяет исключить выявленные недостатки проектной системы ПБ. Для оценки проведем сравнение результатов расчетов опасных факторов пожара на примере помещения трубопроводов.

На рис. 4 и 5 представлены результаты расчетов давления в верхней (у выходного воздуховода) и нижней (у входного воздуховода) части помещения соответственно. Резкое увеличение давления в начальный момент соответствует воспламенению натрия. Спустя 50 секунд, в нижней части помещения устанавливается небольшое разряжение. В связи с полным выгоранием натрия, на 190 секунде для альтернативной системы и на 1018 секунде для проектной системы ПБ, наблюдается кратковременное проседание давления.

На рис. 6 представлены результаты расчетов объемного расхода газов в вытяжном воздуховоде. Увеличение расхода обусловлено ростом давления и температуры среды в помещении при горении. На длительном промежутке времени после выгорания натрия, разница в расходах для двух систем ПБ обусловлена различием температур газов. Кратковременное снижение расхода соответствует росту разряжение при затухании пламени.

С момента возгорания до момента установления разряжения в помещении, входной воздуховод перекрыт обратным клапаном и имеет нулевой расход, рис. 7. После установления разряжения в нижней части помещения из воздуховода начинает поступать воздух. Резкое увеличение расхода обусловлено затуханием пламени. Колеблющейся характер кривой расхода при проектной системе ПБ обусловлен локальными погасаниями вследствие нехватки кислорода и воспламенением паров натрия вблизи входного воздуховода.

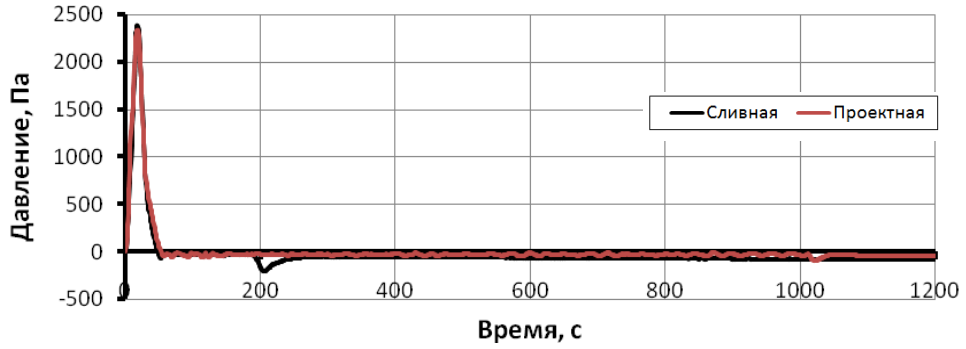


Рис. 4. Давление в нижней части помещения у входного воздуховода

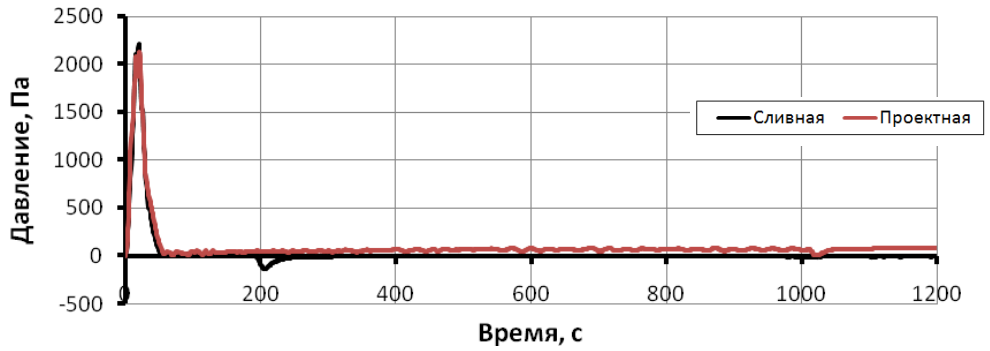


Рис. 5. Давление в верхней части помещения у выходного воздуховода

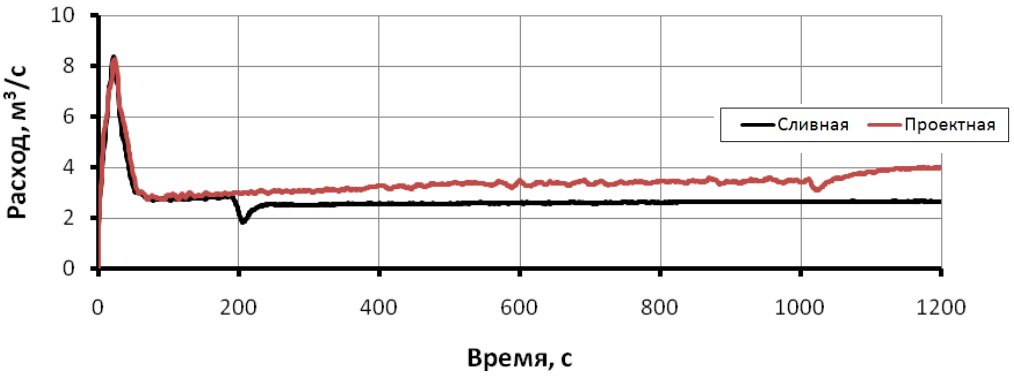


Рис. 6. Расход газов вытяжной вентиляции

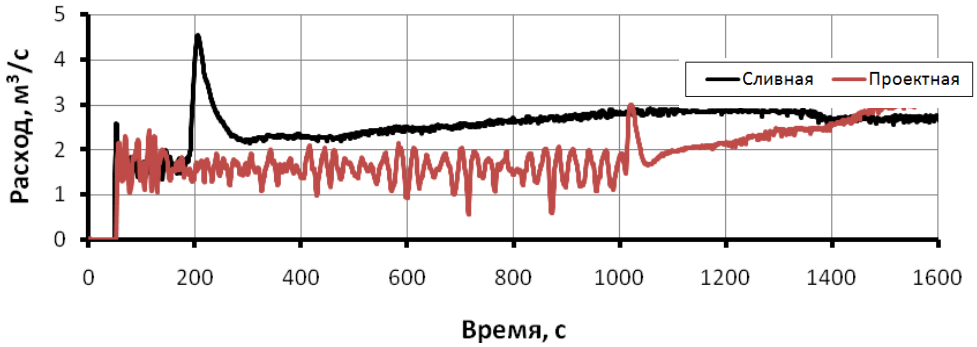


Рис. 7. Расход воздуха притяжной вентиляции

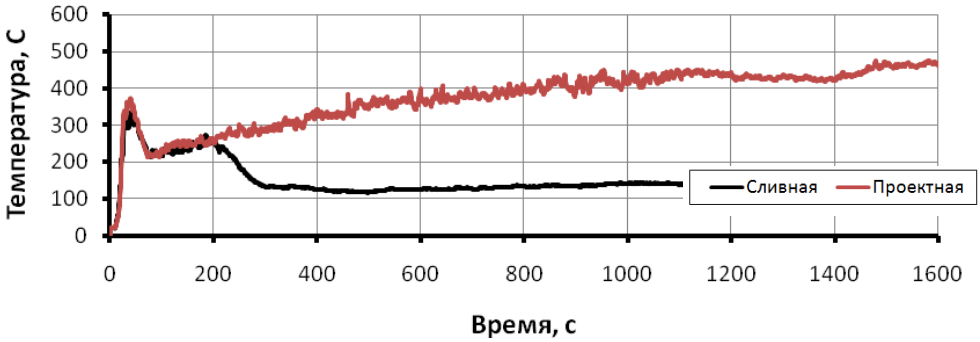


Рис. 8. Температура газов в вытяжной вентиляции

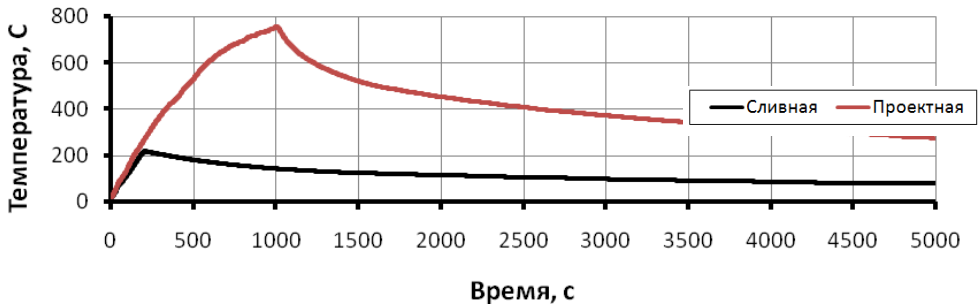


Рис. 9. Температура облицовки стен

На рис. 8 представлены температуры газов в выходном воздуховоде. Резкий рост температуры наблюдается при воспламенении и длится до открытия обратного клапана. После прекращения горения происходит постепенное снижение температуры газов. В данный период температура газов зависит только от температуры стен и скорости их остывания.

На рис. 9 представлены расчетные значения температур облицовки стен. Точка снятия температур находится в наиболее прогреваемой части помещения на высоте 1 м от уровня пола. Рост температуры заканчивается соответственно с погасанием пламени. Приблизительное время остывания стен до температуры ниже +100 °С при проектной системе ПБ составляет 8,3 часа в условиях работающей вентиляции.

Массовый выход аэрозолей в вентиляцию качественно описывает процесс горения (рис. 10), соответственно, максимум эмиссии и установление режима горения наблюдается на момент времени 100 секунд. Уменьшению эмиссии аэрозолей наблюдается на момент полного вылета аэрозолей из помещения в шахту вентиляции.

Результаты расчетов альтернативной системы пожаротушения при ГР сведены в таблицы 6 и 7. При использовании сливной системы пожаротушения, даже с учетом консервативных допущений, принятых при разработке расчетной модели, такие как постоянная скорость выгорания и равномерное горение натрия по всей поверхности пола, рассчитанные значения температур не превысили предельные.

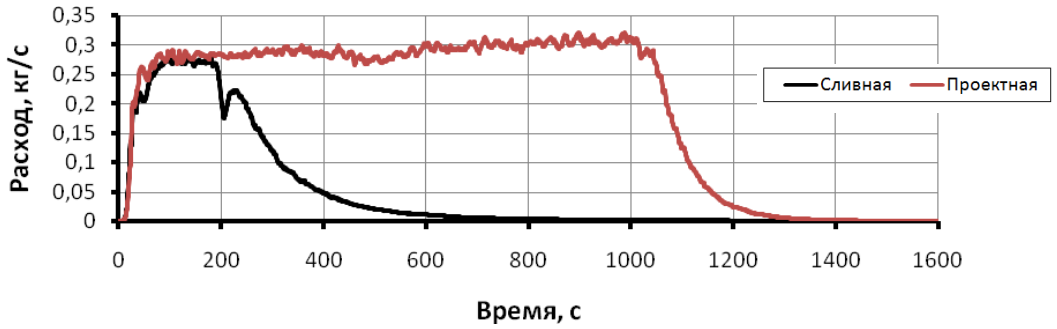


Рис. 10. Расход аэрозолей притяжной вентиляции

Таблица 6

Основные результаты расчёта ГР при сливной системе ПБ

Помещение	Время горения, с	Максимальное давление, Па	Максимальный расход, м^3/ч	Максимальная эмиссия АПГН, кг/с
Трубопроводов	374	2400	29520	0,27
Систем	450	3000	11700	0,14

Таблица 7

Максимальная расчётная температура при сливной системе ПБ

Помещение	Температура, °С		
	Стены		Дымовые газы в выходном воздуховоде
	Облицовка	Внешний слой бетона	
Трубопроводов	340	24	310
Систем	250	22	350

Заключение

Из проведённого анализа следует:

– ТПР в рассматриваемой постановке не влечет опасности повреждения строительных конструкций;

– использование проектной системы обеспечения ПБ при возможной течи полным сечением в помещениях с оборудованием, содержащим натрий, приводит к превышению предельно допустимых величин температуры облицовки, изоляции стен и пола, температуры газов в вытяжной вентиляции;

– применение альтернативной системы сливного пожаротушения позволяет значительно снизить температуры ниже предельно допустимых во всех помещениях.

Таким образом, использование альтернативной пассивной системы обеспечения пожарной безопасности является более предпочтительным для помещений энергоблока с РУ БН-1200.

Список литературы

1. Микеев А.К. Противопожарная защита АЭС – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 432 с.
2. Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide. // NIST Special Publication, 2014. – 151 с.

Применение численного эксперимента для определения критической скорости обтекания из анализа условия устойчивости многокомпонентной системы труб

Каплунов С. М., Вальес Н. Г., Фурсов В. Ю., Самолысов А. В.
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, kaplunov@imash.ru

Аннотация

Доказано, что природа гидроупругого механизма возбуждения колебаний труб требует учета отрывного характера их обтекания, так как без его учета 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 групповой частоте трубки.

Авторами была разработана математическая модель, которая позволяет оценить устойчивость состояния рассматриваемой конфигурации пучка при его обтекании в поперечном потоке основываясь на критерии Ляпунова, а также предложен алгоритм для численного определения матриц линейной гидродинамической связи конкретных трубных пучков, который позволил провести теоретический анализ модели гидроупругого механизма возбуждения и выделить специфический критерий подобия для гидроупругого возбуждения вибраций.

После того, как было доказано, что численный эксперимент обеспечивает получение необходимых данных об устойчивости, исходя из известной постановки А.М. Ляпунова в линейной области без привлечения сложного и дорогостоящего физического эксперимента, было решено провести численный эксперимент непосредственно в областях устойчивости и неустойчивости уже в нелинейной области. Для этого были выбраны точки, в которых проводились продолжительные численные эксперименты, демонстрирующие либо устойчивость конструкции, либо они приводили к соударениям соседних труб между собой (характерный признак неустойчивости). Эксперимент проводится методом половинного деления. Подтверждение экспериментальной кривой устойчивости указывает на то, что метод вязких вихревых доменов работает и в области нелинейных колебаний системы, то есть при потере системой устойчивости.

Ключевые слова: срывное обтекание, трубные пучки, механизмы возбуждения потери устойчивости, определение критической скорости, численные методы, метод вязких вихревых доменов.

Введение

Проблема обеспечения безопасности ВВЭР в штатных и нештатных ситуациях будет являться жизненно важной в течение самых ближайших десятилетий в России из-за исчерпания срока службы большого числа блоков АЭС с ВВЭР, необходимости их полной замены или модернизации с существенными интеллектуальными и финансовыми затратами [1].

Согласно данным статистики, приведенным в [2, 3, 4], до 30% остановок энергетических блоков происходит вследствие поломок оборудования теплообменных аппаратов (ТА), которые обусловлены интенсивными вибрациями теплообменных труб и трубных пучков, как наиболее нагруженных конструктивных элементов. В связи с этим актуальной становится задача создания математических моделей, позволяющих производить оценку и анализ гидродинамически возбуждаемых вибраций трубных пучков.

Численное моделирование благодаря предложенному авторами и апробированному переходу от компактного фрагмента пучка к его полномасштабному представлению, 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 АЭС, ГРЭС, ГЭС, крупномасштабные транспортные средства, а также трубопроводы, высотные сооружения и различные многокомпонентные конструкции.

Теоретический подход и разработанные в последние годы математические модели позволяют свести к минимуму, но не позволяют полностью обойтись без экспериментальных данных. Поэтому эксперимент остается важным методом познания и исследования, с помощью

которого проверяется справедливость гипотез, моделей, и устанавливаются границы их применимости.

В связи с этим, при проектировании ТА возникают задачи определения областей параметров, в которых возможны вызванные турбулентным потоком теплоносителя интенсивные колебания труб с недопустимо большой амплитудой и оценки интенсивности вибраций труб при различных значениях параметров трубного пучка и потока. Решение этих задач – исходный этап для последующих расчетов вибронадежности и долговечности работы теплообменного оборудования.

Исходя из современных тенденций развития атомной энергетики, можно утверждать, что наиболее возможным в целях экономии средств и снижения затрат для увеличения мощности реактора будет дальнейшее увеличение скорости теплоносителя.

Важно отметить, что перед тем как увеличивать мощность посредством увеличения скоростей потока теплоносителя в реакторных установках, необходимо оценить вероятность возникновения повышенного износа, который в значительной степени происходит из–за повышения амплитуд вибраций трубок в пучке и выхода конструкции в область гидроупругой неустойчивости.

Цели и задачи исследования

Цель исследования – разработка методики определения недопустимых значений скорости потока и обеспечение безопасности эксплуатации ТА с трубными пучками в условиях поперечного обтекания.

В работе рассматривается природа гидродинамических механизмов возбуждения вибраций теплообменных пучков труб в поперечном потоке жидкости. Такое возбуждение связано с коллективными процессами в пучке, состоящем из большого числа трубок, а возбуждающие силы порождаются нестационарным отрывным течением в межтрубном пространстве. Математическое описание явления требует разработки достаточно сложных моделей.

Задачами настоящего исследования является создание математических моделей наиболее опасных механизмов возбуждения значительных колебаний пучков труб и плохообтекаемых конструкций цилиндрической формы, а также созданию надежных расчетных методов для реализации численного моделирования в данном направлении. Для решения таких задач необходим комплексный подход, основанный на сочетании численных экспериментов на вычислительных машинах и экспериментальных исследований на натурных объектах.

Для определения наиболее эффективного вихревого метода при численном моделировании авторами была проведена отдельная серия исследований для решения широкого круга практических задач, включая сравнение с экспериментальными данными, полученными в аэродинамических трубах [1] и на гидродинамических стендах [2, 4].

Предложенная модель численного эксперимента должна быть применима для полного воспроизведения всех основных механизмов возбуждения колебаний трубных пучков, а именно: периодического вихревого отрыва и гидроупругого возбуждения.

При поперечном обтекании различают несколько механизмов возбуждения колебаний пучков труб. Об этом свидетельствует характер зависимости амплитуды колебаний A от скорости поперечного потока U (амплитудно-скоростная характеристика (АСХ)) на рис. 1. На этом же рисунке приведены границы проявления различных физических механизмов возбуждения колебаний труб.

В работе [5] дается описание полученной математической модели гидроупругого механизма возбуждения трубного пучка, на основе использования которой при проведении численного эксперимента для фрагмента трубного пучка определяется значение критической скорости обтекания из анализа условия устойчивости рассматриваемой многокомпонентной системы.

Описание механизма явления

В соответствии с гипотезой, принятой в большинстве теоретических работ, к гидроупругому возбуждению (рис. 1) приводит линейное гидродинамическое взаимодействие между колеблющимися трубами пучка в условиях срывного обтекания потоком [6]. Гидроупругое возбуждение происходит в той области параметров системы, где имеет место неустойчивость невозмущенного исходного состояния упругих труб пучка.

Вибрации при гидроупругом возбуждении возникают по достижении некоторой критической скорости потока, и по мере дальнейшего повышения скорости, амплитуда вибраций может стать очень большой. В отличие от случая резонансных колебаний труб, вызванных, например, срывом вихрей, повышение скорости потока при гидроупругой неустойчивости приведет не к снижению амплитуды вибраций до приемлемого уровня, а к разрушению труб. Поэтому критическая скорость, соответствующая возникновению гидроупругой неустойчивости, является чрезвычайно важной характеристикой при проектировании теплообменных аппаратов, и ее следует рассматривать как предельно допустимую скорость потока.

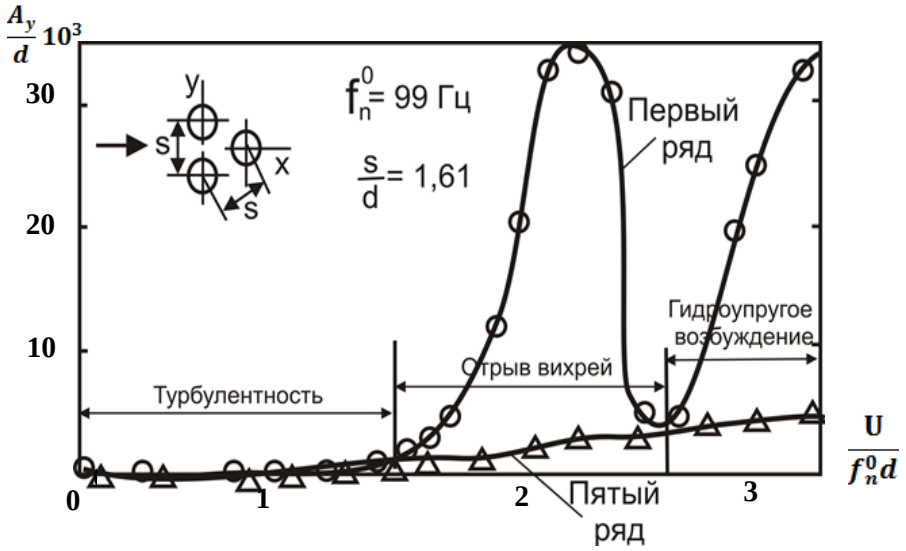


Рис. 1. Типичная амплитудно-скоростная характеристика при поперечном обтекании трубного пучка [4]

Доказано, что природа гидроупругого механизма возбуждения колебаний труб требует учета отрывного характера их обтекания, так как без его учета 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 групповой частоте трубки.

Авторами была разработана математическая модель [9], которая позволяет оценить устойчивость состояния рассматриваемой конфигурации пучка при его обтекании в поперечном потоке основываясь на критерии Ляпунова, а также предложен алгоритм для численного определения матриц линейной гидродинамической связи конкретных трубных пучков, который позволил провести теоретический анализ модели гидроупругого механизма возбуждения и выделить специфический критерий подобия для гидроупругого возбуждения вибраций.

В работе [9] рассматриваются малые колебания пучков труб в линейной области, состоящих из N упругих труб, поперечно обтекаемых потоком жидкости. Предполагается, что длина трубки l существенно больше радиуса R и межтрубных расстояний, а относительно малые 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 каждом сечении z = const полагать течение плоским, то есть рассматривать переменную z как параметр.

На основе этого в работе [9] (рис. 2) была проведена серия численных экспериментов при 15 различных частотах ω_j, имитирующих собственную частоту трубки. В каждом из вариантов только один из профилей рассматриваемой системы принудительно совершает гармонические колебания с небольшой амплитудой A_{jx} (A_{jy}) в направлении оси OX (OY) с частотой ω_0. Таким образом, проводилась серия достаточно продолжительных вычислений гидродинамических сил.

После проведения расчета по указанному выше алгоритму были получены 15 матриц гидродинамического взаимодействия $C(\tau)$. С помощью преобразования составлено 15 матриц линейной гидродинамической связи $S(p)$. Необходимо отметить, что время, затрачиваемое на расчет рассматриваемой многокомпонентной системы на одной частоте возбуждения достигало более 10 часов на многопроцессорной технике.

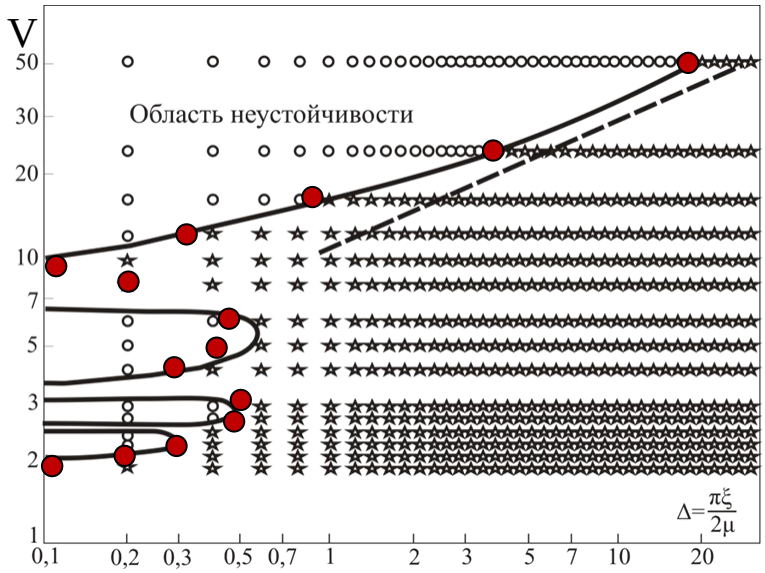


Рис. 2. Граница области устойчивости для ряда труб (q = t/D = 1,41):
сплошная линия – расчет авторов для ряда из трех трубок [7],
пунктирная линия – эксперимент для бесконечного ряда труб [8] (зависимость Коннорса)

Таким образом, на рис. 2 изображена граница области устойчивости для трех трубок в плоскости (Δ, V_r), построенная по расчетным точкам (q = t/D = 1,41 – густота расположения труб в ряду), где

$$V_r = \frac{\pi V^{(3)}}{\omega_0^{(3)}}, \quad \Delta = \frac{\pi}{4}\left(\frac{2\xi}{\mu_1}\right). \tag{1}$$

На рис. 2 представлены также результаты экспериментального измерения критической скорости по данным работы [8], полученные путем непосредственного анализа амплитудно-скоростных характеристик однорядного пучка с такой же густотой q = t/D = 1,41. При этом наблюдается удовлетворительное соответствие расчетных результатов с экспериментальными данными [8]. Таким образом, представленные численные результаты подтверждают достоверность основных предположений относительно подобия линейных гидродинамических сил и основанной на этих предположениях методики исследования устойчивости больших трубных пучков в поперечном потоке среды.

После того, как было доказано [5, 7, 9–11], что численный эксперимент обеспечивает получение необходимых данных об устойчивости, исходя из известной постановки А.М. Ляпунова в линейной области без привлечения сложного и дорогостоящего физического эксперимента, было решено провести численный эксперимент непосредственно в областях устойчивости и неустойчивости уже в нелинейной области. Для этого были выбраны точки на рис. 2, в которых проводились продолжительные численные эксперименты (рис. 3), демонстрирующие либо устойчивость конструкции, либо они приводили к соударениям соседних труб между собой (характерный признак неустойчивости) (рис. 4). Эксперимент проводится методом половинного деления. Подтверждение экспериментальной кривой устойчивости указывает на то, что метод вязких вихревых доменов работает и в области нелинейных колебаний системы, то есть при потере системой устойчивости.

Заключение

Распространение расчета методом вязких вихревых доменов на область существования нелинейных колебаний позволяет значительно сократить время расчета. Если расчет на каждом уровне V_r (рис. 2) составляет 10 часов (получение продолжительных реализаций гидродинамических сил необходимо вследствие применения преобразования Лапласа), то расчет пяти точек на прямой (рис. 3) составляет около 2 часов. Таким образом, подтверждение корректной работы метода вязких вихревых доменов в области неустойчивости конструкции позволяет значительно упростить процедуру получения необходимых результатов.

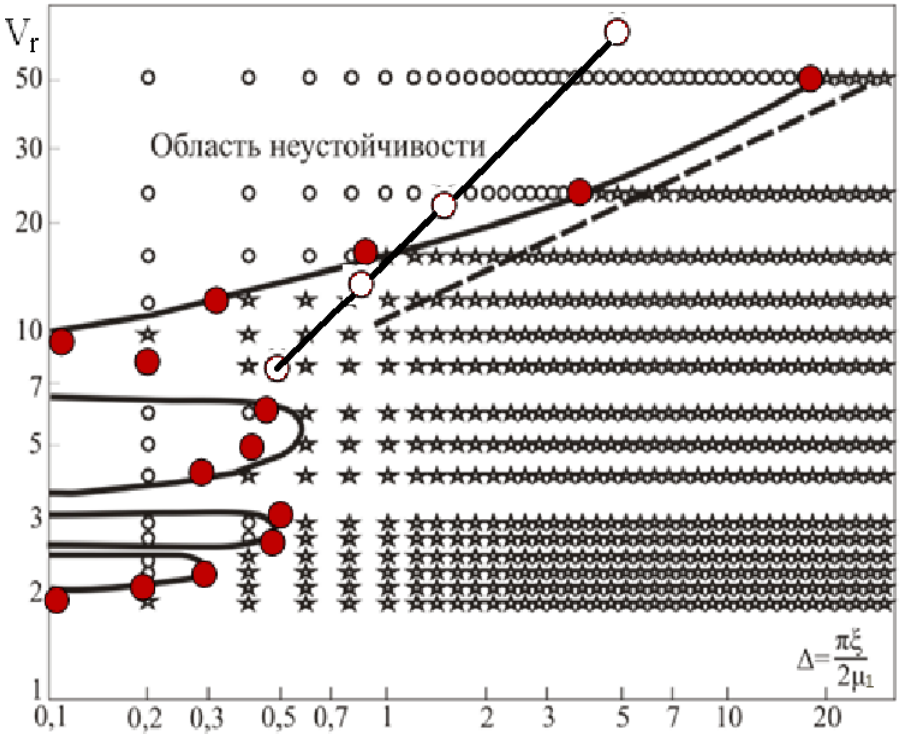


Рис. 3. Граница области устойчивости для ряда труб ($q = t/D$ = 1,41):
сплошная линия – расчет авторов для ряда из трех трубок [7, 9],
штриховая линия – эксперимент для бесконечного ряда труб [8] (зависимость Коннорса)

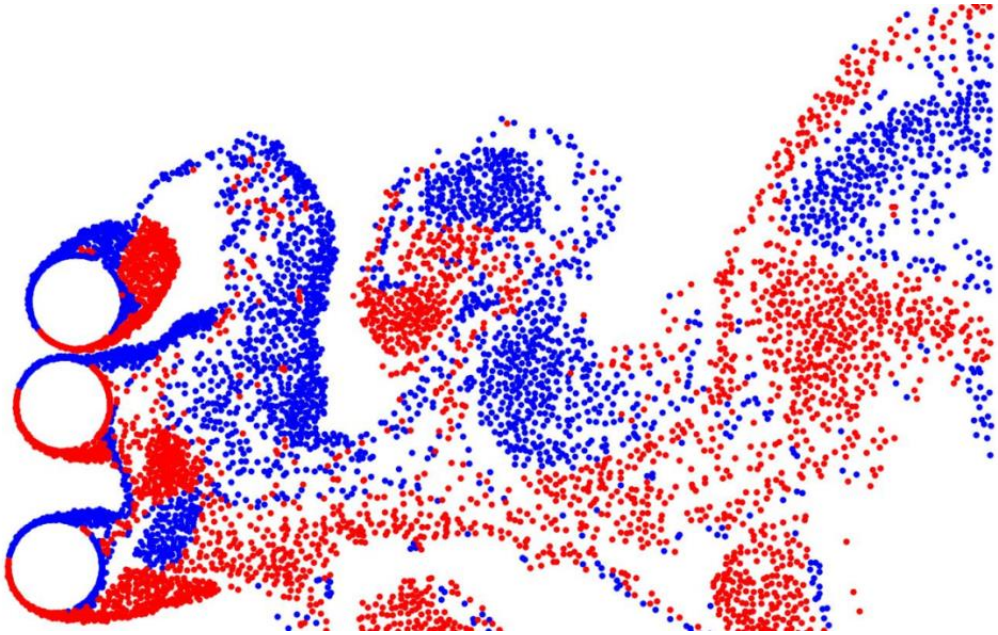


Рис. 4. Визуализация процесса моделирования обтекания ряда из 3 трубок
методом вязких вихревых доменов. Анимация

Разработанный подход к исследованию явления гидроупругого возбуждения трубных пучков и полученные на его основе результаты могут использоваться на стадии проектирования теплообменных аппаратов для определения области параметров, в которой невозможна нормальная эксплуатация данной конструкции.

Определено, что для больших пучков с регулярной компоновкой поперечного сечения достаточно исследовать гидродинамические связи в типовой ячейке фрагмента пучка. При этом эксперимент может проводиться на модельном пучке с геометрически подобной типовой ячейкой, состоящей из существенно меньшего числа трубок.

Предлагаемые в работе подходы обеспечивают получение необходимых данных без привлечения сложного и дорогостоящего натурного физического эксперимента, ограничиваясь

численными исследованиями на основании специально разработанных алгоритмов, что позволяет проводить динамический анализ гидродинамических нагрузок и коэффициентов силового взаимодействия для многокомпонентных конструкций методом численного эксперимента для всего возможного диапазона скоростей потока в реальном времени. Разработанные программы представляют результаты расчетов срывного обтекания многокомпонентных систем труб в наглядной форме с привлечением анимации (рис. 4).

Список литературы

1. Актуальные проблемы управления сроком службы трубных пучков ПГ АЭС с ВВЭР / Н.Б. Трунов и др. // Теплоэнергетика. – 2010. – № 5. – С. 2 – 8.
2. Махутов Н.А., Каплунов С.М., Прусс Л.В. Вибрация и долговечность судового энергетического оборудования – Л.: Судостроение, 1985. – 300 с.
3. Драгунов Ю.Г., Солонин В.И., Перевезенцев В.В., Петров И.В. Вибрации пучков ТВЭЛОВ в ТВС ВВЭР, возбуждаемые турбулентным потоком теплоносителя // Атомная энергия. – 2012. – Т. 113. – Вып. 3. – С. 127 – 134.
4. Драгунов Ю.Г., Солонин В.И., Перевезенцев В.В., Петров И.В. Экспериментальные исследования динамических характеристик пучков твэлов ТВС ВВЭР в турбулентном потоке теплоносителя // Атомная энергия. – 2012. – Т. 113. – Вып. 4. – С. 237 – 240.
5. Жукаускас А., Улинскас Р., Катинас В. Гидродинамика и вибрации обтекаемых пучков труб – Вильнюс: Мокслас, 1984. – 312 .
6. 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.
7. Николаев Н.Я. Об алгоритме вычисления гидродинамических сил при отрывном обтекании круговых профилей // Прикладные проблемы прочности и пластичности. Статика и динамика деформируемых систем: Всесоюз. Межвуз. сб. – Горьковский университет, 1983. – С. 123 – 128.
8. Самолысов А.В., Вальес Н.Г., Каплунов С.М. Моделирование обтекания многокомпонентных конструкций методом дискретных вихрей на примере ряда трубок // В сб. XXIV Международная инновационно – ориентированная конференции молодых ученых и студентов «Актуальные проблемы машиноведения» (МИКМУС-2012), 2012. – С. 151 – 154.
9. Коннорс Г.И. Гидроупругие вибрации пучков труб теплообменников // Труды американского общества инж.-мех. Конструирование и технология машиностроения. 1978. – Т. 100. – № 2. – С. 95 – 102.
10. Самолысов А.В., Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Дронова Е.А. Оценка области устойчивости для пучков труб теплообменников // Морской вестник. Специальный выпуск № 1, Труды Российского НТО судостроителей им. акад. А.Н. Крылова. – 2017. – Вып. 4. – С. 56 – 58.
11. Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Дронова Е.А., Самолысов А.В. Численное определение критической скорости для произвольного трубного пучка при обтекании потоком жидкости // Механика машин, механизмов и материалов. – 2017. – № 3(40). – С. 41 – 46. – г. Минск, республика Беларусь.
12. 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.

Расчетно-экспериментальное исследование конденсационных гидроударов в трубопроводах реакторной установки

Баисов А. М., Посысаев Д. А.
АО ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, baisov75@gmail.com

Аннотация

Проведены расчетные исследования по определению возможности возникновения конденсационных гидроударов в прямых экспериментальных моделях трубопроводов с целью верификации соответствующего модуля SLUGGING в расчетном коде КОРСАР/ГП. Проанализированы результаты расчетов и выполнено сравнение с опытными данными, полученными на экспериментальной установке «Гидроудар». Установлено существенное различие в интенсивности и частоте возникновения конденсационных гидроударов. Определены области режимных параметров, при которых возможно возникновение конденсационных гидроударов. Предложены рекомендации по улучшению расчетного модуля.

Ключевые слова: ядерные реакторы, экспериментальная установка, трубопроводы, конденсационный гидроудар, схлопывание паровых снарядов, расчетное исследование.

Введение

В проектах реакторных установок предусматривается создание трубопроводных систем, используемых как в режимах нормальной эксплуатации, так и в аварийных условиях. При проектировании подобных систем необходимо исключить условия, при которых возможно возникновение конденсационных гидравлических ударов (КГУ), которые возникают в случае, когда изолированный паровой объём оказывается окруженным более холодной жидкостью. Быстрая конденсация и схлопывание парового объёма приводят к резкому ускорению участков жидкости, окружающих паровой пузырь. При столкновении этих объемов возникает ударная волна, амплитуда которой может в несколько раз превышать номинальное давление в системе, что может привести к повреждению или разрушению оборудования реакторной установки (РУ).

Анализ возникновения гидравлических ударов на действующих АЭС мира, представленный в [1], показал, что, прежде всего, гидравлические удары возникают во вспомогательных трубопроводных системах РУ, и в большинстве зафиксированных случаев это КГУ.

Поэтому для обоснования безопасности отечественных реакторов «Поколения 3+» (ВВЭР ТОИ, АЭС-2006) пристальное внимание при проектировании было уделено трубопроводам пассивных систем безопасности (ГЕ-1, ГЕ-2, ГЕ-3, СПОТ ПГ), в которых высока вероятность возникновения КГУ при авариях, связанных с потерей теплоносителя. Также потенциально опасными местами возникновения КГУ являются трубопроводы системы аварийного газоудаления (САГ) и трубопроводы аварийного впрыска в компенсатор давления (КД), поскольку в них присутствуют участки, в которых возможно взаимодействие пара и жидкости.

Для исследования условий возникновения гидроударов в проектируемых трубопроводных системах РУ, в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» была сооружена экспериментальная установка «Гидроудар», позволяющая определить области сочетания параметров сред, в которых возможно возникновение КГУ, и рост давления при их возникновении. В целях расчетного исследования в Институте теплофизики им. С.С. Кутателадзе Сибирского отделения РАН разработана математическая модель КГУ, встроенная в расчетный комплекс КОРСАР/ГП [2], который используется при обосновании безопасности РУ с ВВЭР.

Основной целью данной работы является расчетный анализ результатов исследований, по определению условий возникновения КГУ в экспериментальных моделях трубопроводов на установке «Гидроудар» с помощью подпрограммного модуля SLUGGING в расчетном коде КОРСАР/ГП. Помимо этого, для исключения возможности возникновения КГУ или ограничения их последствий были определены области режимных параметров смешиваемых в моделях трубопроводов РУ сред (насыщенный пар, вода), при которых возможны КГУ, а также при этом амплитуды давления.

1. Описание экспериментальной установки «Гидроудар»

Экспериментальная установка «Гидроудар» создана в ОКБ «ГИДРОПРЕСС». Принципиальная схема приведена на рис. 1.

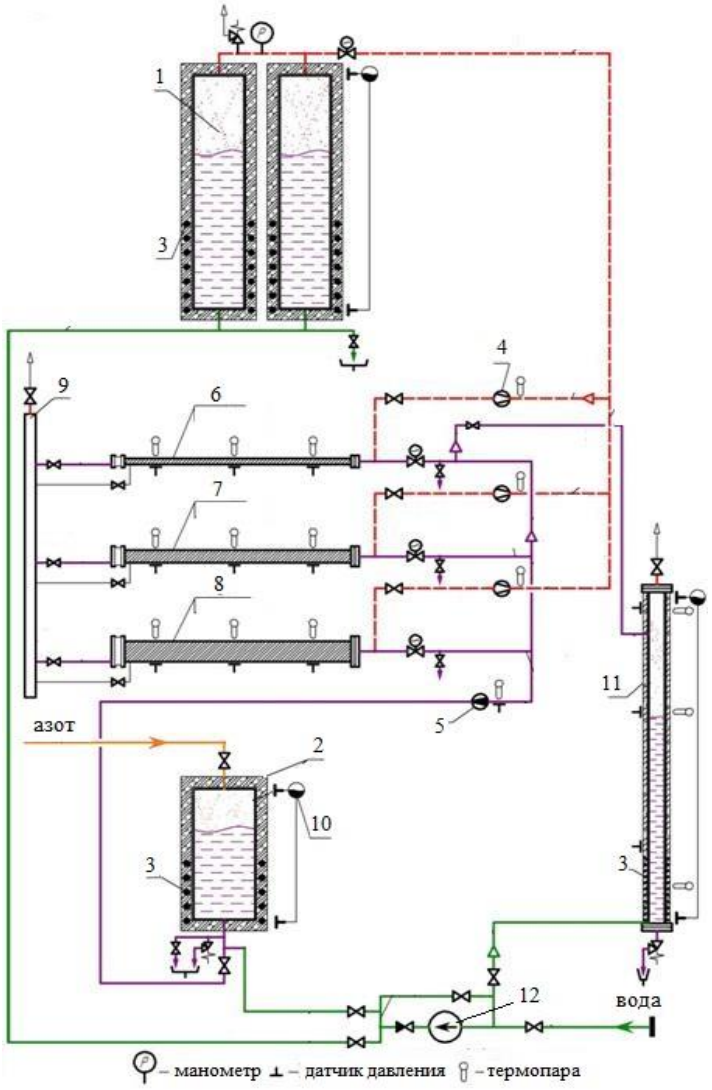


Рис. 1. Принципиальная схема экспериментальной установки «Гидроудар»:
1 – емкость с насыщенным паром; 2 – емкость с горячей водой; 3 – электрообогрев; 4 – расходомер насыщенного пара; 5 – расходомер недогретой воды; 6 – экспериментальная модель Ду30; 7 – экспериментальная модель Ду62; 8 – экспериментальная модель Ду100; 9 – коллектор дренажный; 10 – измеритель уровня; 11 – модель вертикальная; 12 – насос

Основной целью данной установки являлось исследование влияния краевых условий на границах трубопроводов, параметров отдельных фаз в потоке, геометрии и ориентации в пространстве трубопроводов и других факторов, оказывающих влияние на возникновение и интенсивность конденсационных гидроударов в трубопроводах РУ.

Основными элементами установки являлись экспериментальные модели (поз. 6, 7, 8) установленные в три параллельные линии и представляющие собой отрезки трубопроводов разнообразной геометрии, различной ориентации в пространстве, с наличием или отсутствием местных сопротивлений (гибов, тройников и т.п.) в своем составе. Модели имели три различных внутренних диаметра: 30, 62 и 100 мм. Все экспериментальные модели были оснащены необходимым количеством датчиков контроля давления (динамического и статического) и термоэлектрических преобразователей (погружных и корпусных). Обеспечение экспериментальных исследований насыщенным паром осуществлялось от 20 компенсаторов объема (поз. 1) оборудованных, на 50 % внешней поверхности по высоте, спиральными электронагревателями (поз. 3) и объединенных паросборным коллектором. Для подачи воды, при проведении экспериментальных исследований, использовалась ёмкость с запасом воды (поз. 2).

Экспериментальные исследования проводились поочередно на одной из трех установленных моделей при разных значениях избыточного давления насыщенного пара. Все экспериментальные модели были оснащены необходимым количеством штуцеров для установки датчиков контроля давления (динамического и статического) и термоэлектрических преобразователей (погружных и корпусных).

Для контроля динамических изменений давления использовались датчики фирмы PSB Piezotronics типа 112A05 чувствительностью 0,16 пКл/кПа, резонансной частотой более 200 кГц, в количестве 8 шт. Статическое давление на выходе из моделей измерялось с помощью датчика давления фирмы BD Sensors типа DMP331P. Контроль температур производился термоэлектрическими преобразователями типа ТХА(К), класс допуска 2 (количество точек контроля 6).

2. Методика расчета экспериментов

Для проведения предтестовых расчетов, основной целью которых являлось проверка правильности выбранных режимных параметров и возможности их осуществления, в программном комплексе КОРСАР/ГП была смоделирована вся экспериментальная установка (рис. 2), с помощью основных типов элементов: канал (ch), коллектор (col), вентиль (val), теплопроводящая конструкция (hcs), граничное условие (bvol_t), гидроаккумулятор (accum).

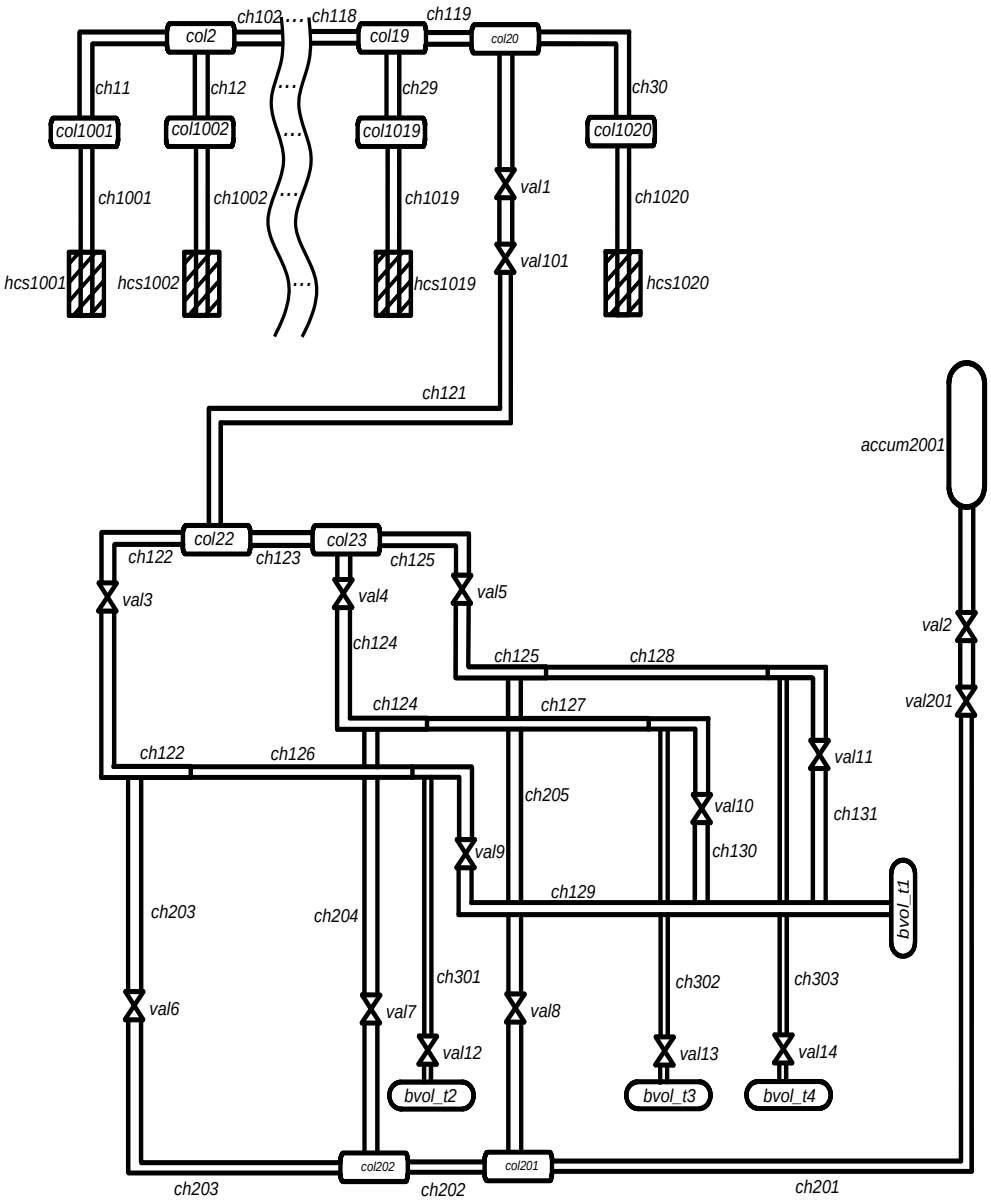


Рис. 2. Нодализационная схема экспериментальной установки для предтестовых расчетов

При проведении посттестовых расчетов был смоделирован только экспериментальный участок (рис. 3), так как было решено проводить анализ стационарных режимов, при которых возникали конденсационные гидроудары. Для этого с помощью граничного условия bvol_t1, задавался необходимый перепад давления, а элементами smass_t1и smass_t2 задавались необходимые значения массовых расходов пара и воды.

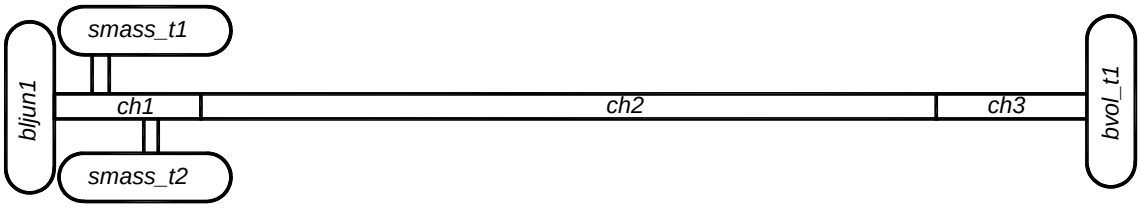


Рис. 3. Нодализационная схема прямого экспериментального участка для посттестовых расчетов

В обоих случаях для каждого канала моделей были смоделированы соответствующие толщины стенок труб с теплоизоляцией в виде тепловых структур и граничного условия. Разбиение расчетных ячеек по длине трубопроводов проводилось исходя из отношения длины ячейки к ее диаметру. Принималось, что величина этого отношения не должна превышать десяти. Анализ возможных КГУ в исследуемых экспериментальных моделях трубопроводов проводился с помощью ключа подпрограммного модуля SLUGGING, позволяющего выделить ячейки, в которых возможен КГУ, если возникают необходимые условия, или сигнализировать о наличии и величине КГУ при его возникновении.

3. Результаты расчетного анализа

При проведении расчетного анализа в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» было проведено 16 предтестовых расчетов и 22 посттетовых расчета. Результаты расчетов экспериментов представлялись в виде графиков изменения режимных параметров в экспериментальных моделях, рассчитанные по программе КОРСАР/ГП с проверкой на наличие КГУ с помощью программного модуля SLUGGING.

По результатам предтестовых расчетов было показано, что разработанный модуль по расчету КГУ не сработал ни в одном из рассчитанных вариантов, но при этом показывал количество участков, в которых возможно будет зафиксировать КГУ. Наибольшее количество потенциально опасных участков было зафиксировано в опытах с подачей пара в поток недогретой до насыщения жидкости.

Представленные результаты предтестовых расчетов были использованы при корректировке методики испытаний, в частности выявленная недостаточная эффективность регулирования расходов предусмотренными вентилями были внесены изменения в систему дренажа моделей путем установки дополнительных запорно-регулирующих вентилей меньшего диаметра.

В ходе проведения посттестовых расчетов были проанализированы полученные результаты путем сравнения с экспериментальными данными. По полученным результатам оказалось, что модуль SLUGGING не всегда фиксирует наличие КГУ, что может быть связано с неточностью определения расходов пара и воды в эксперименте, так как при изменении исходных данных по расходам в пределах ±20 % расчет фиксирует КГУ.

По результатам проведенных расчетов экспериментов можно сказать, что модуль по расчету КГУ сработал не во всех случаях, и помимо этого регулярные КГУ в расчете имеют существенное различие в интенсивности и частоте возникновения по сравнению с экспериментальными данными.

В качестве примера на рис. 4 представлены результаты изменения режимных параметров в ходе посттестового расчета опыта с одновременной подачей горячего пара и холодной воды в прямую модель Ду 30 длиной 5 м.

Таким образом, был сделан вывод о том, что расчетный код КОРСАР/ГП с расчетным модулем SLUGGING в большинстве случаев предсказывает возникновение КГУ. И эта задача наиболее важная для расчетного кода на данный момент. Также было подтверждено, что программный модуль SLUGGING наиболее эффективно фиксирует наличие КГУ при низких значениях давлений и расходов и существенных недогревах между водой и насыщенным паром.

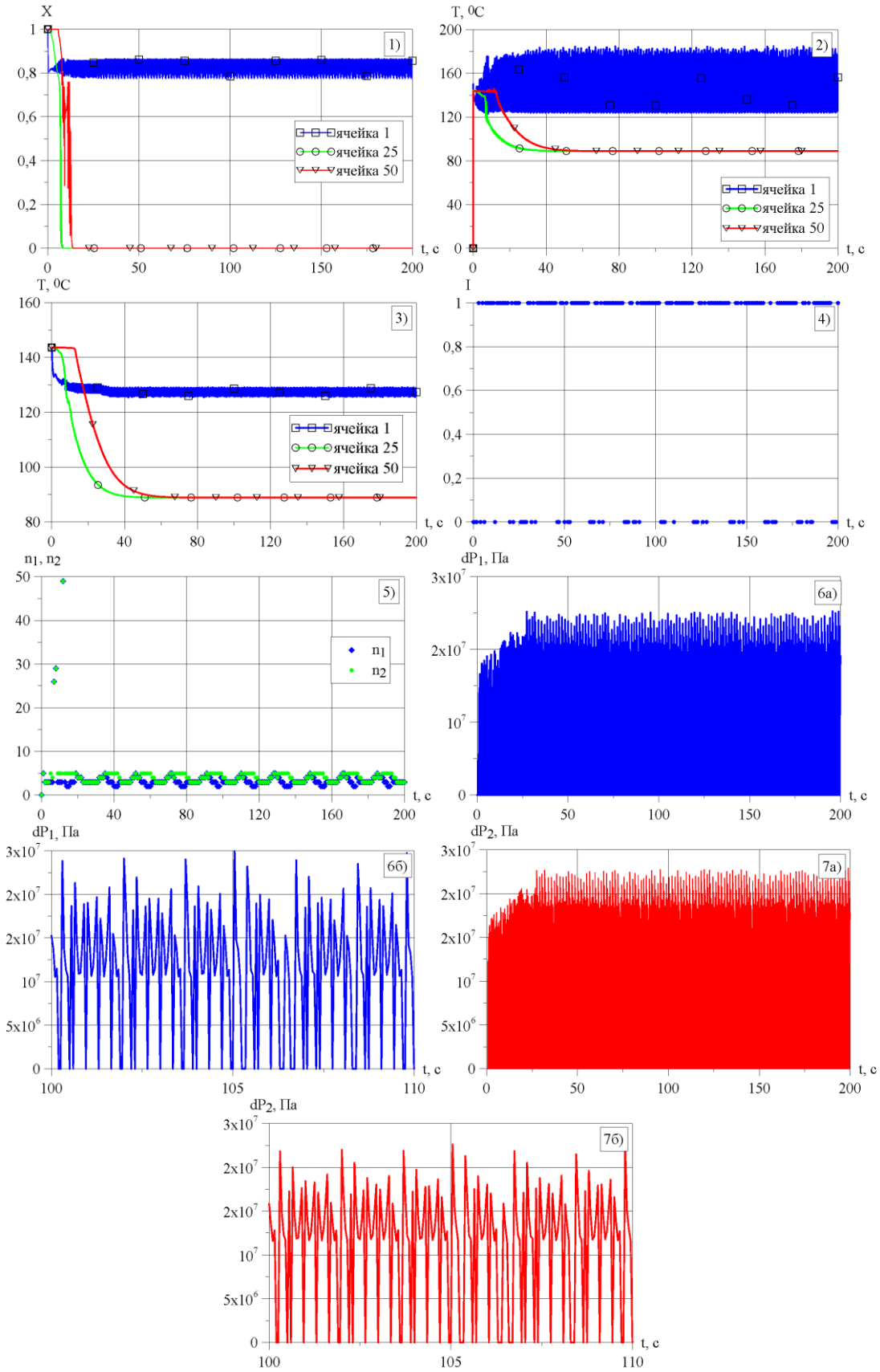


Рис. 4. Графики изменения режимных параметров в ходе расчета опыта для горизонтальной экспериментальной модели Ду 30:
1 – паросодержание; 2 - температуры смеси воды и пара в расчетных ячейках; 3 - температуры стенки трубы в расчетных ячейках; 4 - признак идентификации КГУ в экспериментальной модели; 5 - начальный и конечный номер диапазона расчетных ячеек, в которых возможен КГУ; 6 - значения всплеска давления при КГУ для несформировавшегося снарядного режима (а – полный временной интервал; б – уменьшенный временной интервал); 7 - значения всплеска давления при КГУ для развитого снарядного режима (а – полный временной интервал; б – уменьшенный временной интервал)

4. Результаты анализа работы модуля SLUGGING

Для определения областей, в которых возможно возникновение КГУ, были построены графики зависимости расхода холодной воды от расхода насыщенного пара для двух моделях трубопроводов Ду30 и Ду62. Результаты расчетного моделирования представлены на рис. 5.

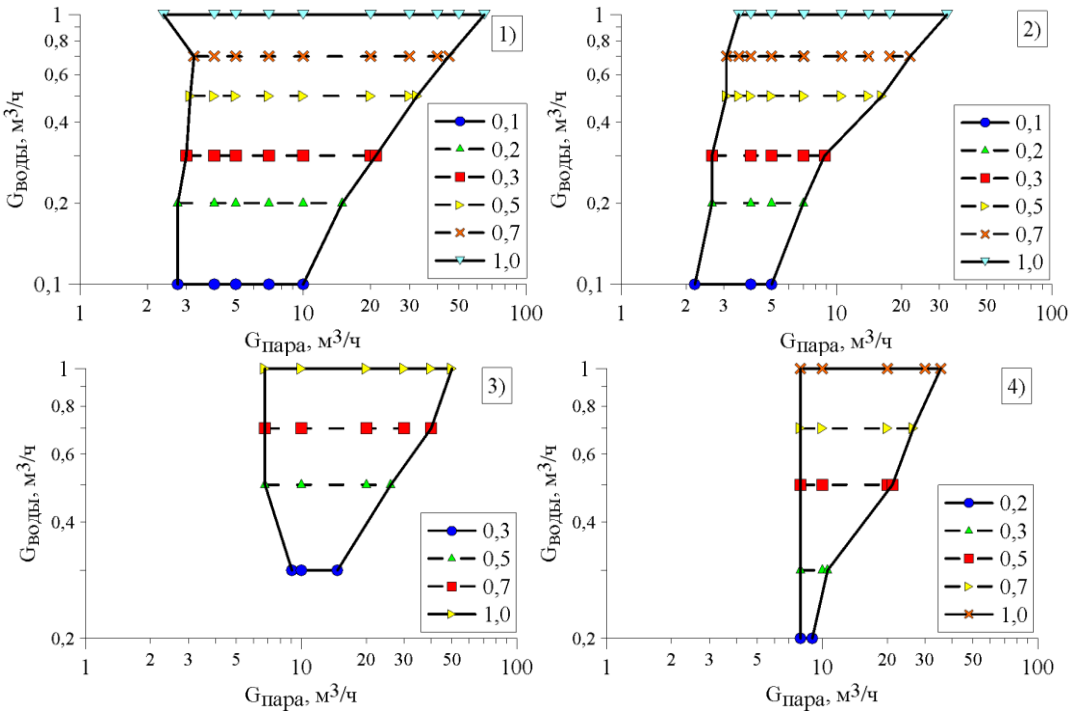


Рис. 5. Графики области существования КГУ для различных моделей трубопроводов и давлений пара
1 - модель Ду 30 (давление 0,5 МПа); 2 - модель Ду 30 (давление 1,5 МПа);
3 - модель Ду 62 (давление 0,6 МПа); 4 - модель Ду 62 (давление 1,3 МПа)

Из анализа полученных графиков видно, что имеются четкие области, в которых при определенном сочетании расходов воды и пара расчетным модулем будут зарегистрированы КГУ. Также можно увидеть, что при увеличении расхода воды область возникновения КГУ увеличивается, причем левая граница остается постоянной, а правая смещается в сторону более высоких значений расходов насыщенного пара.

Для определения влияния недогрева воды относительно насыщенного пара были проведены соответствующие расчеты, в которых все параметры были зафиксированы кроме температуры воды, подаваемой в экспериментальный участок. Результаты расчета представлены на рис. 6.

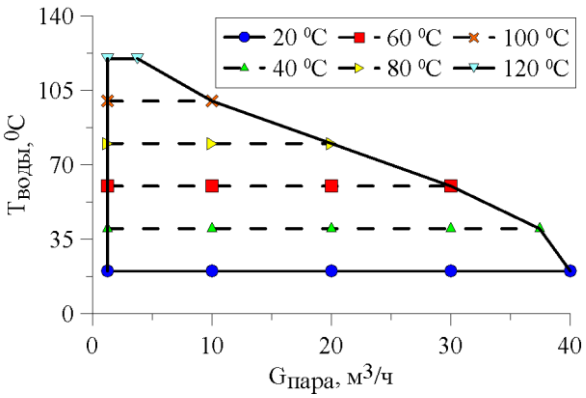


Рис. 6. Графики изменения области существования КГУ при различных температурах воды
(модель Ду 30, давление 0,5 МПа)

Из полученного графика оказалось, что для возникновения КГУ недогрев воды относительно температуры насыщенного пара должен превышать 30°С, причем при его возрастании происходит увеличение области возможных КГУ.

Помимо этого, исследование работы программного модуля было проведено путем сравнения результатов расчетов с данными из статьи [3]. Для проверки был смоделирован участок трубопровода длиной 2 м, диаметром 0,0381 м, в котором находится насыщенный пар при давлении 0,22 МПа. Полученные результаты представлены на рис. 7.

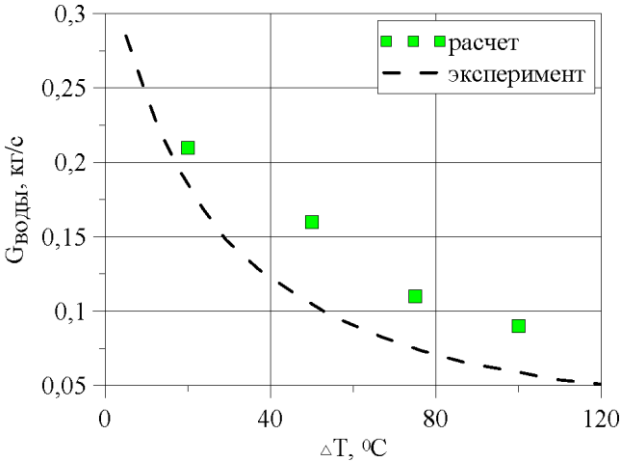


Рис. 7. Графики зависимости расхода холодной воды от величины недогрева

Приведенный график позволяет сделать вывод о том, что программный модуль верно описывает характер изменения минимального массового расхода от недогрева, но численное значение имеет достаточно большое различие (в 40 %) по сравнению с экспериментальным.

5. Анализ возникновения гидравлических ударов на энергоблоках

Наиболее вероятны случаи возникновения гидравлических ударов в системах, в которых возможно объединение сред в неравновесный поток (газа и воды, пара и недогретой до насыщения воды, при подаче пара в холодный трубопровод и т.д.). Одной из таких систем в составе энергоблока АЭС нового поколения является САГ, которая предназначена для удаления парогазовой смеси из первого контура РУ (реактора, КД и коллекторов ПГ) и снижения давления в первом контуре совместно с ИПУ КД с целью уменьшения последствий при проектных и запроектных авариях.

Схема САГ будет применена на следующих энергоблоках: Курской АЭС-2, ЛАЭС-2 и НВАЭС-2. Основной принцип работы САГ состоит в том, что система производит сброс парогазовой смеси из верхних объемов КД, реактора и коллекторов ПГ, который осуществляется по отдельным трубопроводам до места их врезки в объединительный трубопровод, в барботер или в герметичный объем.

В режимах нормальной эксплуатации система находится в режиме ожидания, все запорные клапаны системы находятся в закрытом положении. В режиме планового расхолаживания РУ система аварийного газоудаления может использоваться оператором для расхолаживания верхнего блока и коллекторов ПГ путем открытия запорных клапанов на соответствующих трактах от оборудования в барботер.

При авариях с возникновением малых течей теплоносителя первого контура и с течами теплоносителя из первого контура во второй система используется оператором для удаления парогазовой смеси из верхних объемов реактора и коллекторов ПГ, а также для расхолаживания верхнего блока (крышки реактора) и коллекторов ПГ путем сброса среды по соответствующим трактам в барботер или герметичный объем.

В запроектных авариях, связанных с плавлением активной зоны, САГ совместно с ИПУ КД используется для снижения давления в первом контуре до 1,0 МПа посредством сброса среды из КД в герметичный объем.

Из анализа проектных режимов срабатывания САГ можно сделать вывод, что в режимах со сбросом однофазной среды (воды) из оборудования РУ условий для возникновения КГУ нет, так как при срабатывании САГ только по одному тракту сброса контакта сбрасываемой среды с другой не происходит. Контакт сред с разными теплофизическими параметрами в объединяющем все тракты сброса трубопроводе возможен только при срабатывании САГ как минимум по двум трактам.

6. Рекомендации по улучшению модуля SLUGGING

По результатам расчетных исследований, совместно с Институтом Теплофизики СО РАН, были предложены основные рекомендации по улучшению расчетного модуля SLUGGING для анализа совместного течения пара и жидкости в трубопроводах на предмет возникновения КГУ направленные в первую очередь на значения расчётных значений всплесков давлений и их частот. Для этого в первую очередь необходимо доработать методику для расчета размеров пузырей (снарядов) и жидких пробок, так как разработанные квазистационарные осредненные модели «сформировавшегося» или «несформировавшегося»» снарядных потоков, дают существенно завышенные результаты всплесков давления при схлопывании паровых пузырей. Поэтому для расчета в горизонтальных и слабонаклонных каналах, нужно использовать формулу, зависящую от локальных параметров течения, по сравнению с фиксированным размером пузыря, который используется в текущей версии модуля.

Заключение

Проведенный расчетный анализ КГУ в трубопроводах РУ показал работоспособность разработанного модуля SLUGGING расчетного кода КОРСАР/ГП для прямых горизонтальных моделей трубопроводов. Было установлено, что наиболее эффективно наличие КГУ фиксируется при низких значениях давлений и расходов и существенных недогревах между водой и насыщенным паром. Также результаты показывали, что расчетные значения КГУ имеют существенное различие в интенсивности и частоте возникновения по сравнению с экспериментальными данными, полученными на установке «Гидроудар». Для устранения выявленных недостатков были предложены ряд улучшений для расчетного модуля SLUGGING.

Список литературы

1. Van Duyne D.A., W. Yow, J.W. Sabin Water Hammer Prevention, Mitigation and Accommodation. Volume 1: Plant Water Hammer Expirience. – EPRI Report NP-6766, July 1992.
2. Программный комплекс для ЭВМ. Расчетный код для анализов безопасности РУ с ВВЭР, КОРСАР/ГП – ФГУП НИТИ им. А.П. Александрова, 2006.
3. Griffith P. Screening Reactor Steam/Water Piping Systems for Water Hammer. – NUREG/CR-6519, 1997.

Моделирование малой течи на стенде ПСБ-ВВЭР с использованием РК КОРСАР/ГП

Харламова А. А., Щеколдин В. В.
АО ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, kharlamova_aa@smteam.grpress.podolsk.ru

Аннотация

В процессе работы был проведен расчет аварийного режима, сопоставление полученных результатов с экспериментальными данными, изучение анализа подобия и проведение расчета аналогичного аварийного режима на РУ.

В работе была использована методика переноса результатов расчета аварийного режима на стенде на РУ.

Работа может быть применена для получения оценок поведения РУ в аварийном режиме при известных данных испытаний на стенде или результатах расчета на стенде.

Ключевые слова: экспериментальная установка, ПСБ-ВВЭР, ВВЭР-1000, РК КОРСАР/ГП, малая течь, анализ подобия.

Введение

Работа посвящена эксперименту «Малая течь из холодного трубопровода петли 4 с отказом системы аварийного охлаждения активной зоны (САОЗ) высокого и низкого давления (ВД и НД)» на стенде ПСБ-ВВЭР с помощью расчетного кода (РК) КОРСАР/ГП. В данной работе приведен результат расчета моделируемого эксперимента. На основе базовой расчетной модели, результатов расчета исследуемого режима на реакторе-прототипе (реакторная установка (РУ) ВВЭР-1000) и методики, предложенной M. Ishi и M. Kataoka для обоснования экспериментальных стендов, была произведена экстраполяция результатов эксперимента на стенде на РУ. А также был произведен расчет масштабов критериев, определяющих основные явления для малой течи. Таким образом, была продемонстрирована апробация методики для конкретного режима на стенде ПСБ-ВВЭР.

1. Описание экспериментального стенда ПСБ-ВВЭР

Интегральная установка ПСБ-ВВЭР моделирует первый контур серийной АЭС с РУ ВВЭР. Существующий второй контур установки ПСБ-ВВЭР не моделирует второй контур АЭС. Интегральный стенд ПСБ-ВВЭР выполнен по отношению к реактору-прототипу в масштабе 1:300 по мощности и объему с сохранением высотных отметок. Общий вид стенда представлен на рис. 1 [1].

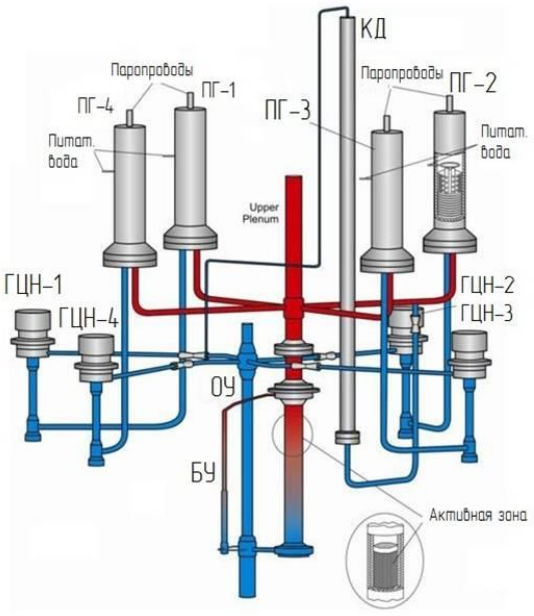


Рис. 1. Общий вид стенда ПСБ-ВВЭР

Установка ПСБ-ВВЭР состоит из модели реактора, компенсатора давления, системы САОЗ и четырех циркуляционных петель. Модель активной зоны представляет собой пучок электрообогреваемых имитаторов твэл (168 твэл). В состав каждой петли входят: модель парогенератора, циркуляционный насос и соединяющие их трубопроводы. Циркуляционные петли замыкаются на модель реактора, которая состоит из опускного участка, модели активной зоны, выходной камеры и байпасного участка. Одна из петель оснащена специальными патрубками для подсоединения к системе имитации течи из первого контура. Начальное условие по мощности для большинства проводимых на стенде экспериментов 1,5 МВт.

Стенд ПСБ-ВВЭР оснащен специальными системами, позволяющими максимально реалистично моделировать процессы, имеющие место в РУ ВВЭР при переходных и аварийных режимах, а также исследовать режимы с управлением авариями. К таким системам относятся: система подпитки-продувки первого контура, система газоудаления, система впрыска в компенсатор давления, системы имитации непосадки ИПУ КД и БРУ-А, система имитации выбега и заклинивания ГЦН [2, 3].

2. Исходные данные для расчета

Для проведения расчета эксперимента на стенде расчетную модель стенда необходимо было скорректировать с учетом описания геометрии и систем стенда, добавить начальные данные проведения эксперимента, сценарий эксперимента, а также смоделировать линию течи. Основные начальные условия (стационарное состояние) проведения эксперимента приведены в таблице 1. Также в расчетную модель была добавлена линия течи, диаметр которой 3,5 мм.

Таблица 1. **Начальные условия эксперимента [4]**

Параметр	Начальное значение
Давление в ВКС, МПа	15,70
Температура теплоносителя на выходе из ВКС, °С	310
Температура теплоносителя на входе в ОУ, °С	278
Мощность тепловыделяющей сборки, кВт	1500
Уровень теплоносителя в КД, м	6,72[1)]
Давление в ПГ, МПа	6,27
Уровень в ПГ, м	1,67[1)]
Давление в ГЕ, МПа	5,9
Уровень в ГЕ, м	4,85[1)]
[1)] Уровни приведены не от дна соответствующих сосудов, а в соответствии с показаниями датчиков, которые не охватывают нижние их части	

3. Описание РК КОРСАР/ГП

Для выполнения расчета стационарного и аварийного режимов был использован РК КОРСАР/ГП. Он является аттестованным и верифицированным.

РК КОРСАР/ГП предназначен для численного моделирования стационарных состояний, переходных и аварийных режимов различных установок с водным теплоносителем, в т.ч. локальных и интегральных теплофизических стендов, стендовых РУ, РУ действующих АЭС и т.п. РК относится к классу системных кодов улучшенной оценки. Функциональную основу базовой версии РК КОРСАР/ГП составляют:

– описание теплогидравлических процессов на основе полностью неравновесной двухжидкостной модели в одномерном приближении;

– учет поведения в теплоносителе неконденсирующихся газов, - водорода, гелия, азота, кислорода, - с описанием процессов их растворения в воде и дегазации;

– моделирование переноса растворенной в воде борной кислоты;

– описание специфических явлений, таких как критическое истечение теплоносителя, лучистый теплообмен, радиолиз воды и др.;

– использование высокоточных программ расчета теплофизических свойств воды и водяного пара;

– описание нейтронной кинетики активной зоны реактора в точечном приближении;

– наличие специализированных моделей различных элементов оборудования – металлоконструкций, центробежных насосов, сосудов под давлением и т.д. [5].

4. Этапы расчета

4.1. Этап 1. Проведение расчета эксперимента с помощью РК КОРСАР/ГП

Для выполнения данной работы была проведена корректировка расчетной модели стенда для расчета стационарного случая (проверка геометрических размеров элементов стенда, выставление параметров стационарного режима: тепловая мощность установки, давление, температура теплоносителя и его расход, перепады давления на участках первого контура). В результате было получено удовлетворительное согласие результатов с экспериментальными данными. После этого в расчетную модель был добавлен сценарий эксперимента и необходимые для него элементы и системы стенда (линия течи, система подпитки первого контура, граничные условия эксперимента), а также были опробованы различные способы нодализации компенсатора давления (КД). Сравнение результатов расчета с экспериментальными данными представлено в таблице 2 и на рис. 2 и 3.

Таблица 2. **Последовательность основных событий в эксперименте и расчете**

Событие	Время в эксперименте, с	Время в расчете, с
Начало эксперимента	0	0
Отключение нагревателя КД	54,7	42,0
Начало программы уменьшения мощности на модели активной зоны и байпасе	59,9	64,0
Закрытие стопорного клапана	64,9–87,8	70,2–90,4
Выбег насосов	110,9–343,0	74,0–308,0
Первое срабатывание БРУ-А	279	308
Второе срабатывание БРУ-А	675	690
Первый разогрев имитаторов твэл	955	968–1038
Второй разогрев имитаторов твэл	1749	1650–2512
Начало работы системы подпитки первого контура	1803	1800
Начало процедуры расхолаживания (полное открытие – ИПУ КД)	1805	1800
Срабатывание ГЕ САОЗ	1945	2052
Окончание эксперимента	3511	3500

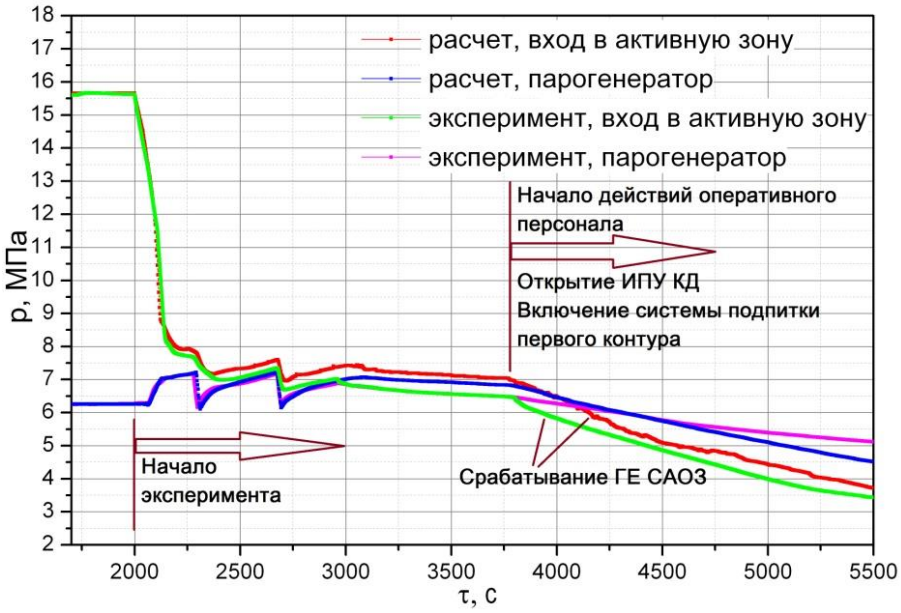


Рис. 2. Давление на входе в активную зону и во 2 контуре на стенде в расчете и эксперименте

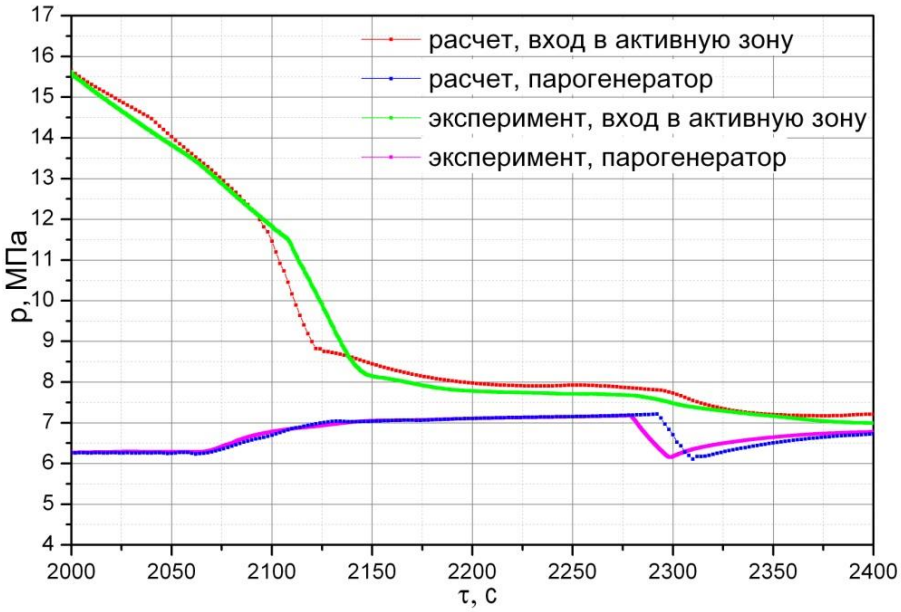


Рис. 3. Участок давления на входе в активную зону и во 2 контуре

В результате выполнения расчета эксперимента было получено хорошее описание эксперимента расчетной моделью. Поэтому она стала базовой для дальнейших рассуждений. В данном эксперименте мощность стенда 1,5 МВт, что в 2000 раз меньше мощности прототипа. Данный масштаб должен соблюдаться и после сброса аварийной защиты. В ходе выполнения расчета эксперимента на стенде и аналогичного режима на РУ было выяснено, что величина остаточных тепловыделений на РУ больше этой же величины на стенде в 220, что сильно расходится с величиной масштаба в стационарном режиме работы. В силу малой мощности стенда велика роль тепловых потерь. Поэтому к величине остаточных тепловыделений на стенде с учетом масштаба в 2000 была добавлена величина тепловых потерь в окружающую среду. Полученная в результате этих преобразований модель была использована для дальнейшего выполнения процедуры экстраполяции результатов эксперимента на РУ.

4.2. Этап 2. Изучение явлений, характерных для малой течи, методов анализа подобия и расчета величины масштаба критерия гомохронности

Для исследования проектных и запроектных аварий на РУ необходимо использовать метод проведения исследований на экспериментальных интегральных установках. При этом подобие экспериментальных установок реальным объектам достигается при корректном воспроизведении в них явлений, имеющих место в реальном объекте, и правильном воспроизведении относительной роли каждого явления.

Методы масштабирования играют важнейшую роль при проектировании экспериментальной установки, а также при экстраполяции результатов на РУ.

Очень важно отметить, что масштабные преобразования могут уничтожить, исказить или породить несвойственные РУ процессы. Поэтому необходимо правильно определять важные процессы и выбирать критерии моделирования. В данной работе исследуется режим малой течи, поэтому в ходе расчета необходимо было обеспечить корректное воспроизведение процессов и явлений, наиболее характерных для данного режима. Для малой течи наиболее характерны явления и процессы: «захлебывание» при течении встречных потоков, естественная циркуляция (ЕЦ) одно- и двухфазного потоков в первом контуре, асимметричное поведение петель, величина расхода через течь; явления, характерные для всех видов течей: критическое истечение теплоносителя, конденсация и перемешивание теплоносителя при подаче воды из САОЗ, также необходимо соблюсти геометрическое подобие систем по проходному сечению, гидравлическому диаметру и высоте обогреваемого участка, масштаб по скорости течения теплоносителя через активную зону, критерию мощностного подобия, подобие по теплофизическим свойствам, подобие в линии течи.

Для малой течи характерно медленное падение давления по сравнению с большой течью, причем до значения, соответствующего давлению насыщения при данной температуре с образованием большого количества пара [6]. При этом возможно образование кольцевого режима

кипения и наступление кризиса теплообмена второго рода, что является опасным с точки зрения безопасности.

Фундаментальную проблему составляет экстраполяция результатов экспериментов, полученных на экспериментальных установках, на прототип. Для решения данной проблемы была использована методика, результаты которой применительно к экспериментальным стендам LOFT и PUMA были опубликованы M. Ishi и M. Kataoka в работах [7, 8]. Далее приведены основные результаты апробации методики к стенду ПСБ-ВВЭР и режиму малой течи.

В таблице 3 представлено сравнение основных параметров РУ ВВЭР-1000 и экспериментальной установки ПСБ-ВВЭР [1].

Таблица 3. **Сравнение основных параметров РУ ВВЭР-1000 и экспериментальной установки ПСБ-ВВЭР**

Параметр	ВВЭР-1000	ПСБ-ВВЭР	Масштабный фактор
Мощность, МВт	3000	10 (1,5)	1:300 (1:2000)
Давление, МПа – на входе в активную зону – на выходе из активной зоны	 15,70 15,66	 15,70 15,66	 1:1 1:1
Температура теплоносителя, °С – на входе в активную зону – на выходе из активной зоны	 278 310	 278 310	 1:1 1:1
Количество петель, шт.	4	4	1:1
Объем 1-го контура, $м^3$	370	1,23	1:300
Давление во 2-м контуре, МПа	6,27	6,27	1:1
Высота активной зоны, м	3,70	3,53	1:1,05
Количество твэл, шт.	50856	168+1	1:300
Объем активной зоны, $м^3$	14,8	$4{,}9 \cdot 10^{-2}$	1:302
Количество петель, шт.	4	4	1:1
Диаметр трубопровода, мм – горячий – холодный	 850 850	 76 76	

Далее приводятся основные рассуждения и выражения, необходимые для получения выражения масштаба критерия гомохронности (масштабный фактор по времени) для переноса результатов эксперимента на стенде на РУ по времени. В ходе дальнейших рассуждений был использован материал, изложенный в [7–9].

Критерии подобия для однофазной и двухфазной сред можно получить в предположении естественной циркуляции, с использованием граничных условий и геометрии системы. Для учета явлений во всем контуре необходимо включать в анализ подобия уравнения интегрального баланса.

Самым первым шагом анализа подобия идет рассмотрение однофазного случая течения жидкости. Для однофазного потока используются уравнения сохранения (массы, количества движения и энергии), которые с помощью метода преобразования масштабов приводятся к безразмерному виду. Из полученной системы уравнений определяются масштабы основных параметров и критериев подобия, в том числе и критерия гомохронности.

Для случая вынужденной циркуляции и двухфазного случая критерии подобия, полученные для однофазного потока при естественной циркуляции, уже долгое время успешно применяются.

Таким образом, ставится следующая задача: для однофазной среды при известной геометрии и граничных условиях прототипа и модели определить масштаб критерия гомохронности для обогреваемого участка активной зоны с использованием уравнений сохранения (массы, количества движения и энергии) и граничных условий в одномерном случае. Далее приводятся выражения, полученные из перечисленных выше уравнений после некоторых упрощений:

– из уравнения сохранения массы:

$$u_i = u_r \cdot \frac{s_0}{s_i}, \tag{1}$$

где u в скалярной форме означает скорость, осредненную по сечению, индексы i и 0 означают бегущий индекс в нумерации элементов канала и характеристику фиксированного сечения со-

ответственно, u_r – скорость в фиксированном сечении в зависимости от времени, s – площадь поперечного сечения элемента;

– из уравнения сохранения количества движения:

$$\frac{du_r}{dt}\cdot\sum_i\frac{s_0}{s_i}\cdot l_i\cdot\rho_i=\rho_0\cdot\beta\cdot\Delta T_{hc,i}\cdot g\cdot l_h-\frac{\rho_i\cdot u_r^2}{2}\cdot\sum_i(\frac{f_l}{d_\Gamma}+K)_i\cdot(\frac{s_0}{s_i})^2, \quad (2)$$

где t – время; l_i – длина текущего элемента канала; l_h – длина обогреваемого участка; ρ – плотность теплоносителя в элементе канала; β – коэффициент термического расширения теплоносителя; $\Delta T_{hc,i}$ – величина подогрева теплоносителя между горячей и холодной стенками; g – величина гравитационной постоянной; f_l – коэффициент трения; d_Γ – гидравлический диаметр ячейки канала для теплоносителя; K – коэффициент местного сопротивления;

– из уравнения сохранения энергии для теплоносителя:

$$\rho_i\cdot c_{p,i}\cdot(\frac{\partial T_i}{\partial t}+u_i\cdot\frac{\partial T_i}{\partial z})=\frac{\alpha_i\cdot(T_{si}-T_i)}{l_i}, \quad (3)$$

где c_p – теплоемкость теплоносителя; z – координата в осевом направлении; a – коэффициент теплоотдачи; индекс s характеризует свойства топливного элемента;

– из уравнения сохранения энергии для топливного элемента:

$$\rho_S\cdot c_{p,s}\cdot\frac{\partial T_{si}}{\partial t}=\lambda_S\cdot\nabla^2T_{si}+q_{v,si}, \quad (4)$$

где λ – теплопроводность топлива; q_v – внутреннее энерговыделение топливного элемента;

– граничное условие на границе топливо – теплоноситель:

$$\lambda_s\cdot\frac{\partial T_{si}}{\partial y}=\alpha\cdot(T_{si}-T_i). \quad (5)$$

К приведенным выражениям был применен метод преобразования масштабов для величин: скорость, площадь поперечного сечения, длина и координата элемента, температура и время. Далее заглавными буквами обозначен безразмерный масштаб соответствующей величины. Ниже приведены результаты применения данного метода (выражения (6) – (10)) для полученных ранее выражений (1) – (5):

$$U_i=\frac{U_r}{S_i}, \quad (6)$$

$$\frac{dU_r}{d\tau}\cdot\sum_i\frac{L_i}{S_i}=\frac{\beta\cdot\Delta T_0\cdot g\cdot l_0\cdot L_h}{u_0^2}\cdot(\Theta_h-\Theta_c)-\frac{U_r^2}{2}\cdot\sum_i\left(\frac{f_l}{d_\Gamma}+K\right)_i\cdot\left(\frac{1}{S_i}\right)^2, \quad (7)$$

$$\frac{\partial\Theta_i}{\partial\tau}+\frac{U_r}{S_i}\cdot\frac{\partial\Theta_i}{\partial Z}=\frac{\alpha}{L_i\cdot\rho\cdot c_p\cdot u_0}\cdot(\Theta_{si}-\Theta_i), \quad (8)$$

$$\frac{\partial\Theta_{si}}{\partial\tau}=\frac{a_s\cdot l_0\cdot\nabla^{*2}\Theta_{si}}{u_0\cdot\delta^2}+\frac{q_{v,si}\cdot l_0}{\rho_s\cdot c_{ps}\cdot u_0\cdot\Delta T_0}, \quad (9)$$

$$\frac{\partial\Theta_{si}}{\partial Y}=\frac{\alpha\cdot\delta}{\lambda_s}\cdot(\Theta_{si}-\Theta_i), \quad (10)$$

где δ – толщина теплового слоя; a_s – коэффициент температуропроводности.

Из полученных безразмерных выражений были выделены критерии подобия (критерий Стэнтона, Ричардсона, гомохронности, мощностной критерий, число Био). Экспериментальный стенд ПСБ-ВВЭР выполнен по методу объемно-мощностного моделирования. При использовании данного метода нарушается сохранение критерия гомохронности, т.е. при проведении эксперимента на модели и прототипе должны происходить одни и те же явления, но с разной скоростью. В связи с этим возникает необходимость расчета величины этого критерия, чтобы по имеющимся результатам эксперимента на стенде было возможным получить скорость протекания процессов на прототипе. Из выражения (9) следует величина критерия гомохронности в общем виде:

$$T_i^*=(\frac{a_s\cdot l_0}{u_0\cdot\delta^2})_i. \quad (11)$$

Из определения гидравлического диаметра можно найти связь между толщиной теплового слоя и гидравлическим диаметром:

$$\delta_i = \frac{d_{\Gamma i}}{4} \cdot \frac{s_{si}}{s_i}. \quad (12)$$

В приведенных выше уравнениях были использованы величины подогрева теплоносителя и его скорости на исследуемом участке. Принимая за фиксированную длину участок подогрева теплоносителя (высоту обогреваемого участка) и учитывая стационарное состояние ($u_r = u_0,\ l_h = l_0,\ \Delta T_{hc,i} = \Delta T_0$), из уравнения сохранения энергии для твердого тела в стационарном случае можно получить:

$$\Delta T_{0i} = \left(\frac{q_s \cdot l_0}{\rho_s \cdot c_{ps} \cdot u_0}\right)_i = \left(\frac{q_0 \cdot l_0}{\rho_s \cdot c_{ps} \cdot u_0} \cdot \frac{s_s}{s_0}\right)_i. \quad (13)$$

Из уравнения сохранения количества движения в стационарном случае получим выражение для скорости в фиксированном сечении. Так как в работе исследуется экстраполяция результатов эксперимента на РУ, то величина скорости через активную зону на РУ считается неизвестной и должна быть определена косвенно:

$$u_0 = \sqrt[3]{\frac{\beta \cdot \frac{q_0 \cdot l_0}{\rho_s \cdot c_{ps}} \cdot l_h \cdot \frac{s_{s0}}{s_0}}{\frac{1}{2g} \cdot \sum_i \left(\frac{F_i}{S_i^2}\right)}}. \quad (14)$$

Далее необходимо ввести величину масштаба для связи одной и той же величины в модели и прототипе (индекс *R* далее обозначает масштаб, *m* – модель, *p* – прототип):

$$\psi_R = \frac{\psi_m}{\psi_p}. \quad (15)$$

С учетом того, что в рассматриваемой задаче предполагается равенство для прототипа и модели давления и температуры теплоносителя, то масштабы по плотности, теплоемкости, по температурному расширению и температуропроводности будут равны 1:

$$\rho_R = 1,\ c_{pR} = 1,\ \beta_R = 1,\ a_R = 1. \quad (16)$$

В предположении равных гидравлических сопротивлений [1] для масштаба по скорости получим следующее выражение:

$$u_{0R} = \sqrt[3]{q_{0R} \cdot l_{hR}^2 \cdot \left(\frac{s_{s0}}{s_0}\right)_R}. \quad (17)$$

С учетом вышесказанного, можно получить выражение для масштаба критерия гомохронности:

$$T_{0R}^* = \left[\frac{1}{d_{\Gamma 0}^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{l_0}{q_0} \cdot \left(\frac{s_0}{s_{s0}}\right)^7}\right]_R. \quad (18)$$

4.3. Этап 3. Проведение расчета исследуемого режима на реакторе-прототипе (РУ ВВЭР-1000)

В качестве реактора-прототипа была выбрана РУ ВВЭР-1000, поскольку в исследуемом режиме присутствуют действия оперативного персонала, которые имеют место на данной РУ. На этом этапе была получена расчетная модель, всесторонне описывающая геометрию РУ, основные системы при нормальной эксплуатации и при ее нарушении. Для выполнения расчета исследуемого режима необходимо было скорректировать тепловую мощность установки согласно масштабу стенда, добавить сценарий эксперимента (отключить активную часть САОЗ), смоделировать линию течи так, чтобы ее диаметр был подобен соответствующему диаметру на стенде. Диаметр течи был посчитан согласно рекомендациям, приведенным в [7]. Для соблюдения подобия в потоке теплоносителя, выбрасываемого в течь, необходимо выполнение следующего требования:

$$\left(\frac{s_{in}}{s_0}\cdot\frac{u_{in}}{u_0}\right)_R = 1, \tag{19}$$

где s_{in} и u_{in} – площадь поперечного сечения и скорость теплоносителя на линии течи соответственно.

Для критического истечения теплоносителя характерно выполнение:

$$u_{in,R} = 1. \tag{20}$$

Тогда можно получить выражение для расчета диаметра линии течи на РУ:

$$D_{\text{течь}} = D_{\text{хол}}\cdot\frac{d_{\text{течь}}}{d_{\text{хол}}}\cdot\sqrt{\frac{U_0}{u_0}}, \tag{21}$$

где прописными буквами обозначены диаметр и скорость теплоносителя в активной зоне для РУ, строчными – стенда, индекс «хол» – холодная нитка, «течь» – линия течи.

С учетом того, что $d_{\text{течь}} = 3{,}5$ мм , диаметр линии течи в РУ получился равным $D_{\text{течь}} = 101{,}2$ мм.

4.4. Этап 4. Масштабирование результатов эксперимента на стенде по времени и сопоставление с результатом расчета режима на реакторе-прототипе

На данном этапе необходимо было вычислить величину масштаба критерия гомохронности с помощью полученных ранее данных. В таблице 4 приведены значения величин, необходимых для расчета.

Таблица 4. **Значения основных параметров, необходимых для расчета масштаба критерия гомохронности**

Параметр	ПСБ-ВВЭР	ВВЭР-1000	Масштаб
Q, МВт	1,5	3000	$5\cdot10^{-4}$
$V_{аз}$, м^3	$5{,}45\cdot10^{-2}$	15,14	$3{,}60\cdot10^{-3}$
q_0, МВт/ м^3	27,52	198,15	$1{,}39\cdot10^{-1}$
$l_0 = l_h$, м	3,53	3,7	0,95
$d_{Гi}$, м	$1{,}98\cdot10^{-3}$	$2{,}15\cdot10^{-3}$	0,92
s_i, м^2	$2{,}58\cdot10^{-3}$	0,78	$3{,}30\cdot10^{-3}$
s_{si}, м^2	$1{,}09\cdot10^{-2}$	3,31	$3{,}30\cdot10^{-3}$

Согласно формуле (18) и данным таблицы 5 можно получить, что критерий масштаба гомохронности на участке обогрева равен 2,23, то есть на стенде ПСБ-ВВЭР основные процессы протекают медленнее в 2,23 раза относительно РУ ВВЭР-1000 или $\tau_{\text{ПСБ}} = 2{,}23\cdot\tau_{\text{ВВЭР}}$. С учетом полученного значения искомого критерия результат эксперимента был промасштабирован по времени и нанесен на график совместно с результатом расчета аналогичного режима на РУ для сравнения результата (рис. 4).

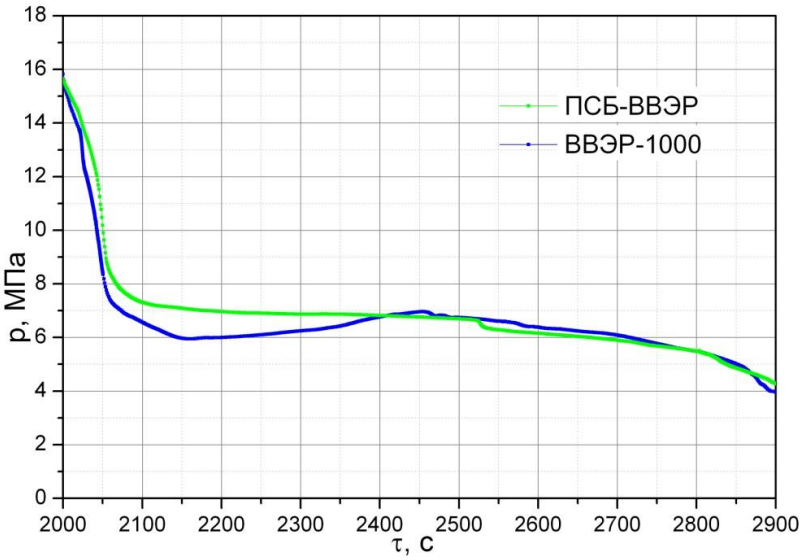


Рис. 4. Давление на входе в активную зону на стенде и РУ

Далее приведен результат расчета масштабов критериев применительно к основным явлениям, имеющим место на РУ при малой течи. В таблице 5 приведены значения параметров, необходимых для расчета масштабов критериев подобия, в стационарном режиме.

Таблица 5. **Параметры для расчета масштабов критериев подобия**

Параметр	ПСБ-ВВЭР	ВВЭР-1000
Давление на входе в активную зону, p, МПа	15,64	15,82
Температура теплоносителя на входе в активную зону, T, К	549,4	565,3
Коэффициент термического расширения, β, $К^{-1}$	$1{,}820\cdot10^{-3}$	$1{,}769\cdot10^{-3}$
Перепад температуры теплоносителя на обогреваемом участке, ΔT, К	31,9	30,0
Кинематическая вязкость, ν, $м^2/с$	$1{,}270\cdot10^{-7}$	$1{,}235\cdot10^{-7}$

Как было выше сказано, для правильного моделирования процесса малой течи необходимо, чтобы наиболее важные явления протекали одинаково на стенде и прототипе, то есть величина масштаба критерия, характеризующего данное явление должна быть близка к 1. В работе были рассмотрены критерии для следующих процессов:

– естественная циркуляция характеризуется с помощью числа Грасгоффа:

$$Gr = \frac{\beta \cdot g \cdot l^3 \cdot \Delta T}{\nu^2} = \begin{cases} 1{,}55\cdot10^{13} \text{ для стенда} \\ 1{,}72\cdot10^{13} \text{ для РУ} \end{cases}, \tag{21}$$

$$Gr_R = 0{,}90; \tag{22}$$

– расход в течь характеризуется числом Эйлера. На рис. 5 приведено значение этого критерия для стенда и РУ после начала эксперимента, причем расчет для стенда был смасштабирован по времени с учетом полученного критерия гомохронности. Число Эйлера было посчитано по формуле:

$$Eu = \frac{\Delta p}{\rho \cdot w^2}, \tag{23}$$

где Δp и w – перепад давления и скорость теплоносителя на линии течи соответственно;

– критический тепловой поток описывается с помощью критерия критического теплового потока:

$$N_q = \frac{q_c''}{q_0''}, \tag{24}$$

где q_c'' – величина критического теплового потока, q_0'' – величина теплового потока на обогреваемом участке. Существуют корреляции для оценки величины этого критерия, приведенные в таблице 6;

– для достижения подобия по скорости разгерметизации необходимо выполнение следующего соотношения:

$$\left(\frac{M_m}{V_m}\right)_{\tau_{ПСБ}} = \left(\frac{M_p}{V_p}\right)_{\tau_{ВВЭР}}, \tag{25}$$

где $\tau_{ПСБ} = T_{0R}^{*} \cdot \tau_{ВВЭР}$, M и V – масса теплоносителя в 1 контуре и объем первого контура соответственно. На рис. 6 приведены величины данных отношений для стенда и РУ, причем результат для стенда был смасштабирован с учетом масштаба критерия гомохронности.

Таблица 6. **Оценка критерия критического теплового потока**

Корреляция	Выражение	Величина масштаба
Зубер	$\left(N_q\right)_R = \sqrt{l_R}$	0,98
Катто	$\left(N_q\right)_R = \sqrt{\left(d_\Gamma\right)_R}$	0,96
Мишима и Иши	$\left(N_q\right)_R = \left(d_\Gamma^{3/2} \big/ l^{1/2}\right)_R$	0,90

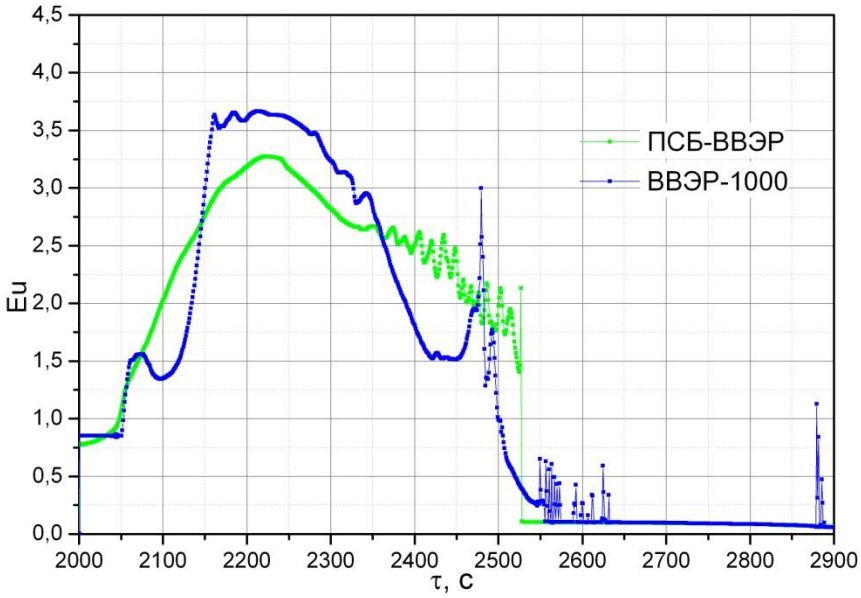


Рис. 5. Значение числа Эйлера на стенде и РУ

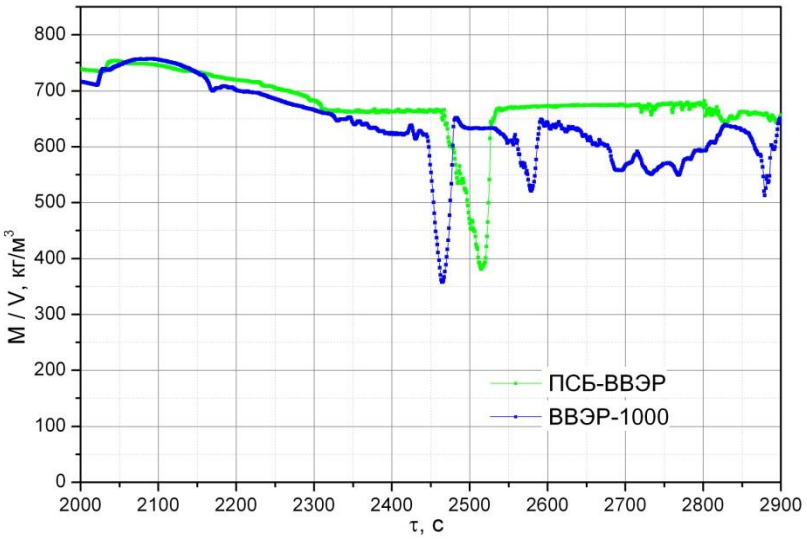


Рис. 6. Скорость разгерметизации на стенде и РУ

Из приведенных результатов видно, что основные явления, характерные для малой течи, происходят одинаково на стенде и РУ с учетом полученного масштаба критерия гомохронности.

Заключение

В данной работе приведен результат расчета эксперимента малая течь с отказом активной части САОЗ на стенде ПСБ-ВВЭР с помощью РК КОРСАР/ГП. Полученный результат хорошо согласуется с экспериментальными данными. На разработанной расчетной модели была произведена апробация методики по экстраполяции результатов эксперимента на РУ, предложенной M. Ishii и M. Kataoka для стендов PUMA и LOFT. В данной работе приведен результат расчета масштаба критерия гомохронности, а также критериев и параметров, характеризующих основные явления для малой течи: число Грасгоффа, число Эйлера, критерий критического теплового потока и скорости разгерметизации. Полученный критерий гомохронности позволил произвести экстраполяцию результатов эксперимента на хорошем уровне. С помощью расчета масштабов критериев, определяющих основные явления, было показано, что они близки к 1, то есть одни и те же явления на стенде и РУ происходят одинаково.

Список литературы

1. Елкин И.В. Моделирование на крупномасштабных установках аварийных режимов РУ ВВЭР-1000 с целью обоснования и обеспечения их безопасной эксплуатации: Автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора технических наук. ФГУП «ЭНИЦ», Москва, 2005.
2. Del Nevo A., Melikhov O.I., Elkin I.V. et al. Validation of Advanced Computer Codes for VVER Technology: LB-LOCA Transient in PSB-VVER Facility // Integral Test Facilities and Thermal-Hydraulic System Codes in Nuclear Safety Analysis, 2012. – 15 p.
3. Елкин И.В., Липатов И.А., Никонов С.М. и др. Экспериментальное исследование аварий с большой течью теплоносителя // 5-я международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 2007.
4. Блинков В.Н., Мелихов О.И., Мелихов В.И., и др. Верификация процедур по управлению авариями АЭС с ВВЭР-1000 на стенде ПСБ-ВВЭР // Общие вопросы электроэнергетики. – 2010. – № 10.
5. Мигров Ю.А., Волкова С.Н., Юдов Ю.В. КОРСАР – теплогидравлический расчетный код нового поколения для обоснования безопасности АЭС с ВВЭР // Теплоэнергетика. – 2001. – № 9. – С. 36–49.
6. Кириллов П.Л., Богословская Г.П. Тепломассобмен в ядерных энергетических установках: Учебник для вузов. – М.: Энергоатомиздат, 2000. – 456 с.
7. Ishii M., Revankar S.T., Leonardi T.A. The three-level scaling approach with application to the Purdue University Multi-Dimensional Integral Test Assembly (PUMA) // Nuclear Engineering and Design. – 1998. – Vol. 186. – P. 177–211.
8. Ishii M., Kataoka I. Scaling laws for thermal-hydraulic system under single phase and two-phase natural circulation // Nuclear Engineering and Design. – 1984. – N 81. – P. 411–425.
9. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. – Л.: Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1950. – 676 с.

Экспериментальные исследования эксплуатационного ресурса датчика газоанализатора водорода в режиме моделирования условий функционирования на АЭС

Богданов С. В., Бережной С. Н., Вашляев Ю. Н.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, svbogd@ippe.ru

Аннотация

В работе представлены экспериментальные данные исследований эксплуатационного ресурса работы датчика водорода ГВ-01 из состава системы контроля концентрации водорода для нормальных и аварийных условий его работы. Полученные данные позволяют определить возможность использования газоанализатора с назначенным сроком службы для АЭС.

Получены результаты, указывающие на возможность выполнения газоанализаторами водорода своих функций в длительном режиме их нормальной эксплуатации, а также сохранения их работоспособности при переходе внешних условий в аварийную стадию, в том числе при многократно возникающих аварийных факторах. При этом экспериментальные данные показали превышение декларируемого эксплуатационного ресурса газоанализаторов в аварийных режимах, аналогичных проектным.

Ключевые слова: безопасность АЭС, аварийные режимы работы, система водородной взрывозащиты, температура, давление, газоанализаторы водорода, датчики давления и температуры.

Введение

Одной из важных систем безопасного функционирования АЭС во всех режимах ее работы, включая аварийные, является система водородной взрывозащиты [1]. Элементом системы водородной взрывозащиты является система контроля концентрации водорода (СККВ), включающая в свой состав газоанализаторы водорода, кислорода, датчики давления и температуры.

Газоанализаторы водорода, используемые в СККВ предназначены, в первую очередь, для измерения концентраций водорода в помещениях гермооболочки (ГО) в процессе запроектных аварий, которые относятся к категории тяжелых. Согласно расчетным данным, в процессе тяжелых аварий в герметичном объеме защитной оболочки может происходить быстрый рост температуры, давления, образование высоких концентраций водорода с большой скоростью его выхода. В связи с этим, одним из основных условий своевременного реагирования на быстрый рост объемной концентрации водорода, остается требование непрерывного контроля состояния среды ГО во всех режимах эксплуатации энергоблока — в режиме нормальной эксплуатации АЭС, а также в аварийном режиме.

Значительное количество энергоблоков российских АЭС (Балаковская, Ростовская, Калининская, Кольская, Билибинская, Нововоронежская), а также ряд зарубежных: «Тяньваньская» АЭС (Китай), АЭС «Бушер» (Иран), Ровенская АЭС (Украина), АЭС «Куданкулам» (Индия), начиная с 2006 года, оснащались газоанализаторами водорода типа ГВ-01 [2] из состава оборудования СККВ, разработанного в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ». На всех вышеперечисленных АЭС, за исключением Тяньваньской (энергоблоки 1 и 2), данные газоанализаторы по настоящее время находятся в постоянно включенном состоянии без наличия аварийных ситуаций.

До настоящего времени отсутствовали объективные данные о сохранении функциональных свойств газоанализатора ГВ-01 в момент возникновения аварии и ее протекания после периода длительной эксплуатации.

Цель работы

Представляется целесообразным экспериментально определить эксплуатационный ресурс газоанализаторов водорода ГВ-01 при переходе его из постоянно включенного состояния в течение нескольких лет нормального режима работы в аварийный режим и возможность выполнения своих функциональных свойств в процессе аварии.

Методика проведения эксперимента

Исследование эксплуатационного ресурса газоанализатора водорода ГВ-01 основано на проведении двух этапов контроля основного параметра газоанализатора – погрешности измерения объемной доли водорода в процессе испытаний.

Первый этап заключался в имитации работы газоанализатора в режиме нормальной эксплуатации. Для этого были изготовлены два серийных экземпляра газоанализатора и с 21.10.2013. были включены в постоянный эксплуатационный режим. Начиная с этого времени, и по 02.09.2016. проводился постоянный контроль параметров работы газоанализаторов, а также ежегодно проводилась их поверка, имитирующая процедуру планово-предупредительного ремонта (ППР) на АЭС.

Второй этап включал в себя следующие процедуры:

– размещение в установке измерений и испытаний систем водородной безопасности (УИИСВБ) [3] объекта испытаний из состава оборудования системы водородной безопасности (пассивный каталитический рекомбинатор водорода РВК-500) с целью исследования его характеристик, а также двух газоанализаторов – одного газоанализатора из серийной поставки без длительной эксплуатации (ГВ-01 № 1, диапазон измерений 0–25 %) и второго газоанализатора (ГВ-01 № 2, диапазон измерений 0–25 %), который предварительно находился в условиях первого этапа испытаний;

– многократное создание в УИИСВБ параметров, аналогичных аварийным;

– функционирование газоанализаторов в аварийных условиях;

– контроль параметров газоанализатора ГВ-01 № 2 в процессе имитации аварийных условий. Фиксировались показания газоанализатора и хроматографа из состава измерительного оборудования УИИСВБ;

– ревизия параметров газоанализатора после воздействия аварийных факторов. Проводится в нормальных условиях, аналогичных условиям испытаний первого этапа.

Структурная схема испытаний приведена на рис. 1.

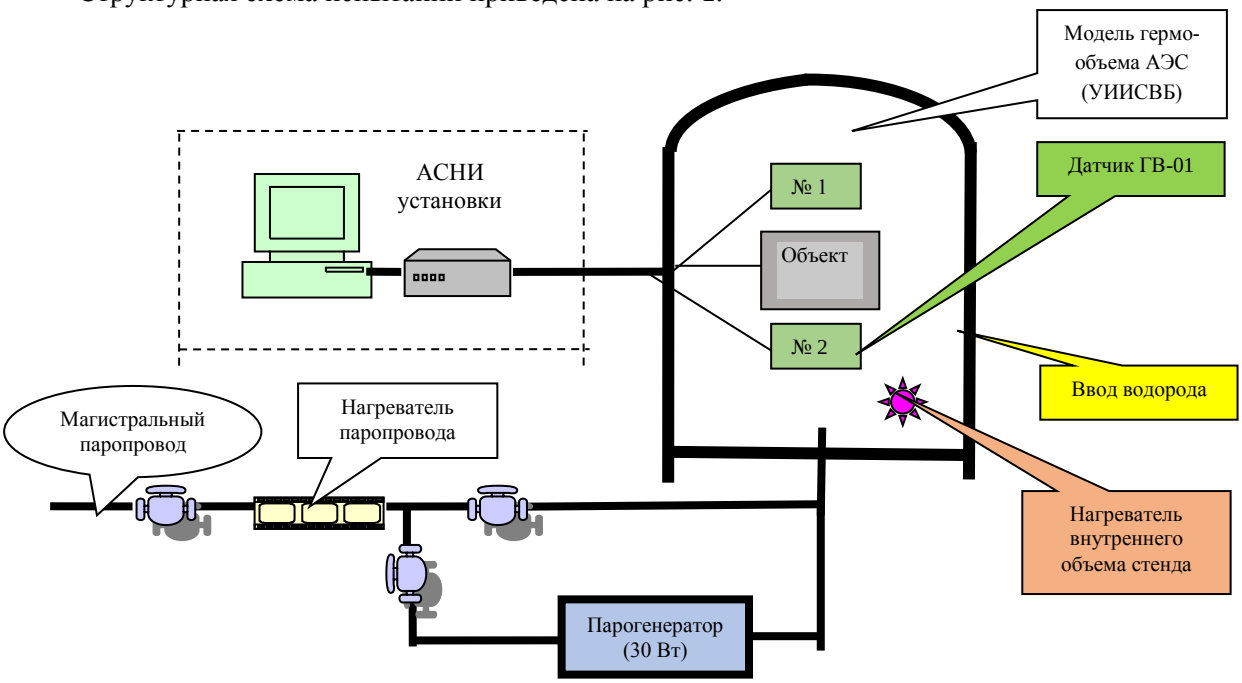


Рис. 1. Структурная схема испытаний

Результаты исследований

Экспериментальные данные этапа 1 представлены в таблице 1.

Как показывают данные испытаний этапа 1, абсолютная погрешность измерения объемной доли водорода, как по двухкомпонентной поверочной газовой смеси (ПГС), так и трехкомпонентной ПГС для диапазона измерений водорода 0–25 %, остается в пределах декларируемой 1,25 %.

Таблица 1

Экспериментальные данные этапа 1

Дата	Тсре-ды, °С	Дсре ды, кПа	ПГС (H_2N_2), H_2, %	Показа-ния ГВ-01 № 2, CH2	Δ, абс	Показа-ния ГВ-01 № 1 CH2	Δ, абс	Примечание
22.10.2013	22	100	21,72	21,61	0,11	21,68	0,18	Контроль
28.04.2014	23	98	Азот 21,70 12,50	0,00 21,17 11,70	0,0 0,53 0,20	0,00 20,96 11,72	0,0 0,74 0,22	Процедура ППР: – контроль – калибровка ГВ-01
06.05.2014	24	100	12,5	12,61	0,11	12,65	0,04	Контроль
13.10.2015	21	100	Азот H_2=2,43 O_2=23,31 Азот H_2=23,31 O_2=2,47	0,00 2,63 0,00 22,56	0,0 0,20 0,0 0,75	0,00 2,08 0,00 22,17	0,0 0,35 0,0 1,14	Процедура ППР: – контроль – калибровка ГВ-01
24.12.2015	18	100	12,5	11,39	1,11	11,56	0,94	Контроль
23.05.2016	20	98	Азот H_2=2,43 O_2=23,01 Азот H_2=23,31 O_2=2,47	0,00 3,51 0,00 24,46	0,0 1,08 0,0 1,15	0,00 3,60 0,00 24,51	0,0 1,17 0,0 1,20	Процедура ППР: – контроль – калибровка ГВ-01
19.08.2016	24	100	4,62	4,53	0,09	4,54	0,08	Контроль

Экспериментальные данные этапа 2 приведены в таблице 2.

Данные представлены в виде пиковых значений аварийных параметров (температура и давление внутреннего объема испытательного сосуда УИИСВБ), а также показания газоанализатора и хроматографа.

Таблица 2

Экспериментальные данные этапа 2

Дата, номер испытания	Длительность воздействия, ч	$T_{сосуда}$, °С	$Д_{сосуда}$, (кПа)	Показания ГВ-01 №2, CH2	Показания хроматографа, CH2	Δ, абс
02.09.2016 №1	7	57,7	116,02	4,68	4,76	0,08
03.09.2016 №2	5	142,7	124,89	4,37	4,50	0,13
04.09.2016 №3	7,5	209,08	224,38	9,09	9,45	0,36
05.09.2016 №4	7	124,6	211,95	10,38	10,97	0,59
06(07).09.2016 №5	13	127,7	220,28	4,51	4,92	0,41
07(11).09.2016 №6	4	117,9	187,17	3,83	4,21	0,38

Данные исследований поставарийных параметров газоанализатора ГВ-01 № 2 приведены в таблице 3.

Таблица 3

Данные исследований поставарийных параметров газоанализатора ГВ-01 № 2

Дата	$T_{среды}$, °С	Д$_{среды}$, (кПа)	ПГС (H2N2), H2, %	Показания ГВ-01 № 2 CH2	Δ, абс	Инерционность, с	Примечание
06.12.2016	23	100	азот	0,00	0,00	–	Процедура ППР: – контроль – калибровка ГВ-01
			24,0	23,33	0,67	29,8	
			12,5	12,26	0,41	32,4	
			4,62	4,51	0,11	38,7	

Как следует из таблицы, наблюдается сохранение значений абсолютной погрешности измерений с небольшим изменением в пределах допустимого значения 1,25 % для данного диапазона измерений. Вместе с тем, выявилось увеличение инерционности измерений в отличие от заявленного максимального значения 30 с.

Заключение

Получены результаты, указывающие на возможность выполнения газоанализаторами водорода своих функций в длительном режиме их нормальной эксплуатации, а также сохранения их работоспособности при переходе внешних условий в аварийную стадию, в том числе при многократно возникающих аварийных факторах. При этом экспериментальные данные показали превышение декларируемого эксплуатационного ресурса газоанализаторов в аварийных режимах, аналогичных проектным.

Список литературы

1. НП-040-02. Правила обеспечения водородной взрывозащиты на атомных станциях.
2. Богданов С.В., Бережной С.Н. и др. Газоанализатор водорода для условий запроектных аварий на АЭС // Сб. тезисов докладов XI Международной конференции «Безопасность АЭС и подготовка кадров – 2009». – Обнинск: НОУ ЦИПК, 2009. – Т. 2. – С. 31–33.
3. Богданов С.В., Бережной С.Н., Вашляев Ю.Н. Экспериментальная установка для моделирования режимов протекания тяжелой аварии на АЭС // Сб. тезисов докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика – 2016)», АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, 12–14 октября 2016 г.

Испытания макета индукционного расходомера

Генералов Е. В., Кебадзе Б. В., Лагутин А. А., Стефани А. Г.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, general@ippe.ru

Аннотация

Данная статья знакомит с исследованием индукционного расходомера, основанного на взаимодействии двух катушек возбуждения и приемной катушки, расположенной в центре. Разработан макет индукционного расходомера и поведены его испытания. Получены результаты при питании катушек возбуждения как синусоидальным напряжением, так и с использованием кратковременного прямоугольного импульса.

Ключевые слова: жидкий металл, индукционный расходомер, бесконтактный, магнитное поле, катушка возбуждения, приемная катушка.

При решении задач расходометрии жидких металлов (ЖМ) находят применение бесконтактные датчики расхода [1]. В особенности это касается ситуации с большим по величине либо нестабильным контактным сопротивлением на границе раздела «ЖМ – поверхность стенки трубопровода». Датчики просты, надежны, обеспечивают малую погрешность измерения и возможность модельной градуировки с использованием метрологических стендов с различными ЖМ-теплоносителями. Недостатком является ограниченный со стороны малых расходов диапазон измерений, инерционность в области малых расходов, а также заметные габариты измерительного участка. Альтернативой являются индукционные расходомеры переменного тока. В литературе [2, 3, 4] рассматриваются различные варианты реализации таких приборов. Основой их является создание с помощью обмотки возбуждения в определенной области потока ЖМ переменного магнитного поля и регистрация с помощью приемных обмоток сигналов, связанных с движением проводящей среды ЖМ. Общая идея такого индукционного расходомера заключается в том, что взаимодействие жидкого металла с приложенным переменным магнитным полем создает вихревые токи, которые в свою очередь приводит к появлению индуцированного переменного поля, которое регистрируется приемной катушкой. Для измерения расхода информативными данными являются амплитуда и, возможно, фазовый сдвиг сигнала. В работе [2] рассматривается вариант накладного датчика, который предполагает в качестве условия формирования полезного сигнала деформацию (снос) магнитного поля. По-видимому, применение его ограничено ЖМ с высоким значением проводимости. В работах [3, 4] представлены датчики проходного типа, в которых полезный сигнал образуется при взаимодействии генерируемого катушками возбуждения радиального магнитного поля с потоком жидкого металла. Для дальнейших испытаний выбран вариант согласно [4], который обеспечивает большее значение радиального поля. Вид сигналов катушек возбуждения варьировался: гармонический в полосе частот 40–600 Гц, импульсный с изменением скважности в широких пределах.

Разработан и изготовлен макет индукционного расходомера рис. 1, содержащий две идентичные соосные катушки возбуждения с количество витков $w = 520$ со встречно направленным потоком магнитного поля и расположенную между ними приемную обмотку с количество витков $w = 250$. Испытания проводились на измерительном участке Ду 40 установки поверочной ИРС-М в диапазоне расходов до 20 м^3/ч. На катушки возбуждения подавалось синусоидальное напряжение различной частоты, которое генерировались с помощью генератора. Частота питания варьировалась в диапазоне 40–600 Гц.

На рис. 2 показана зависимость тока возбуждения от частоты, его снижение с частотой связано с индуктивными характеристиками катушки возбуждения.

На рис. 3 приведена зависимость амплитуды сигнала приемной катушки от расхода для различных частот, а на рис. 4 – соответствующий коэффициент линейной зависимости в функции частоты.

При оценках амплитуды и коэффициента учитывалась зависимость тока возбуждения от частоты. При нулевом расходе с приемной катушки регистрируется остаточный сигнал, фаза которого отличается от фазы полезного сигнала при наличии расхода. Поэтому при расчете амплитуды для компенсации остаточного сигнала при нулевом расходе использовались взаимно корреляционные функции между током возбуждения и сигналами приемной обмотки при нулевом и заданном значении расхода.

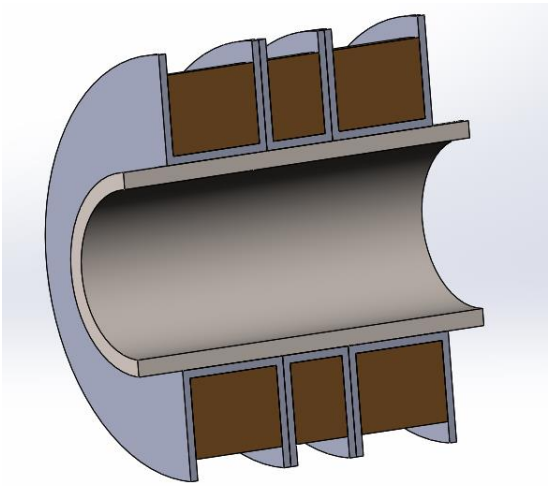


Рис. 1. Макет индукционного расходомера

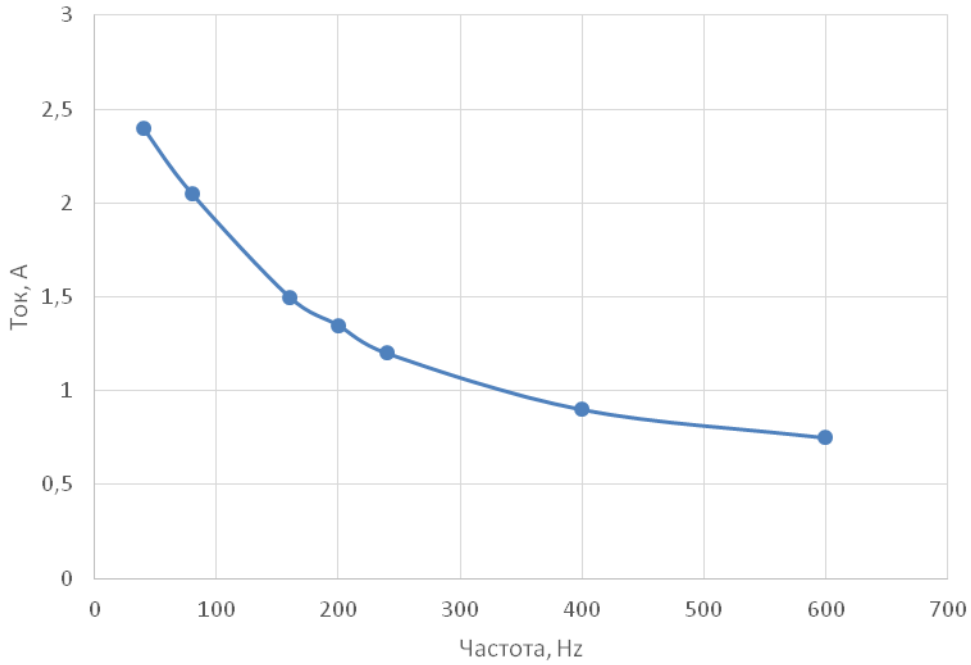


Рис. 2. Зависимость тока возбуждения от частоты

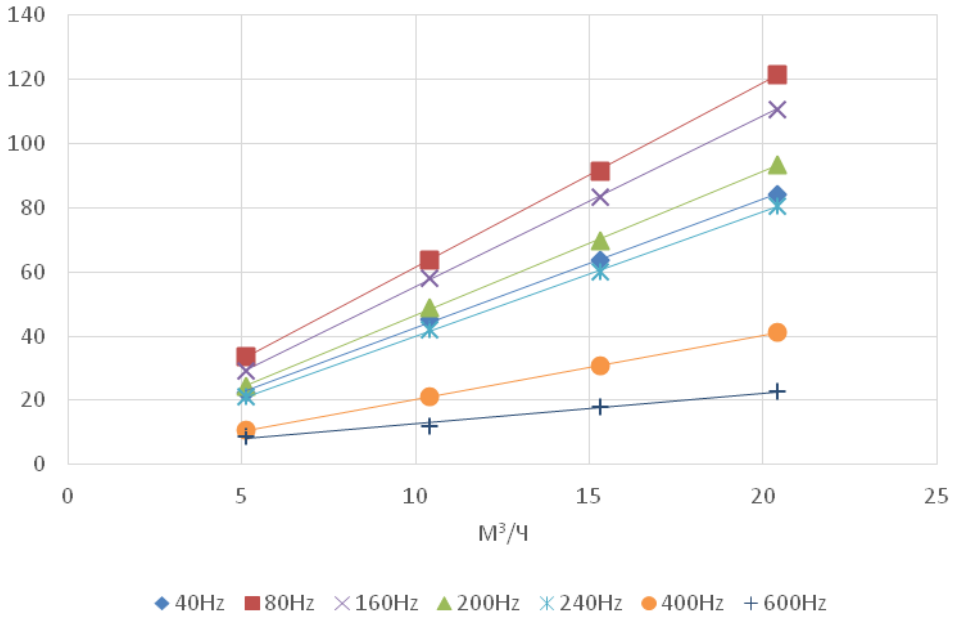


Рис. 3. Зависимость амплитуды сигнала от расхода

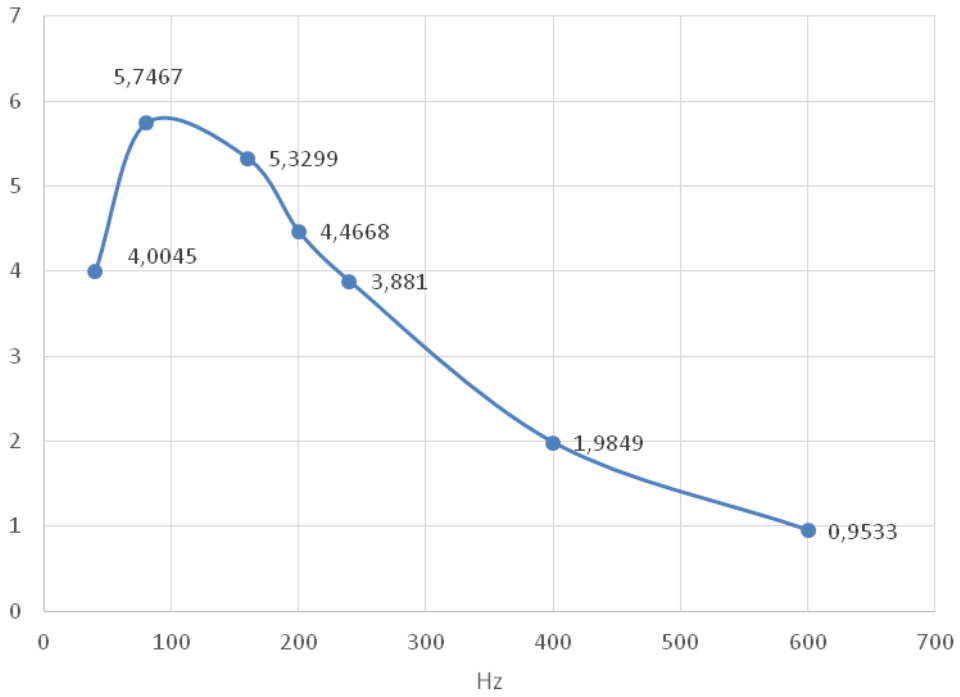


Рис. 4. Коэффициент линейной зависимости амплитуды сигнала от частоты

Наблюдается некоторый оптимум амплитудных характеристик по частоте в районе 100 Гц. Одним из наиболее вероятных объяснений такой зависимости является проявление скин-эффекта, который препятствует проникновению поля возбуждения в объем проводящей среды. Некоторые данные по толщине (мм) скин-слоя для различных ЖМ приведены в таблице.

Величина скин-слоя различных жидких металлов (мм)

	40 Hz	80 Hz	160 Hz	200 Hz	240 Hz	400 Hz	600 Hz
Натрий	29,826	21,09	14,913	13,339	12,176	9,432	7,701
Свинец	68,702	48,58	34,351	30,725	28,048	21,726	17,739
Свинец висмут	76,04	53,768	38,02	34,006	31,043	24,046	19,633

При этом толщина скин-слоя для натрия при частоте 600 Гц существенно меньше рабочего объема приемной катушки.

С учетом перспективы применения индукционного расходомера для тяжелых жидкометаллических теплоносителей (ТЖМТ) следует отметить, что генерируемые сигналы (тангенциальные токи в ЖМ и индуцированное осевое магнитное поле приемной катушки) при одинаковой величине радиального поля возбуждения пропорциональны проводимости ЖМ. С этой точки зрения ТЖМТ существенно уступает натрию. С другой стороны, в той же пропорции увеличивается глубина проникновения поля возбуждения в жидкий металл, находящийся в зоне приемной обмотки. Этим объясняется реализация индукционных расходомеров для сплава свинца-висмута, представленной в статье [2].

Проводились так же эксперименты, в которых катушки возбуждения питались кратковременным импульсом, которые генерировались с помощью транзисторного ключа, током возбуждения I = 1 А. Длительность импульса питания составляла 0,2 мс.

На рис. 5 показан отклик приемной обмотки на сигнал возбуждения в виде кратковременного импульса для различных значений расхода. Этот отклик определялся путем вычитания из суммарного сигнала приемной обмотки импульса, индуцированного в ней при нулевом расходе. Зависимость амплитуды полезного сигнала от расхода практически линейна. Можно отметить, что в достаточно широком диапазоне изменения расхода не наблюдается сколь-нибудь существенных изменений временных характеристик полезного сигнала.

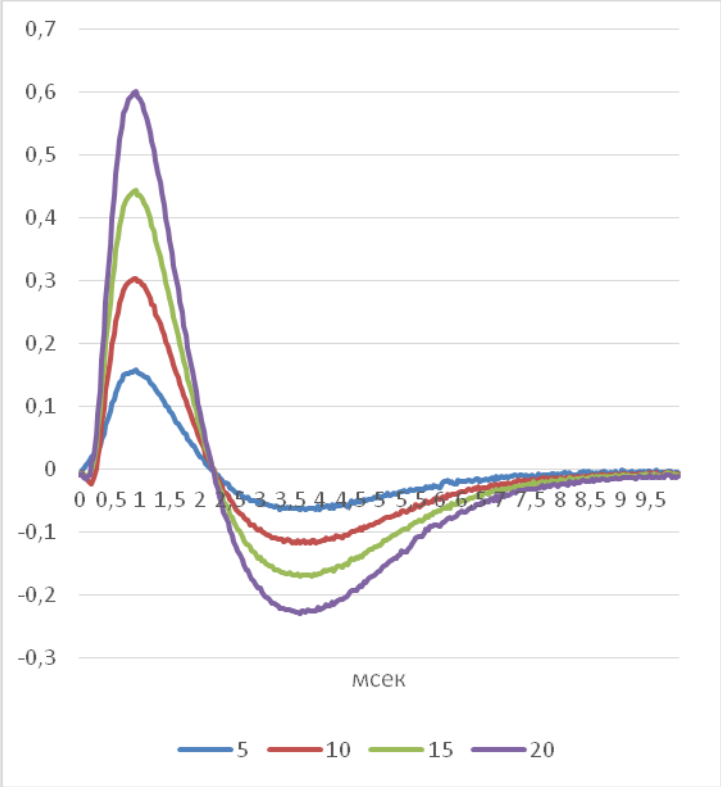


Рис. 5. Отклик приемной катушки на сигнал возбуждения

Заключение

Проведены испытания макета индукционного расходомера при различных видах сигналов катушек возбуждения.

Для данных параметров макета получены оптимальные значения частоты тока возбуждения.

Опробована простая в исполнении импульсная система, которая показала устойчивую и хорошо воспроизводимую линейную зависимость от расхода.

Предполагается проведение дальнейших испытаний индукционного расходомера на натрии в более широком диапазоне расходов и температур, а также на ТЖМТ.

Список литературы

1. Генералов Е.В., Ковалев Д.М., Стефании А.Г., Фомин А.Н., Шурупов В.А. и др. Разработка и применение бесконтактных расходомеров на установке со свинцовым теплоносителем // Инновации в атомной энергетике. – 2017. – С. 597–605.
2. Priede J., Buchenau D., Gerbeth G. Contactless Electromagnetic Phase-Shift Flowmeter for Liquid Metals // Measurement Science and Technology. – 2011. – Vol. 22 (5).
3. Pavlinov A., Khalilov R., Mamikyn A., Kolesnichenko I. Eddy current flowmeter for sodium flow // Materials Science and Engineering. – 2017. – Vol. 208.
4. Schulenberg T., Stieglitz R. Flow measurement techniques in heavy liquid metals // Nuclear Engineering and Design. – 2010 – Vol. 240. – P. 2077–2087.

Влияние механических воздействий на термо-ЭДС термопар градуировки нихросил — нисил

Ковалев Д. М., Корнилов В. П.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, dkovalev@ippe.ru

Аннотация

Работа посвящена исследованию влияния механического воздействия на изменение термо-ЭДС термопар типа N, а также влиянию термической обработки на восстановление градуировочных характеристик термопар. Проведено сравнение влияния деформации двух типов термопар (нихросил-нисил и хромель-алюмель). Приведены результаты влияния механических воздействий на термо-ЭДС термопар градуировки нихросил – нисил.

Ключевые слова: термопара, нихросил – нисил, хромель – алюмель, температура, метрологическая стабильность, механическое воздействие, термо-ЭДС, градуировочная характеристика, деформация, отжиг.

Термопары очень широко применяются для измерения температуры в самых различных условиях. Термопара типа N (нихросил-нисил) обладает лучшей метрологической стабильностью и считается самой точной термопарой по сравнению с другими термопарами из неблагородных металлов. При температуре до 1200 °С имеет дрейф термо-ЭДС, не превышающий дрейф термопар из драгоценных металлов. Это относительно новый тип термопары, разработанный на основе термопары типа К (хромель-алюмель), имеющий ряд преимуществ, но к сожалению, мало изученный.

Работа посвящена исследованию влияния механического воздействия на изменение термо-ЭДС термопар типа N, а также влиянию термической обработки на восстановление градуировочных характеристик термопар.

Для проведения исследований были изготовлены две партии проволочных термопар типа хромель-алюмель и нихросил-нисил из проволок диаметром 0,5 мм. Первая партия образцов изготовлена стандартным способом и проградуирована до 1100 ºС (снята исходная характеристика). После было проведено утонение каждого термоэлектрода с помощью фильеры до рабочего спая до диаметра 0,45 мм. Затем снова была проведена градуировка термопар. Вторая партия образцов была изготовлена из уже заранее утоненных термоэлектродов до диаметра 0,45 мм и проградуирована. Анализ результатов градуировки показал, что проволочные термопары типа N после механического воздействия изменили метрологические характеристики, но соответствуют классу допуска 2 ГОСТ Р 8.585-2001, в то время как аналогичные термопары типа К после механического воздействия не соответствуют ни одному классу допуска. Таким образом, термопары типа N более устойчивы к механическим воздействиям, чем термопары типа К.

Далее был подобран температурно-временной режим отжига термопар для восстановления градуировочных характеристик. Все образцы подвергались термической обработке в вакуумной печи при следующих режимах: 1) (800 ± 10) °С, 30 минут; 2) (550 ± 10) °С, 30 минут; 3) (450 ± 10) °С, 6 часов, после чего снова была проведена градуировка каждого образца. По результатам градуировки все термопары восстановили свои градуировочные характеристики.

Результаты градуировки, в виде зависимостей отклонений от НСХ от температуры, термопар типа К и типа N приведены на рис. 1–4. Пунктирными линиями обозначены границы допустимого отклонения от НСХ класса допуска 1. Штрихпунктирными линиями обозначены границы допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2.

Заключение

Механические воздействия сильно влияют на термо-ЭДС и могут вызвать у термопары погрешность в несколько градусов. При изготовлении термопар не следует подвергать термоэлектрический кабель и проволоку деформации (изгибу, правке, ударам, и т.п.), а в тех случаях, когда это неизбежно, необходимо производить термическую обработку (отжиг). При отжиге деформированных сплавов термо-ЭДС изменяется в направлении, обратному тому, которое вызывается деформацией.

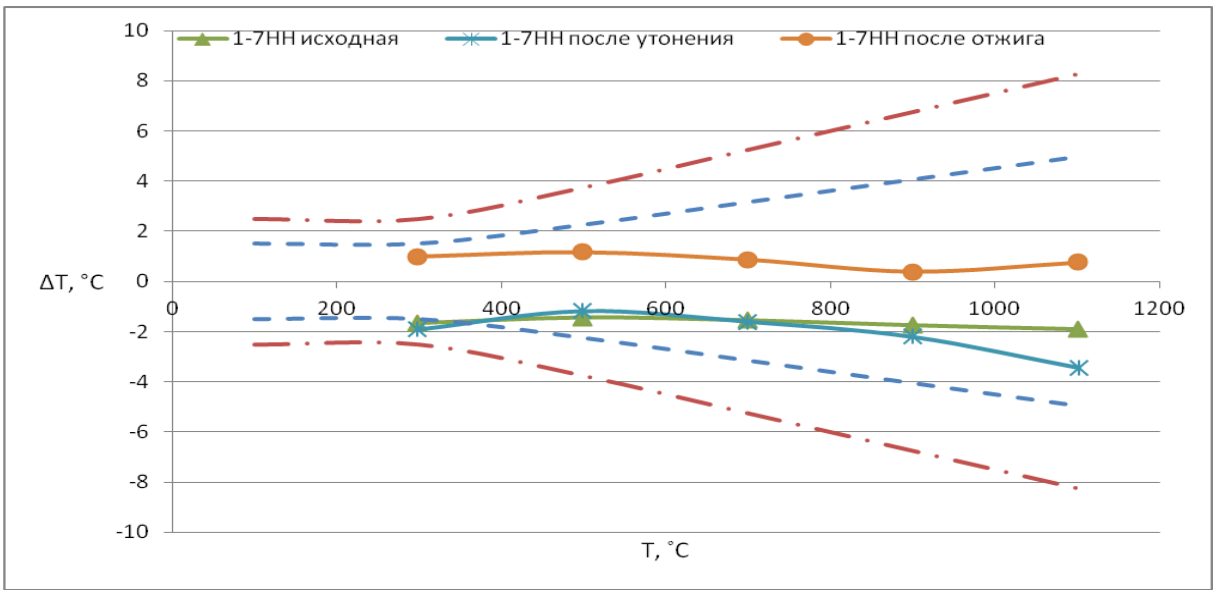


Рис. 1. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар типа N (I партия)

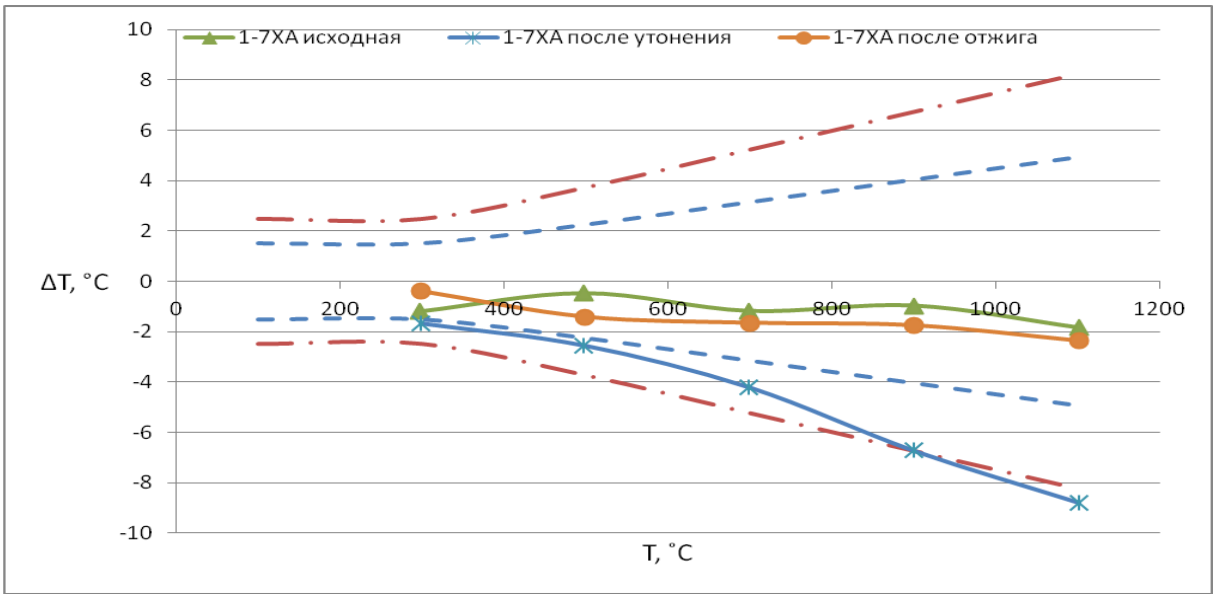


Рис. 2. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар типа K (I партия)

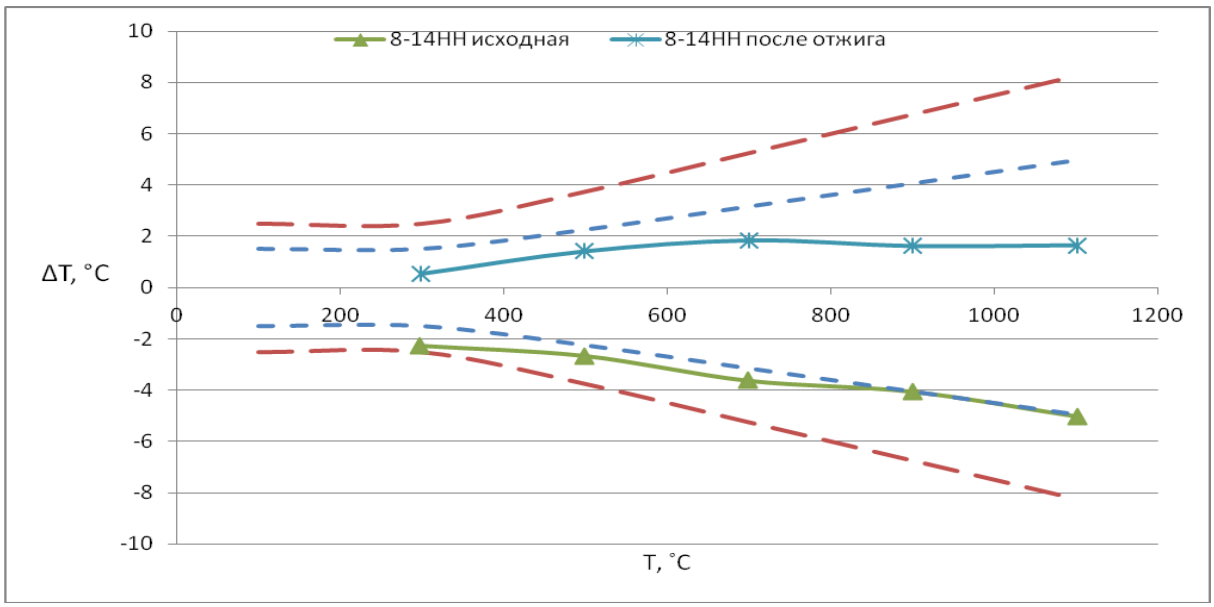


Рис. 3. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар типа N (II партия)

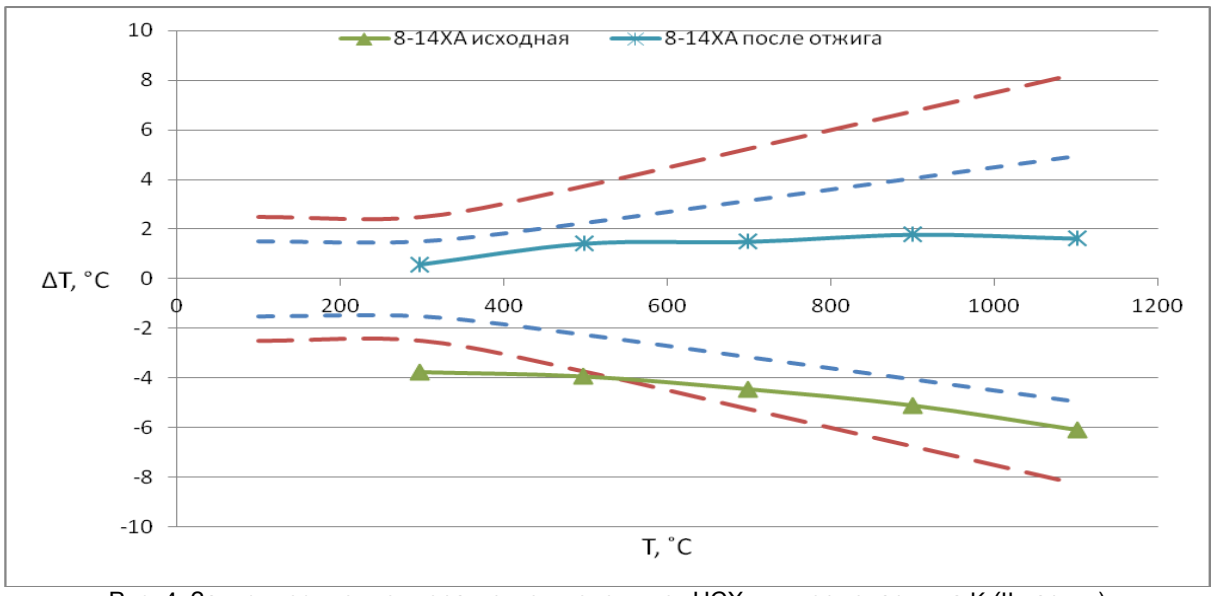


Рис. 4. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар типа K (II партия)

Список литературы

1. Burley N.A. Nicrosil/Nisil type N Thermocouple // J. Measurements&Control. – April 1989.
2. Рогельберг И.Л, Бейлин В.М. Сплавы для термопар. Справочник. – М.: Металлургия, 1983.
3. ГОСТ Р8.585-2001. Термопары. Номинальные статические характеристики преобразования. – М.: Стандартинформ, 2010.

Стабильность метрологических характеристик термопар градуировки нихросил — нисил (N-тип) и хромель — алюмель (K-тип) при температуре более 1000 °C

Стефани А. Г., Ковалев Д. М., Корнилов В. П.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, vkornilov@ippe.ru

Аннотация

В проделанной работе по определению стабильности метрологических характеристик термопар типа N и типа K при температуре более 1100ºС, выявлено что кабельные термопары типа K и N работоспособны при температуре более 1000ºС и их метрологические характеристики соответствуют классу допуска 2.

Ключевые слова: термопара, градуировка, температура, ГОСТ Р 8.585-2001, хромель, алюмель, нихросил, нисил, метрологическая стабильность.

В настоящее время в практике температурных измерений используются наряду с традиционными термопарами типа K (хромель-алюмель) термопары типа N (нихросил-нисил), которые отличаются от традиционных термопар типа K более высокой метрологической стабильностью особенно при повышенной температуре (более 1000 °C). Так как в основном для научных исследований и частично в промышленности используются термопары кабельного типа, изготавливаемые из термопарного кабеля типа КТМС градуировок N и K, несомненен практический интерес к стабильности во времени показаний таких термопар при температуре более 1000 ºС, то есть на верхнем температурном пределе их использования.

С этой целью в процессе испытаний при температуре 1100 °C для термопар типа K и 1200 °C для термопар типа N в течение 60 часов в воздушной среде проводилось сличение показаний исследуемых термопар с показаниями эталонного средства измерения температуры, которым являлась термопара типа ППО 1 разряда. Одновременно измерялись сопротивление цепей и изоляции исследуемых термопар. Общее количество исследуемых термопар – 56 штук, из них типа K ∅ 1,5 мм – 10 шт., ∅ 1,0 мм – 15 шт., типа N ∅ 1,0 мм – 20 шт., ∅ 3,0 мм – 11 шт. У всех термопар рабочий спай изолирован от оболочки.

Испытания показали, что термопары обоих типов сохранили свою работоспособность при вышеуказанных температурах в течение ресурса 60 часов и их метрологические характеристики соответствуют ГОСТ Р 8.585-2001.

Результаты градуировки, в виде зависимостей отклонений от НСХ от температуры, термопар типа K и типа N перед испытаниями и после испытаний приведены на рис. 1–4.

Градуировка термопар типа K ∅ 1,0 мм и ∅ 1,5 мм в диапазоне от 100 до 1100 °C и типа N ∅ 3,0 мм в диапазоне от 100 до 1200 °C после испытаний показали, что они соответствуют классу допуска 1 или 2 по ГОСТ Р 8.585-2001.

Градуировка термопар типа N ∅ 1,0 мм после испытаний показала, что они не соответствуют ни одному классу допуска (1 или 2) ГОСТ Р 8.585-2001. Обращает внимание тот факт, что сопротивление цепей термопар типа N ∅ 1,0 мм увеличилась по сравнению с величинами до испытаний на 1,5–2,0 Ом, что не наблюдалось у термопар типа K ∅ 1,0 мм, ∅ 1,5 мм и типа N ∅ 3,0 мм. По всей вероятности, в связи с потерей герметичности термопар началось разрушение рабочего спая, что привело к изменению метрологических характеристик термопар типа N ∅ 1,0 мм.

Аналогичные испытания проводились для термопар типа K и N при температуре 600 °C в течение 960 часов, при температуре 800 °C в течение 260 часов с последующими испытаниями термопар типа K в течение 60 часов при температуре 1100 °C и термопар типа N при температуре 1200 °C. В процессе испытаний при температурах 600 и 800 °C термопары типов K и N соответствуют классу 1 или 2 ГОСТ Р 8.585-2001.

Дальнейшие испытания термопар типа K при температуре 1100 °C и типа N при температуре 1200 °C приводит к тому, что их метрологические характеристики изменяются и не соответствуют ГОСТ Р 8.585-2001.

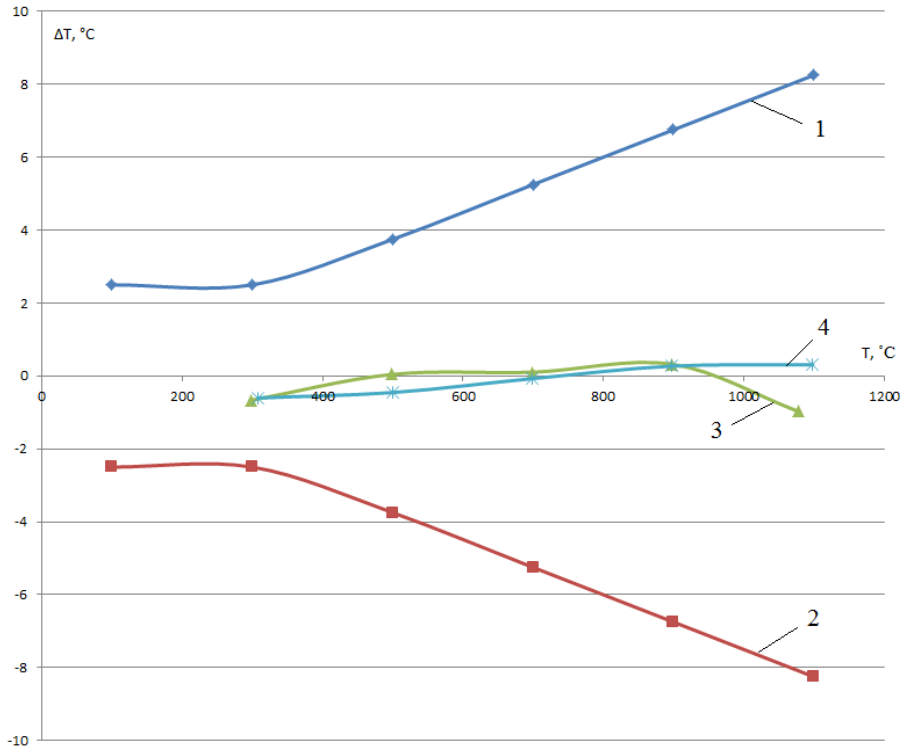


Рис. 1. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар гр. ХА(К) перед ресурсными испытаниями:
1 – верхняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 2 – нижняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 3 – отклонение от НСХ термопар гр. ХА(К) ∅ 1,0 мм;
4 – отклонение от НСХ термопар гр. ХА(К) ∅ 1,5 мм

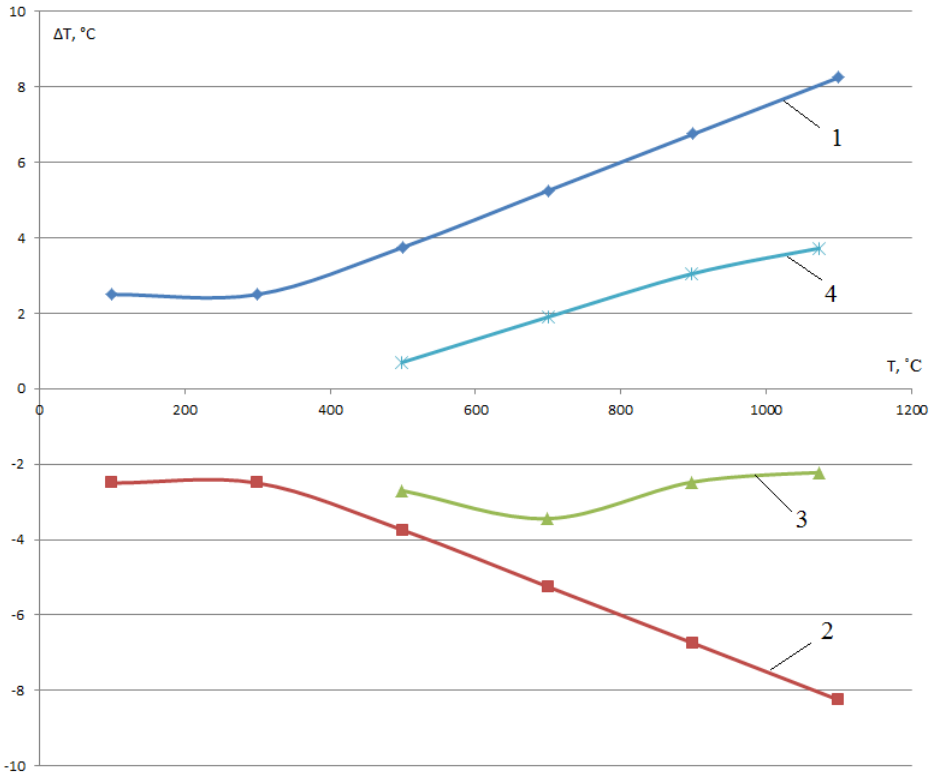


Рис. 2. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар гр. ХА(К) после ресурсных испытаний 60 часов при T = 1100 °С:
1 – верхняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 2 – нижняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 3 – отклонение от НСХ термопар гр. ХА(К) ∅ 1,0 мм;
4 – отклонение от НСХ термопар гр. ХА(К) ∅ 1,5 мм

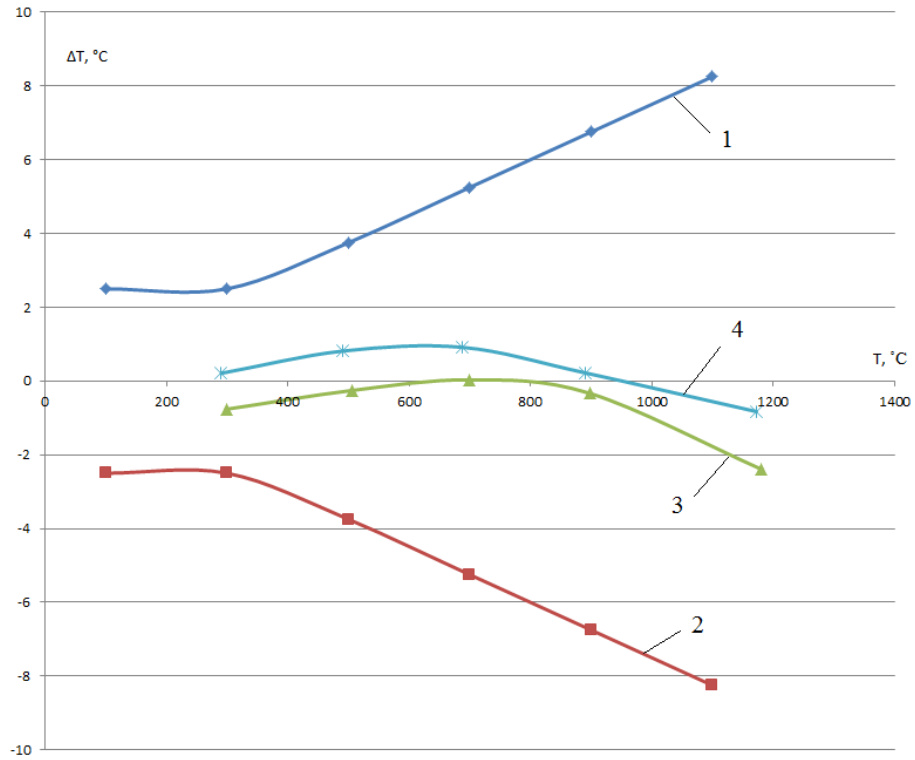


Рис. 3. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар гр. НН(N) перед ресурсными испытаниями:
1 – верхняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 2 – нижняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 3 – отклонение от НСХ термопар гр. НН(N) ∅ 1,0 мм;
4 – отклонение от НСХ термопар гр. НН(N) ∅ 3,0 мм

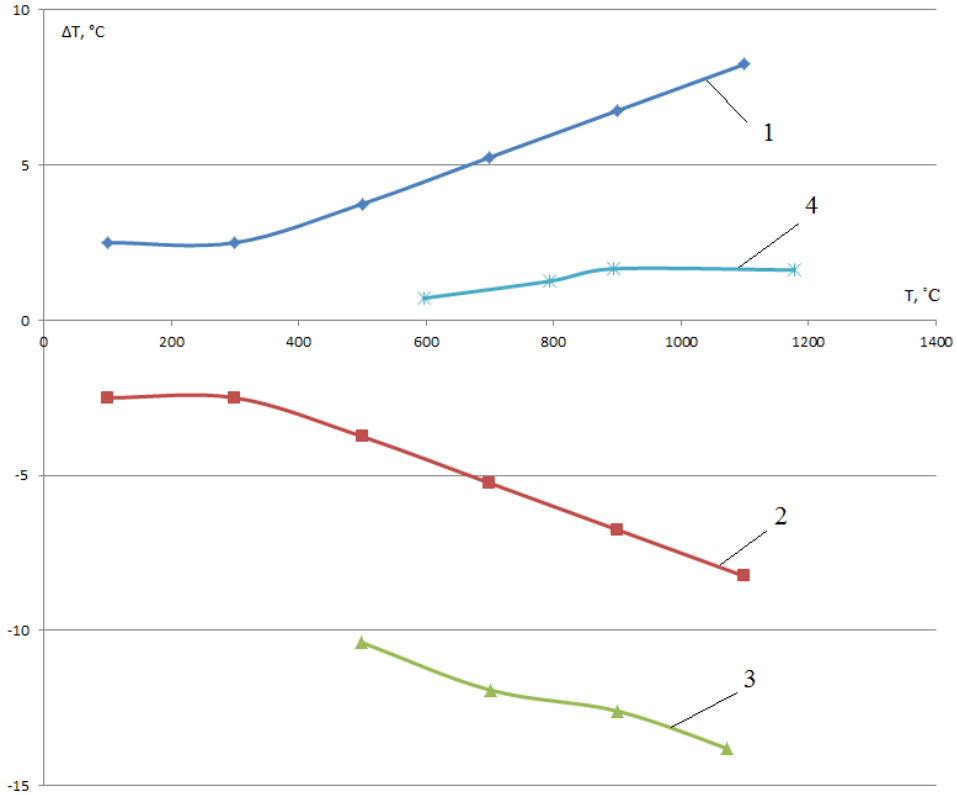


Рис. 4. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар гр. НН(N) после ресурсных испытаний 60 часов при Т = 1200 °С:
1 – верхняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 2 – нижняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 3 – отклонение от НСХ термопар гр. НН(N) ∅ 1,0 мм;
4 – отклонение от НСХ термопар гр. НН(N) ∅ 3,0 мм

Результаты градуировки термопар типа K и типа N приведены на рис. 5–8. Результаты градуировки показали, что использование термопар после выдержки 960 часов при температуре 600 °С и 260 часов при температуре 800 °С для измерения температуры 1100 °С K тип термопар и 1200 °С N тип термопар диаметром 1,0 мм и 1,5 мм нецелесообразно, так как их метрологические характеристики не соответствуют ни одному классу допуска по ГОСТ Р 8.585-2001. Что касается термопар типа K и N диаметром 3,0 мм, то они после 60 часов испытаний при температуре 1100 °С и 1200 °С продолжают соответствовать классу допуска 2 ГОСТ Р 8.585-2001.

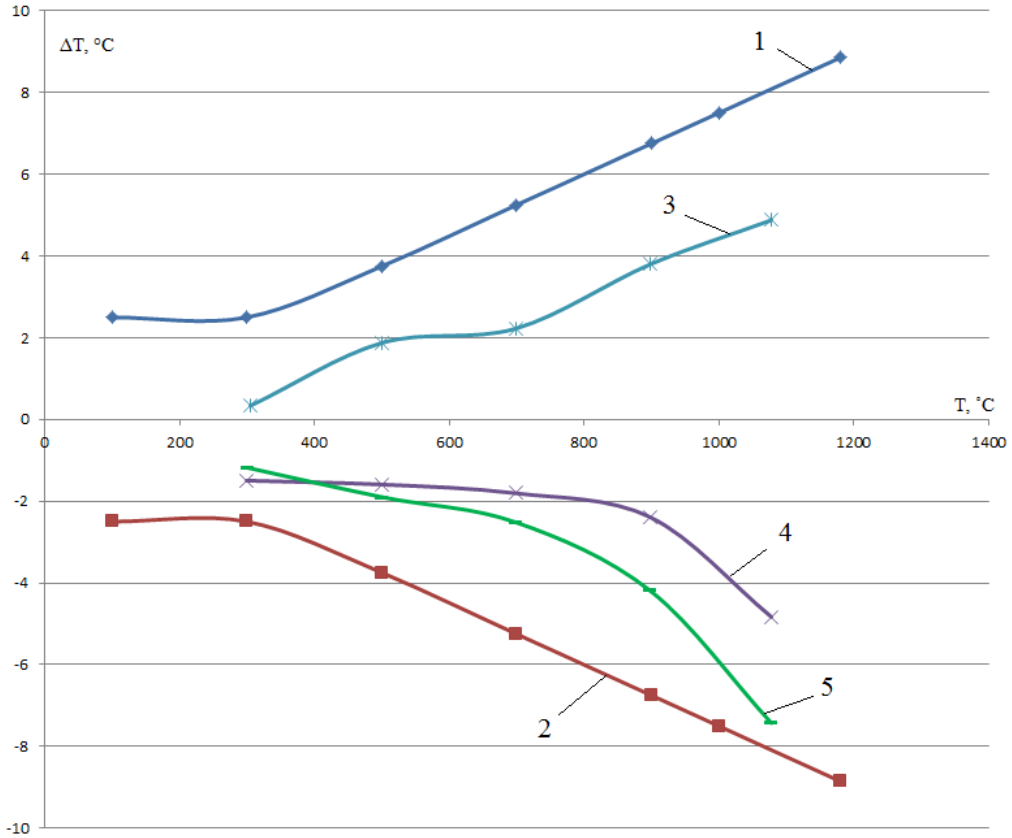


Рис. 5. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар гр. ХА(К) перед ресурсными испытаниями:
1 – верхняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 2 – нижняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 3 – отклонение от НСХ термопар гр. ХА(К) ∅ 1,0 мм;
4 – отклонение от НСХ термопар гр. ХА(К) ∅ 1,5 мм; 5 – отклонение от НСХ термопар гр. ХА(К) ∅ 3,0 мм

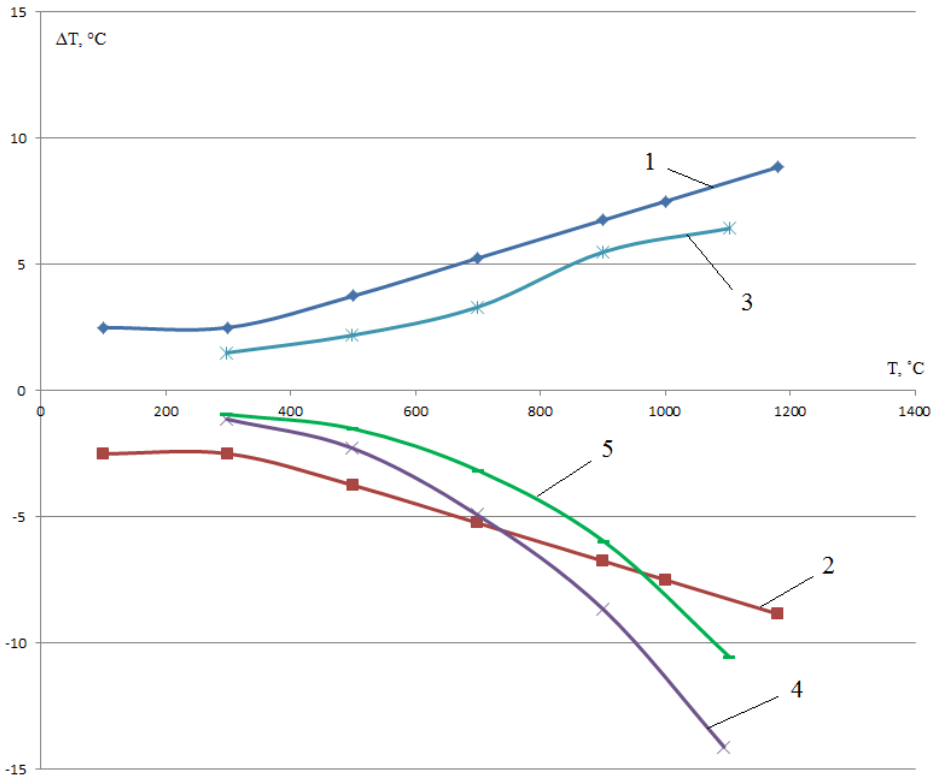


Рис. 6. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар гр. ХА(К) после ресурсных испытаний:
T = 600 °С, τ = 960 часов; *T* = 800 °С, τ = 260 часов; *T* = 1100 °С, τ = 60 часов;
1 – верхняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 2 – нижняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 3 – отклонение от НСХ термопар гр. ХА(К) ∅ 1,0 мм;
4 – отклонение от НСХ термопар гр. ХА(К) ∅ 1,5 мм; 5 – отклонение от НСХ термопар гр. ХА(К) ∅ 3,0 мм

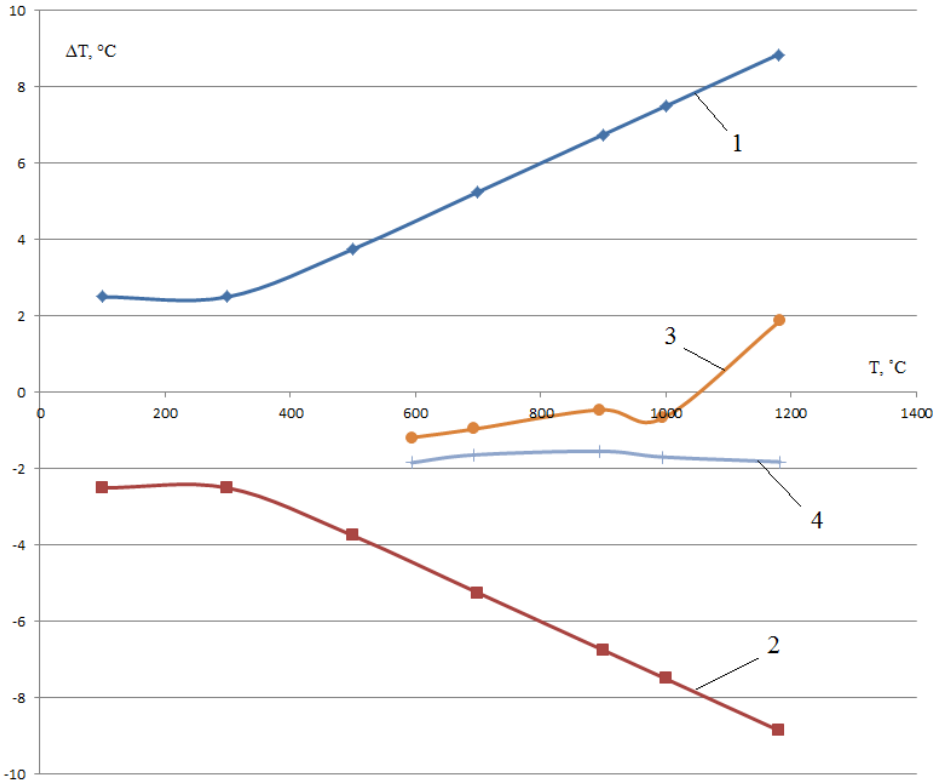


Рис. 7. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар гр. НН(N) перед ресурсными испытаниями:
1 – верхняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 2 – нижняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 3 – отклонение от НСХ термопар гр. НН(N) ∅ 1,0 мм;
4 – отклонение от НСХ термопар гр. НН(N) ∅ 3,0 мм

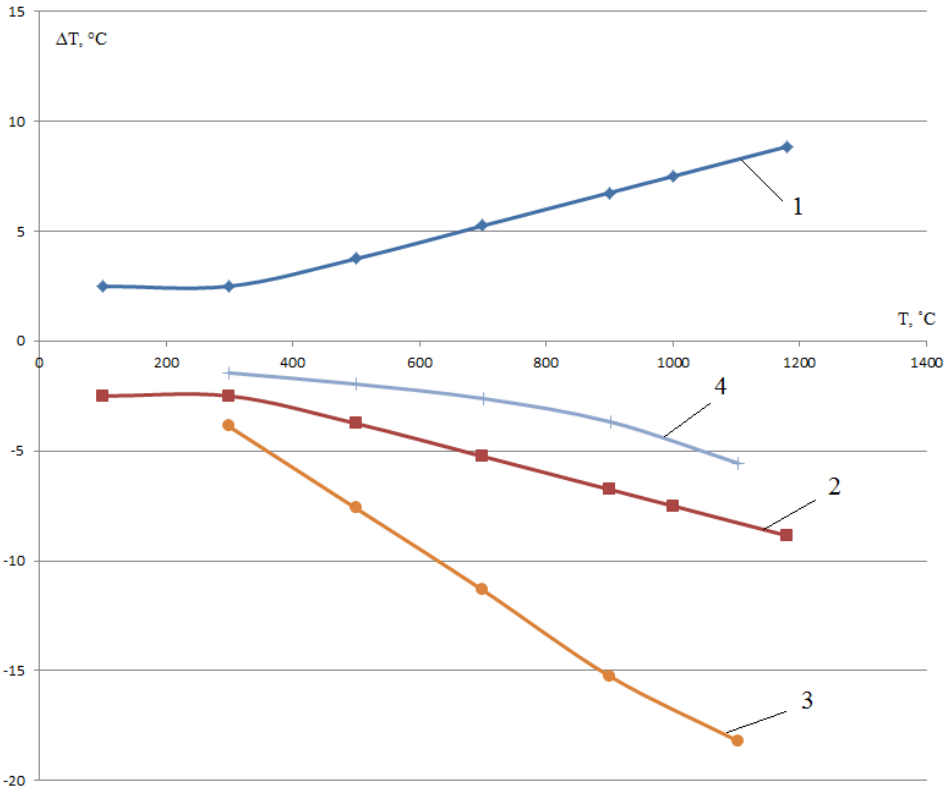


Рис. 8. Зависимость от температуры отклонения от НСХ для термопар гр. НН(N) после ресурсных испытаний:
T = 600 °С, τ = 960 часов; *T* = 800 °С, τ = 260 часов; *T* = 1200 °С, τ = 60 часов;
1 – верхняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 2 – нижняя граница допустимого отклонения от НСХ класса допуска 2; 3 – отклонение от НСХ термопар гр. НН(N) ∅ 1,0 мм;
4 – отклонение от НСХ термопар гр. НН(N) ∅ 3,0 мм

Заключение

Таким образом, можно сделать следующие выводы:

1 Кабельные термопары типа K и N работоспособны при температуре более 1000 °С и их метрологические характеристики соответствуют ГОСТ Р 8.585-2001 класс допуска 2 в течение нескольких десятков часов.

2 Кабельные термопары типа N ∅ 3,0 мм могут быть использованы для измерения температуры до 1200 °С. Кабельные термопары типа K при температуре 1100 °С и типа N ∅ 1,0 мм при температуре 1200 °С после нескольких часов эксплуатации не соответствовали ГОСТ Р 8.585-2001.

3 Термопары типов K и N, используемые в качестве средств измерения при температуре менее 1000 °С, не рекомендуется в дальнейшем использовать для измерения температуры более 1000 °С.

Список литературы

1. ГОСТ Р 8.585-2001. Термопары. Номинальные статические характеристики преобразования.

Применение вихревых магнитоиндукционных расходомеров с осесимметричным телом обтекания в контурах с жидкометаллическим теплоносителем

Шурупов В. А., Кебадзе Б. В., Лагутин А. А., Фомин А. Н.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, vshurupov@ippe.ru

Аннотация

В докладе приводятся предварительные результаты испытаний макетов бесконтактных вихревых расходомерных устройств с осесимметричным телом обтекания. Подтверждена возможность калибровки расходомера по месту установки в широком диапазоне расхода жидкометаллического теплоносителя с использованием времяпролетного метода.

Ключевые слова: магнитоиндукционный вихревой расходомер, осесимметричный тороидальный вихрь, жидкометаллический теплоноситель.

Введение

Большинство применяемых вихревых расходомерных устройств, построенных на принципе регистрации вихрей за телом обтекания, функционально являются одноканальными преобразователями частота – расход. Оснащение таких устройств дополнительным измерительным каналом для реализации времяпролетного метода, основанного на фиксации времени перемещения метки (вихря) между датчиками, как правило, не эффективно по причине быстрого размывания вихря за традиционным телом обтекания.

Цель настоящей работы — показать возможность в качестве меток, переносимых потоком, использовать поперечные тороидальные вихри, возникающие за осесимметричным телом обтекания.

В работах [1]–[5] авторы отмечают следующие преимущества использования тел обтекания осесимметричной формы:

– профиль потока в районе предлагаемого препятствия остается близким к осесимметричному и, как следствие, менее подвержен влиянию процессов, изменяющих профиль потока вверх по течению;

– кольцо создает меньше помех для потока и, следовательно, улучшает линейность и повторяемость вихреобразования в широком диапазоне расхода;

– сам тороидальный вихрь обладает устойчивостью при движении;

– частота генерации выше, чем от традиционных плоских тел обтекания;

– осесимметричная форма вихря и его расположение вблизи поверхности трубы упрощает процесс выбора места установки и конструкции приемника;

– физические свойствам жидкости, такие как вязкость и плотность, не влияют на вихревые явления, поэтому процесс генерации вихря не чувствителен к температуре и химическому составу текучей среды;

– трубопровод и кольцо изготавливаются из одного конструкционного материала, заготовки.

Особенности режимов вихреобразования, связанных с геометрией кольца, подробно описаны в работах [1] и [5]. Необходимо обратить внимание на тот факт, что в принципе, кольцо производит два типа тороидальных вихрей. Особенно полезным с технической точки зрения является такой режим генерации, когда внутреннее свертывание в направлении наружу подавляет внешнее в направлении к осевой линии. Этот режим иллюстрируется фотографией (рис. 1) визуализации потока, приведенной в работе [5].

Наглядно видно, что такие тороидальные структуры удаляются от места зарождения на расстояние, превышающее 1,5 диаметра трубопровода с сохранением формы, структуры и профиля потока.

В ГНЦ РФ – ФЭИ имеется практический опыт бесконтактной регистрации МГД вихрей в проводящих средах, применение которого позволило продолжить процесс исследования феномена вихревой дорожки на новом техническом уровне.

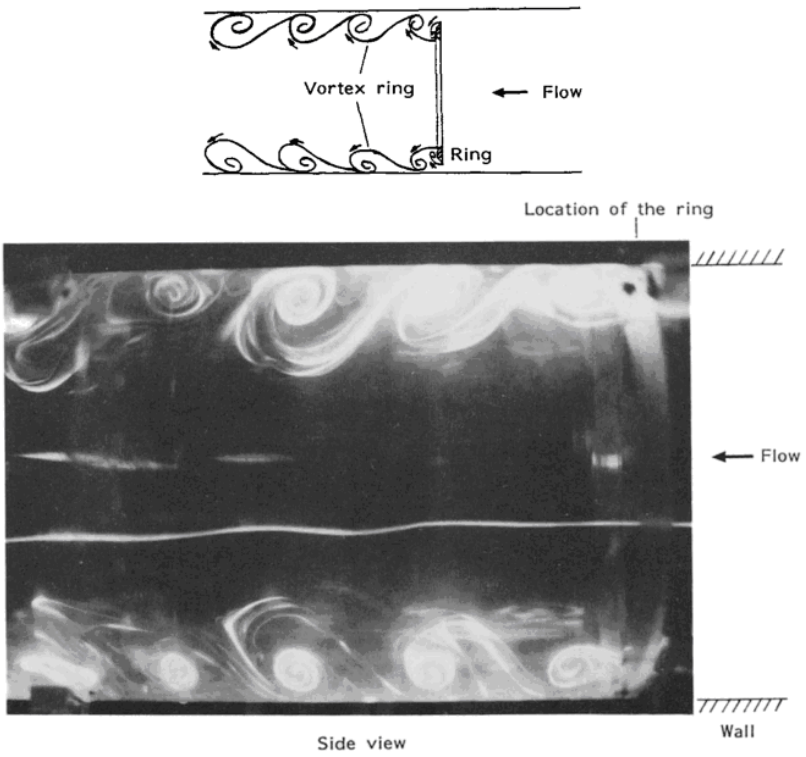


Рис. 1. Пример генерации тороидальных вихрей за осесимметричным телом обтекания [5]

Полученная дополнительная информации о средней скорости тороидальных вихрей в турбулентном потоке, затухание вихря, влияние магнитного поля и т.п. могут иметь прикладное значение.

Описание эксперимента

Испытания проводились на участке Ду 30, установки поверочной ИРС-М в диапазонах расходов от 1 до 25 м^3/ч. В качестве генератора вихрей выступало кольцо, расположенное строго по центру трубопровода (призма в сечении, основание призмы навстречу потоку).

Геометрические параметры кольца: диаметр ~ 0,71 Ду, ширина 0,1 Ду.

Перемещение тороидальных вихрей регистрировалось бесконтактными магнитоиндукционными датчиками.

В качестве датчиков использовались две приемные катушки (количество витков W = 100), расположенные за генератором тороидальных вихрей на расстоянии 0,5 и 3 диаметра соответственно. Магнитное поле в районе нахождения катушек создавалось электромагнитами. Величина постоянного магнитного поля в районе датчика регулировалась от 10 до 120 мТл. Схема измерительного участка представлена на рис. 2.

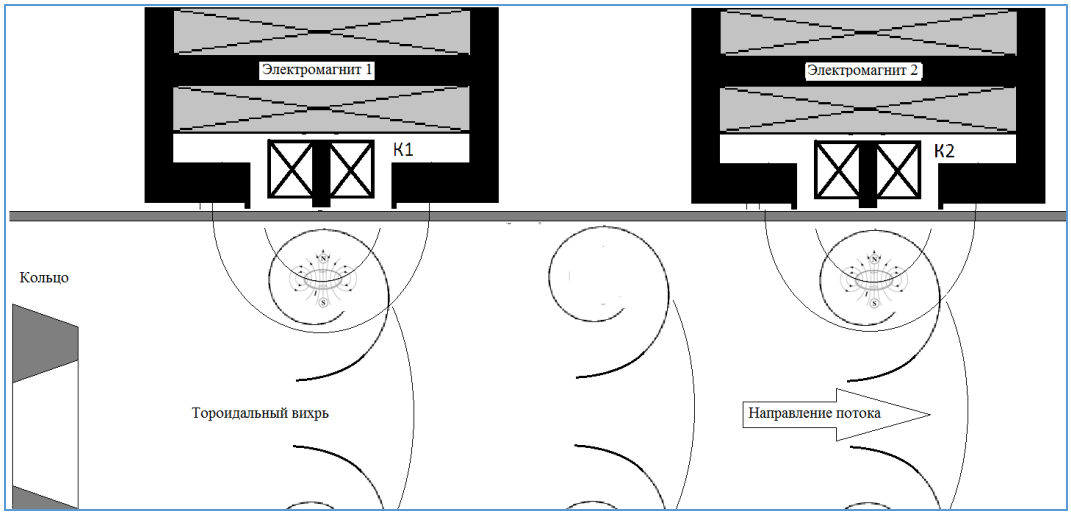


Рис. 2. Схема измерительного участка

Стабильность средней скорости потока натрия была на уровне 2–3 %. Магнитный дроссель, обеспечивающий стабилизацию потока, сознательно отключен для воспроизведения реальных пульсаций потока, характерных при эксплуатации электромагнитных индукционных насосов.

Результаты испытаний представлены на рис. 3–8.

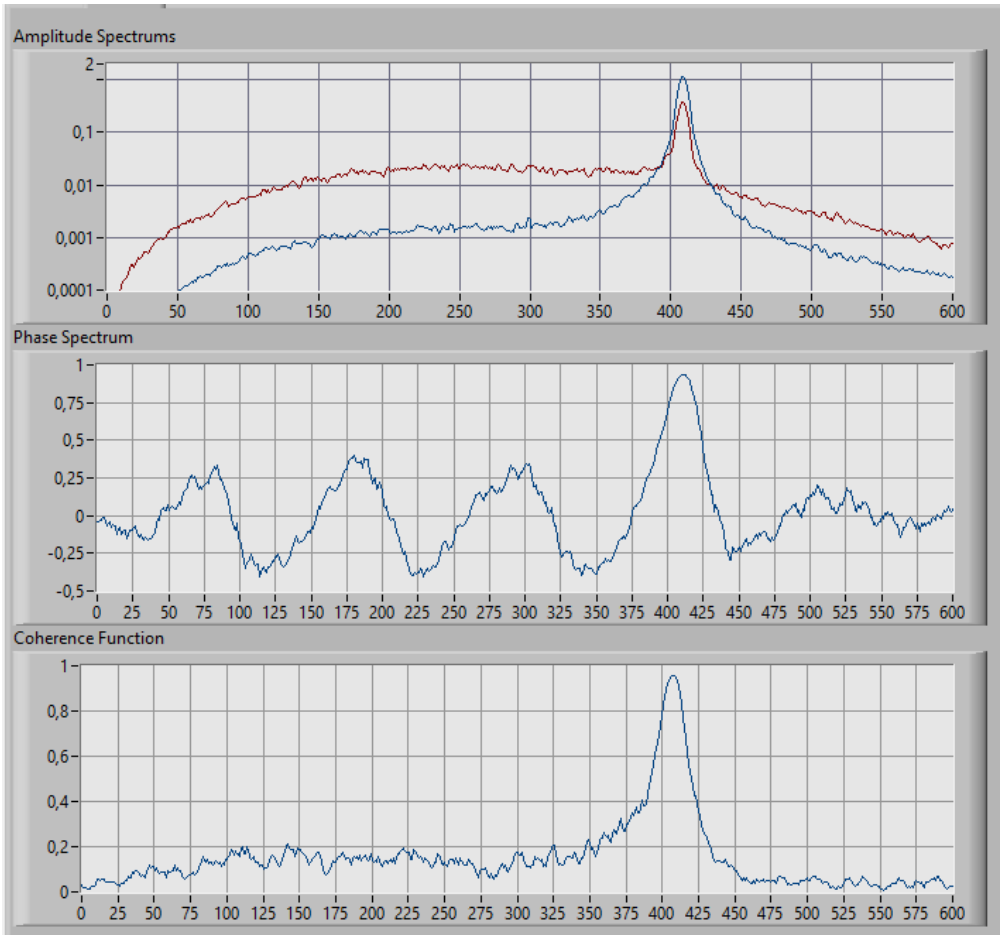


Рис. 3. Спектры сигналов, фаза и функция когерентности

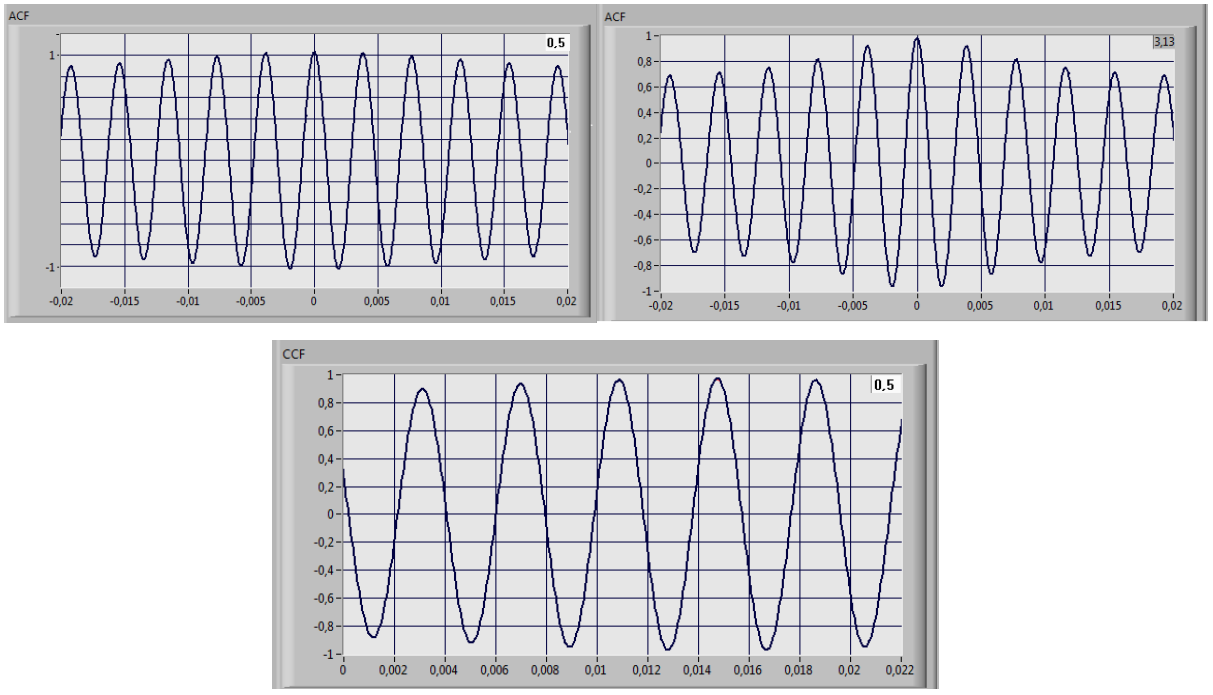


Рис. 4. АКФ и ВКФ сигналов 1 и 2 канала (позиция 0,5 Ду и 3,13 Ду от кольца соответственно)

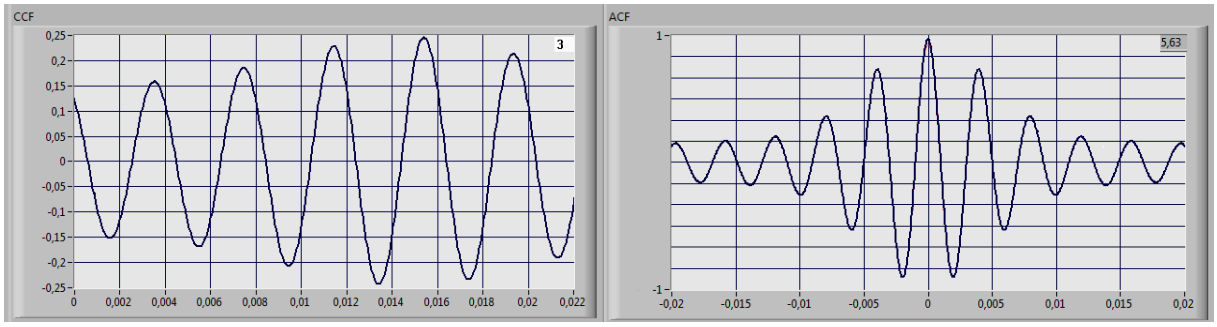


Рис. 5. ВКФ сигналов и АКФ сигнала 2 канала (позиция 3 Ду и 5,63 Ду от кольца)

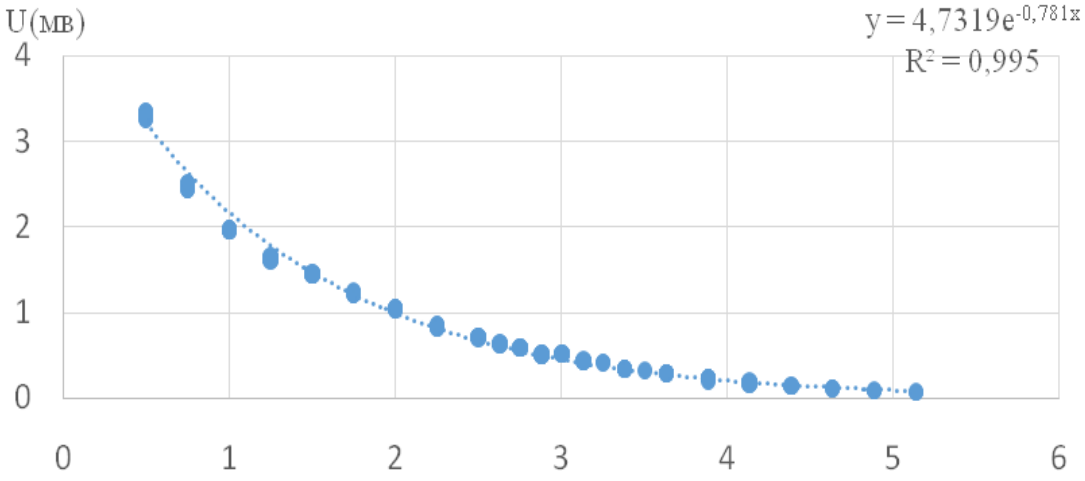


Рис. 6. Зависимость амплитуды сигнала первого канала от позиции датчика (ось *X* в диаметрах)

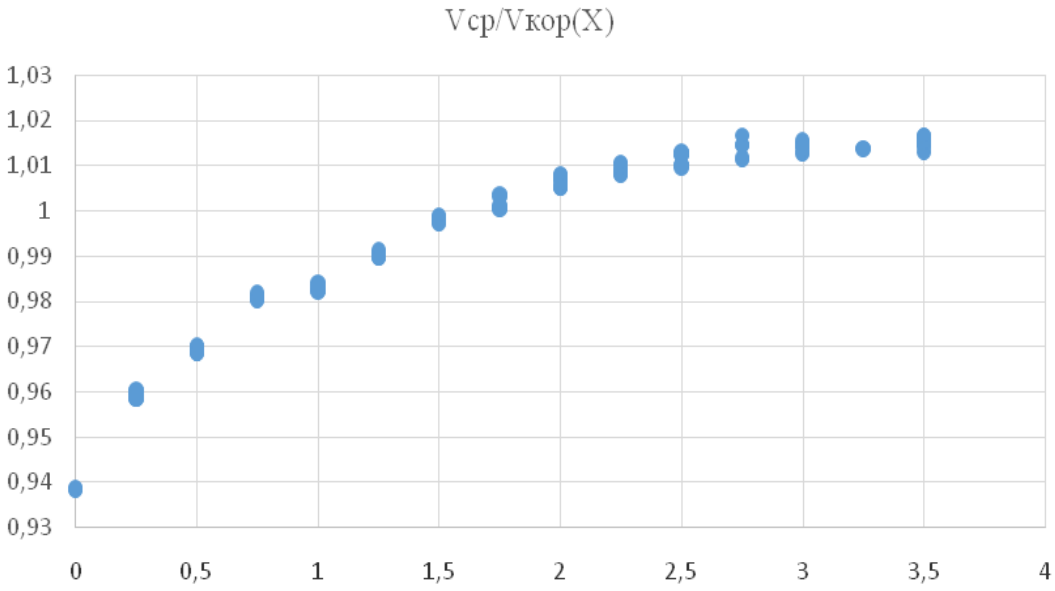


Рис. 7. Зависимость относительной скорости вихря от позиции датчика (ось *X* в диаметрах)

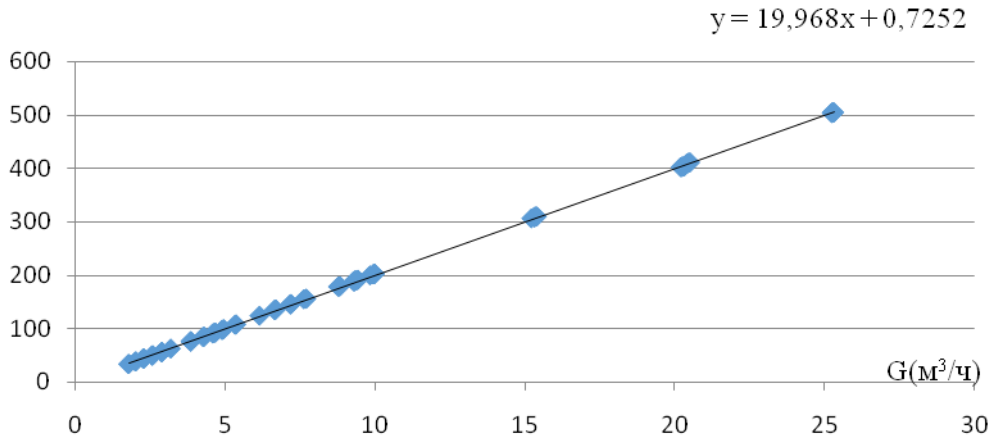


Рис. 8. Градуировочная характеристика расходомера

Заключение

Представленная информация позволяет сделать следующие выводы:

– Подтверждена заявленная устойчивость тороидального вихря. До пятого диаметра от места вихреобразования зарегистрировано затухание вихря без заметного разрушения структуры.

– Зависимость частоты генерации вихря от расхода линейна во всем диапазоне проведенных испытаний.

– Относительная скорость тороидального вихря, определяемая времяпролетным методом, близка к единице, однако зависит от позиции датчика.

– Оптимизация места расположения, базового расстояния, параметров оцифровки и алгоритмов обработки требует дополнительного исследования.

Список литературы

1. Takamoto M., Komiya K. Vortex rings hedding flowmeter // ActaImeko. – 1982. – V. 82.
2. Bearman P.W., Takamoto M. Vortex shedding behind rings and discs // Fluid Dyn. – 1988.
3. Cousins T., Hayward J.T., Scott R. Design and performance of a new vortex shedding flowmeter // Proc. Int. Conf. FLOMEKA. – Dusseldorf. – 1989. – P. 151–167.
4. Castro I.P., Takamoto M. Vortex shedding from a ring in shear flow // Exp. Fluids. – 1994. – V. 46. – P. 599–609.
5. Miau J.J., Hsu M.T. Axisymmetric-type vortex shedders for vortex flowmeters // Flow Meas. Instrum. – 1992. – V. 3. – P. 73–90.

Инерционность термопар с изолированным и неизолированным рабочим спаем

Ловчев Р. А., Корнилов В. П., Фомин А. Н.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, rlovchev@ippe.ru

Аннотация

В настоящее время в открытом доступе довольно таки мало информации о конкретных значениях инерционности термопар для определенного исполнения их рабочего спая и диаметра кабеля, из которого они изготовлены. Данная работа была направлена на получение результатов измерения инерционности термопар с изолированным и неизолированным рабочим спаем.

***Ключевые слова*:** термопара, инерционность, спай, хромель-алюмель, нихросил-нисил, ГОСТ 6616-94.

Точность измерения температуры в быстропротекающих процессах зависит от инерционности средств измерения температуры, а именно термопар. Инерционность термопар зависит от конструкции термопар и условий теплопередачи с окружающей средой, температура которой измеряется. В данной работе приведены результаты измерения инерционности термопар, обусловленные конструкцией термопар. Испытания термопар с целью определения величины инерционности проводились по переходному процессу в соответствии с методикой, приведенной в ГОСТ 6616-94.

Испытаниям с целью определения инерционности подвергались кабельные термопары хромель-алюмель (тип К) и нихросил-нисил (тип N), изготовленные из термопарного кабеля КТМС диаметром 1,0, 1,5 и 3,0 мм. Использовалось различное исполнение рабочего спая: изолированный относительно оболочки и неизолированный относительно оболочки. Неизолированный спай был выполнен как с пробкой, которая обеспечивала герметичность термопары, так и непосредственно совместно с оболочкой термопарного кабеля. Типы рабочих спаев термопар, инерционность которых измерялась, приведена на рис. 1.

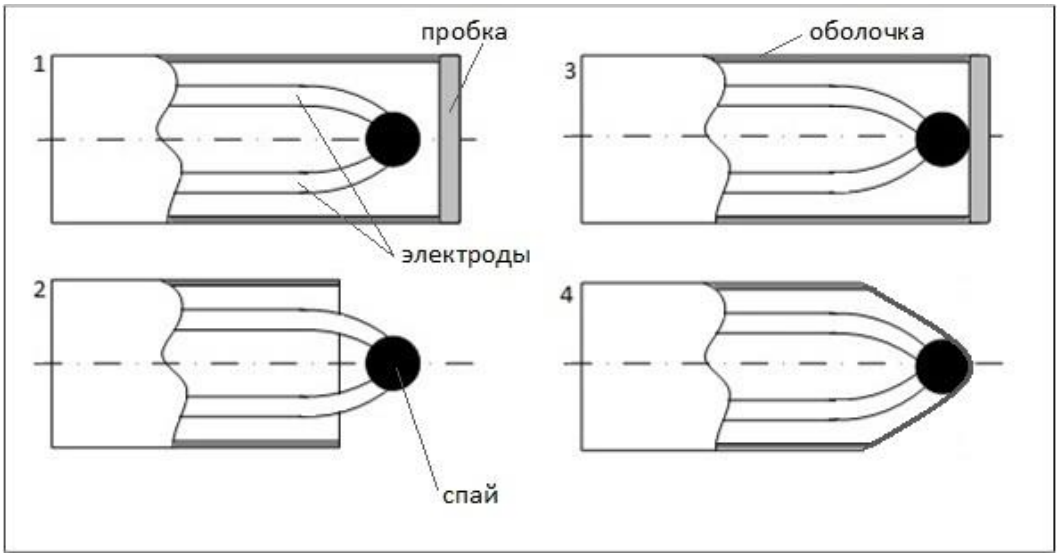


Рис. 1. Типы рабочих спаев термопар:
1 – изолированный спай; 2 – неизолированный спай (выведенный);
3 – неизолированный спай (совместно с пробкой); 4 – неизолированный спай (без пробки, обжатый)

Испытаниям на инерционность подверглись термопары в количестве 100 штук, разделенные на группы, состоящие из 5 термопар одного типа с идентичным исполнением рабочего спая. В соответствии с методикой фиксировалась инерционность образцов по переходному процессу как в режиме простого охлаждения (100–0) °С, так и в режиме нагрева (0–100) °С. Типичная зависимость температуры, измеряемая термопарой в режиме простого охлаждения и нагрева, приведены на рис. 2, 3.

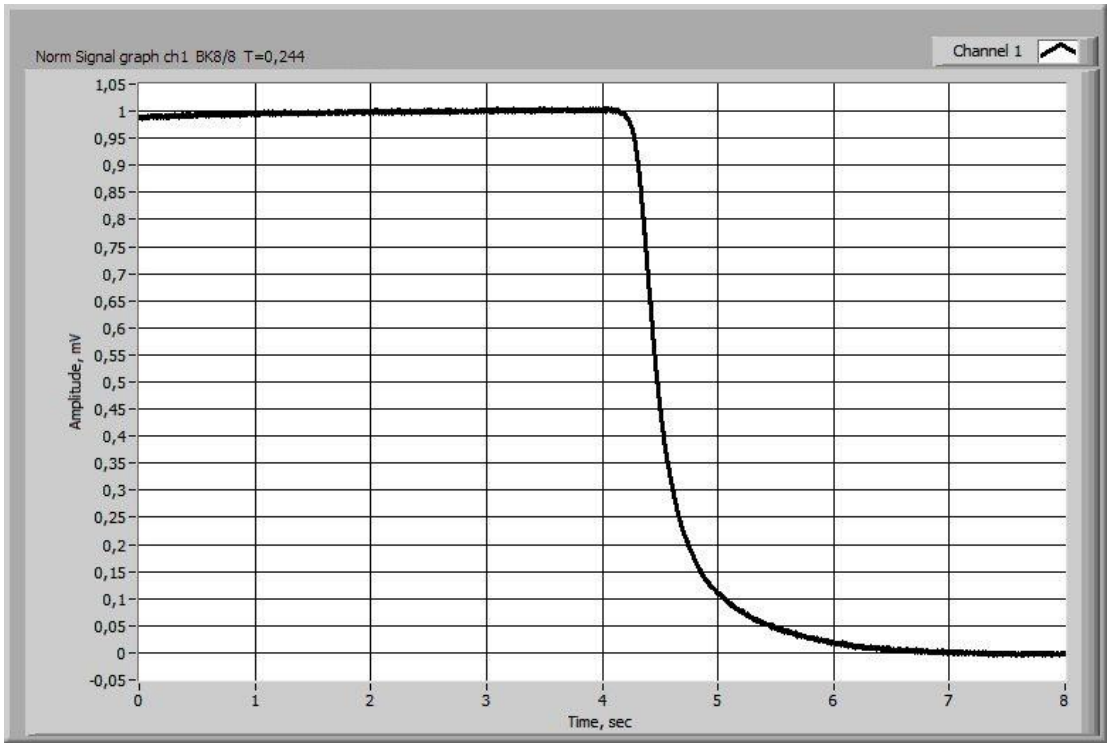


Рис. 2. Переходной процесс в режиме простого охлаждения

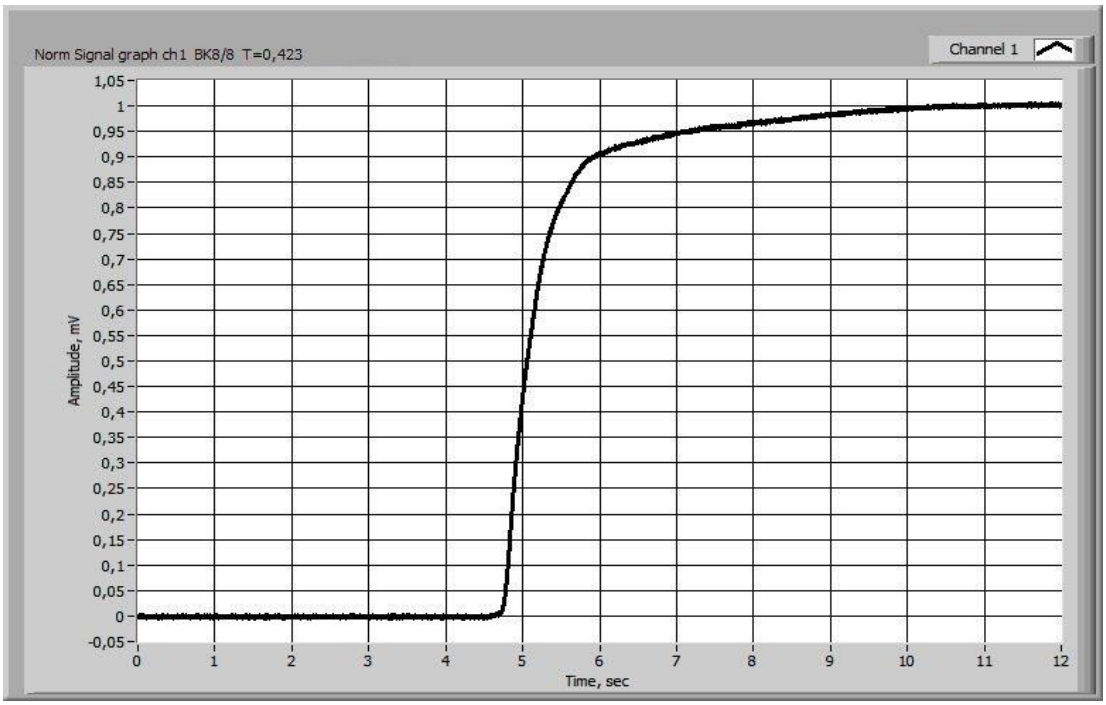


Рис. 3. Переходной процесс в режиме простого нагрева

Полученные в ходе испытаний значения тепловой инерции термопар, лежат в пределах (0,05–1,0) с в зависимости от диаметра термопары и вида исполнения рабочего спая. Наименьшее значение показателя тепловой инерции у термопар диаметром 1,0 мм с неизолированным рабочим спаем. Термопары диаметром 3,0 мм с изолированным рабочим спаем имеют наибольший показатель тепловой инерции.

С целью получения статистических данных у каждой термопары показатель тепловой инерции измерялся 5 раз для каждого переходного процесса. В итоге для каждой группы образцов рассчитывалось среднее арифметическое значение и случайная погрешность измерений исходя из 25 значений. Результаты обработки переходных процессов в режимах простого нагрева и охлаждения по методике ГОСТ 6616-94 приведены в таблице.

Результаты обработки переходных процессов в режимах простого нагрева и охлаждения по методике ГОСТ 6616-94

Тип рабочего спая	Тип градуировки	Тип переходного процесса	Диаметр термопары 1,0 мм	Диаметр термопары 1,5 мм	Диаметр термопары 3,0 мм
			Инерционность, с		
Изолированый спай	ХА(К)	Нагрев	0,098 ± 0,019	0,193 ± 0,058	0,753 ± 0,316
		Охлаждение	0,091 ± 0,018	0,210 ± 0,061	0,739 ± 0,262
	НН(N)	Нагрев	0,099 ± 0,021	–	0,755 ± 0,365
		Охлаждение	0,112 ± 0,025	–	0,777 ± 0,243
Неизолированый спай (совместно с пробкой)	ХА(К)	Нагрев	0,088 ± 0,022	0,114 ± 0,019	0,692 ± 0,236
		Охлаждение	0,085 ± 0,019	0,125 ± 0,025	0,631 ± 0,223
	НН(N)	Нагрев	0,087 ± 0,025	–	0,606 ± 0,268
		Охлаждение	0,089 ± 0,024	–	0,593 ± 0,228
Неизолированный спай (без пробки, обжатый)	ХА(К)	Нагрев	0,079 ± 0,019	0,100 ± 0,013	0,441 ± 0,151
		Охлаждение	0,084 ± 0,010	0,103 ± 0,023	0,530 ± 0,200
	НН(N)	Нагрев	0,069 ± 0,015	–	0,488 ± 0,217
		Охлаждение	0,076 ± 0,016	–	0,458 ± 0,162
Неизолированный спай (выведенный)	ХА(К)	Нагрев	0,051 ± 0,015	0,053 ± 0,008	0,065 ± 0,013
		Охлаждение	0,059 ± 0,013	0,058 ± 0,009	0,070 ± 0,010
	НН(N)	Нагрев	0,050 ± 0,013	–	0,065 ± 0,010
		Охлаждение	0,058 ± 0,012	–	0,069 ± 0,008

Заключение

По результатам испытаний установлена зависимость величины показателя тепловой инерции от конструкции рабочего спая термопар и от диаметра термопары. Зависимости инерционности термопар от типа их градуировки K или N не наблюдается.

Список литературы

1. ГОСТ 6616-94. Преобразователи термоэлектрические. Общие технические условия. – Москва: Изд-во стандартов, 1998. – 15 с.

Моделирование высокопредельных электромагнитных расходомеров

Фомин А. Н., Генералов Е. В., Кебадзе Б. В., Шурупов В. А.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, afomin@ippe.ru

Аннотация

Данная работа посвящена изучению «выноса» магнитного поля в электромагнитном расходомере при достижении больших чисел Re_m. Был изготовлен расходомер с постоянными магнитами и набором электродов (7 пар) для рабочего участка Ду 100 и получены градуировочные характеристики для каждой пары электродов в диапазоне расходов до 380 м^3/ч при температуре теплоносителя T_{Na} = 265 °С. Полученные результаты были обработаны для оценки нелинейности градуировочных характеристик в зависимости от расположения пары электродов относительно центра магнитной системы ЭМР. Даны рекомендации по выбору расположения пар электродов ЭМР. Также предложена методика моделирования и градуировки высокопредельных крупногабаритных ЭМР.

Ключевые слова: электромагнитный расходомер, высокопредельный, диапазон измерений, моделирование, установка поверочная, нелинейность, градуировка.

Введение

Градуировка высокопредельных (G ~ 1000 м^3/ч) электромагнитных расходомеров является серьезной проблемой, так как при номинальных значениях скорости натрия и диаметре рабочего участка Ду 300 и более значение числа Рейнольдса магнитного, определяемого соотношением (1), может существенно превышать единицу:

$$Re_m = \mu_0 \sigma D_v. \quad (1)$$

Происходит «снос» магнитного поля, и при его ограниченной протяженности — искажение поля в области сигнальных электродов, а за ним и нелинейность градуировочной характеристики [3, 4].

Существующие рекомендации для продольного размера магнитной системы (L_m ~ 3D) означают зачастую неприемлемые весогабаритные показатели для трубопроводов Ду 300–Ду 800. Прямая градуировка натурных высокопредельных расходомеров требует создания масштабных дорогостоящих поверочных установок. Цель настоящей работы – показать возможность моделирования для оценки нелинейности и последующей градуировки электромагнитных расходомеров.

1. Описание нелинейности

Моделирование высокопредельного крупномасштабного электромагнитного расходомера представляет собой испытание уменьшенной модели расходомера с сохранением подобия измерительного участка и распределения магнитного поля. Гидродинамические и магнитогидродинамические критерии подобия (Re и Re_m) для уменьшенной модели ЭМР будут достигаться при меньших значениях расхода теплоносителя по сравнению с натурным образцом.

Главной задачей моделирования является оценка нелинейной составляющей выходного сигнала и оптимизация расположения сигнальных электродов с учетом сноса магнитного поля.

Нелинейную составляющую можно представить в упрощенном виде, исходя из того, что изменение первичного магнитного поля B_0 индуцированными токами пропорционально наведенной ЭДС. Тогда связь между выходным сигналом E и расходом G можно представить в виде:

$$E = KG\cdot(B_0 - \beta E). \quad (2)$$

Отсюда

$$E = \frac{KB_0\,G}{1 + K\beta\,G}. \quad (3)$$

Если $K\beta G << 1$ (сравнительно слабая нелинейность), то можно воспользоваться приближением в виде:

$$E = K\cdot B_0\cdot G\cdot(1 - K\beta). \quad (4)$$

При испытаниях модельного образца в диапазоне расходов G_{mod} градуировочная характеристика определяется в виде:

$$E = K\cdot(1 - \xi G)\, G \tag{5}$$

и представляется затем с использованием магнитного числа Рейнольдса как:

$$E = K\cdot(1 - \alpha\, \mathrm{Re}_m)\, G, \tag{6}$$

где α – безразмерный коэффициент, определяющий отклонение от линейной характеристики.

Из условия Re_m = idem для натурного образца и модели в случае идентичности электромагнитных свойств среды следует соотношение между объемными расходами:

$$G_{mod}/G_{nat} = d/D, \tag{7}$$

где d, D – внутренние диаметры измерительных участков модели и натурного образца соответственно.

Должно выполняться также соотношение толщин стенки к внутреннему диаметру при идентичности материалов.

2. Метрологическое оборудование

Эксперименты по моделированию нелинейных эффектов проводились на натриевой установки поверочной ИРС-М, имеющей свидетельство об утверждении типа средств измерения. Установка имеет два контура. Расход теплоносителя в первом контуре обеспечивается насосом ВИН 8/20, расход теплоносителя во втором контуре – насосом ЦЛИН 4/80. Точное регулирование расхода в первом контуре может осуществляться с помощью магнитогидродинамического дросселя. Для сглаживания пульсаций расхода используется стабилизационный бак.

Основные параметры стенда:

- рабочая среда – натрий;
- общий объем теплоносителя – 1,2 м^3;
- рабочая температура – до 500 °С, (кратковременно 550 °С);
- максимальный расход теплоносителя в 1 контуре – 20 м^3/ч;
- максимальный расход теплоносителя во 2 контуре – 150 м^3/ч;
- максимальное давление в напорной системе стенда – 0,8 МПа (8 кг/см^2);

Измерение расхода объемно-временным методом осуществляется с помощью аттестованной мерной емкости, оборудованной контактными сигнализаторами уровня. Верхний предел расходов, измеряемых объемно-временным методом, составляет 30 м^3/ч с погрешностью 0,3 %.

Для расширения диапазона измеряемых с помощью стенда расходов до 150 м^3/ч служат пять параллельных трубопроводов диаметром 48×4 мм с установленными на них контрольными электромагнитными преобразователями расхода BZ1–BZ5 (рис. 1), которые объединены двумя коллекторами и включены последовательно во второй циркуляционный контур стенда. Каждый из контрольных преобразователей расхода предварительно градуируется объемно-временным методом в диапазоне до 30 м^3/ч.

Рис. 1. Контрольные электромагнитные преобразователи BZ1–BZ5

Также к установке подсоединены две дополнительные петли с электромагнитными насосами и запорной арматурой. Каждая из петель может быть подключена параллельно второму контуру установки поверочной ИРС-М и обеспечивает расход до 150 м^3/ч, который контролируется электромагнитным расходомером, проградуированным с помощью контрольных расходомеров установки поверочной. Схема установки поверочной ИРС-М приведена на рис. 2.

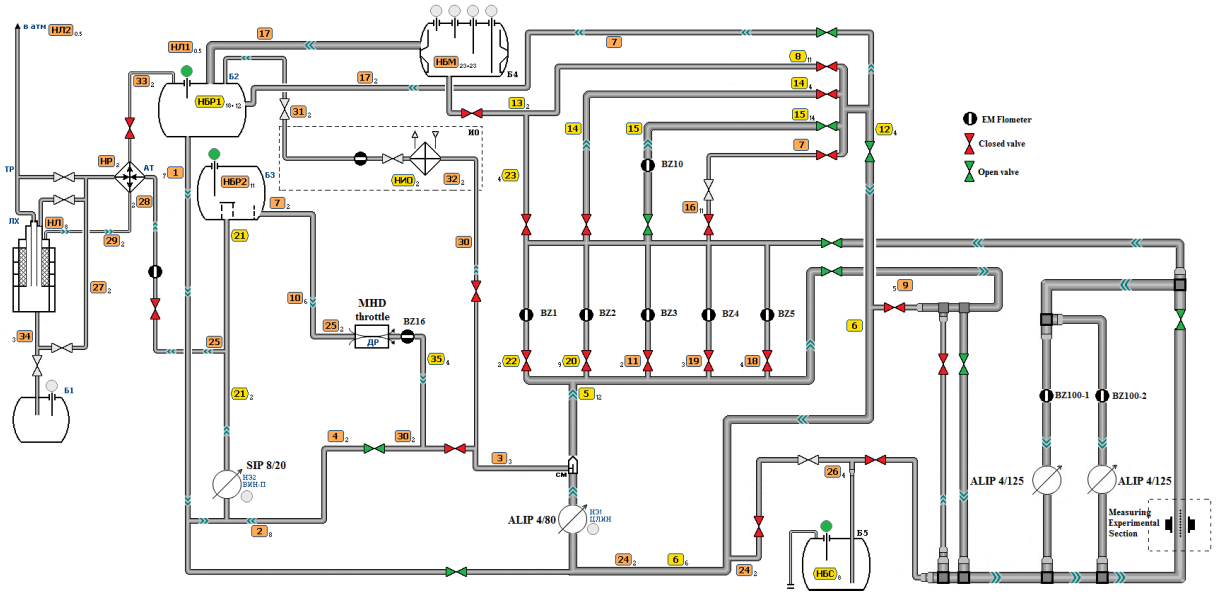


Рис. 2. Схема установки поверочной ИРС-М

3. Модель ЭМР и результаты испытаний

Данные исследования являются продолжением работ, представленных на конференции МАГАТЭ [7], и имеют целью расширение диапазона значений Re_m за счет увеличения скорости натрия при переходе диаметра рабочего участка со 150 на 100 мм при одинаковом значении расхода. При моделировании расходомера соблюдалось подобие измерительных участков трубопроводов с парами электродов и магнитных систем в данном и предыдущем [7] экспериментах.

Испытуемая модель расходомера представляет собой ЭМР с измерительным участком Ду 100, суммарный достигнутый расход через нее – до 382 м^3/ч при температуре Na T_{Na}=266 °С. Максимальное достигнутое значение Re_m равно 11,1. Модель ЭМР включает полюсный наконечник протяженностью ~ 0,66 Ду (66 мм) и 7 пар электродов, расположенных на расстоянии 16,6 мм друг от друга. Первая пара электродов расположена в сечении, совпадающем с краем полюсного наконечника (рис. 3).

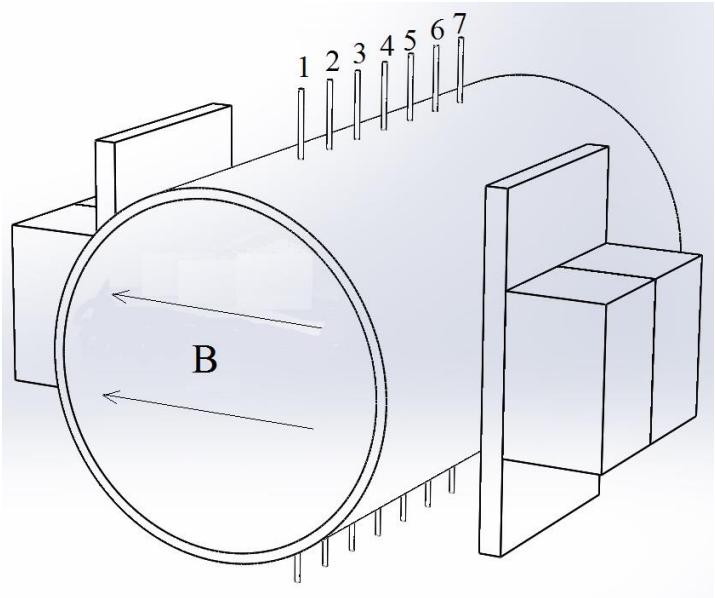


Рис. 3. Модель ЭМР

Распределение магнитного поля измерялось с помощью тесламетра ПИЭ.МГ Р-2М, индукция магнитного поля в сечении, совпадающем с центром магнитной системы, равна 27 мТл ± 15 %.

Экспериментально определялась зависимость выходного сигнала от расхода для различных пар сигнальных электродов. Полученные данные обрабатывались с помощью метода наименьших квадратов, коэффициенты для квадратичного представления исходя из (5), (6) приведены в таблице 1. Градуировочные характеристики для различных пар электродов показаны на рис. 4.

Таблица 1

Коэффициенты для выражений (5) и (6)

№ пары электродов	K	ξ	α
1	0,06431	$7{,}7175\cdot10^{-4}$	$2{,}6494\cdot10^{-2}$
2	0,07282	$7{,}0258\cdot10^{-4}$	$2{,}4119\cdot10^{-2}$
3	0,07794	$5{,}9235\cdot10^{-4}$	$2{,}0335\cdot10^{-2}$
4	0,07802	$4{,}4805\cdot10^{-4}$	$1{,}5381\cdot10^{-2}$
5	0,07305	$2{,}7608\cdot10^{-4}$	$9{,}4777\cdot10^{-3}$
6	**0,06437**	$\mathbf{6{,}7381\cdot10^{-5}}$	$\mathbf{2{,}3132\cdot10^{-3}}$
7	0,05299	$-2{,}1288\cdot10^{-4}$	$-7{,}3080\cdot10^{-3}$

Исходя из полученных данных, можно отметить, существенную нелинейность для пары центральных электродов 3 и ожидаемо – для сдвинутых относительно центра вверх по потоку электродов 1. В характеристике пары 6, сдвинутой от центра вниз по потоку на 0,5 Ду, вклад нелинейной составляющей при максимальном расходе не превышает 0,25 %. Зависимость коэффициента α от расположения электродов относительно магнитной системы приведена на рис. 5.

Для сравнения с предыдущим экспериментом с измерительным участком Ду 150, в ходе которого был достигнут $Re_m \approx 7{,}5$, для участка Ду 100 были обработаны данные в таком же диапазоне Re_m (до $Re_m = 7{,}47$). Результаты экспериментов для Ду 100 и Ду 150 приведены в таблицах 2 и 3 [7] соответственно.

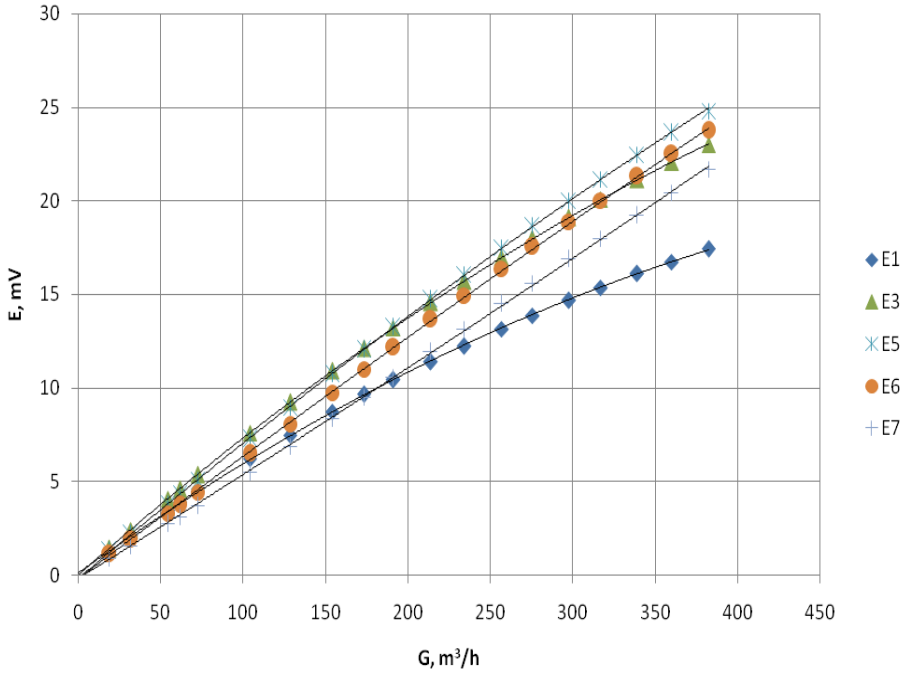


Рис. 4. Градуировочные характеристики для пар электродов 1, 3, 5, 6 и 7

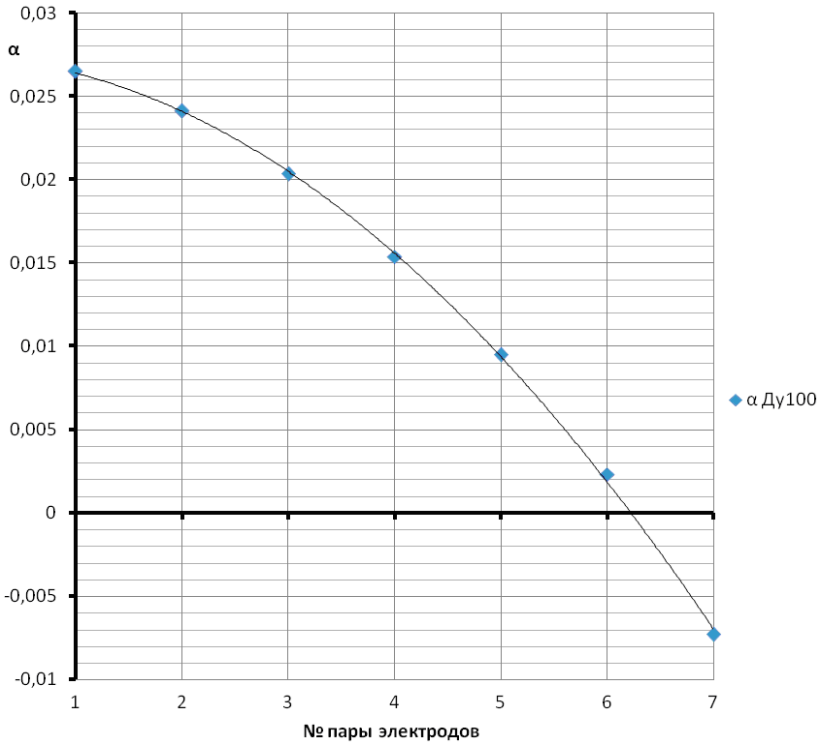


Рис. 5. Зависимость коэффициента α от расположения электродов относительно магнитной системы (пара 3 – центр магнитной системы, пары 1 и 5 – края магнитной системы) для дипазона до Re_m = 11,1

Сравнение представленных результатов показывает, что в обоих случаях наиболее линейными характеристиками обладает пара электродов 5, смещенная относительно центра магнитной системы на расстояние ~ 0,35 Ду. Сопоставление значений α из таблиц 2 и 3 показывает, что они достаточно близки (рис. 6). Однако для обеспечения метрологических характеристик расходомера на уровне 1,5–2 % необходимо более детальное соблюдение подобия при моделировании. Для снижения вклада нелинейности на участке Ду 100 до уровня менее одного процента следовало бы выбрать такое расположение пары электродов, которое соответствовало бы пересечению с нулем графика зависимости коэффициента α от расположения электродов.

Таблица 2

Коэффициенты для выражений (5) и (6) для Ду 100 в диапазоне до $Re_m \approx 7,5$

№ пары электродов	*K*	ξ	α
1	0,06599	$8,8503 \cdot 10^{-4}$	$3,0383 \cdot 10^{-2}$
2	0,07360	$7,5052 \cdot 10^{-4}$	$2,5765 \cdot 10^{-2}$
3	0,07776	$5,8204 \cdot 10^{-4}$	$1,9981 \cdot 10^{-2}$
4	0,07671	$3,6935 \cdot 10^{-4}$	$1,2679 \cdot 10^{-2}$
5	**0,07091**	$\mathbf{1,2949 \cdot 10^{-4}}$	$\mathbf{4,4454 \cdot 10^{-3}}$
6	0,06158	$-1,6200 \cdot 10^{-4}$	$-5,5613 \cdot 10^{-3}$
7	0,05017	$-5,1444 \cdot 10^{-4}$	$-1,7660 \cdot 10^{-2}$

Таблица 3

Коэффициенты для выражений (5) и (6) для Ду 150 в диапазоне до $Re_m \approx 7,5$

№ пары электродов	*K*	ξ	α
1	0,04403	$5,526 \cdot 10^{-4}$	$2,859 \cdot 10^{-2}$
2	0,04980	$4,568 \cdot 10^{-4}$	$2,364 \cdot 10^{-2}$
3	0,05251	$3,320 \cdot 10^{-4}$	$1,718 \cdot 10^{-2}$
4	0,05126	$1,769 \cdot 10^{-4}$	$9,153 \cdot 10^{-3}$
5	**0,04652**	$\mathbf{-7,504 \cdot 10^{-6}}$	$\mathbf{-3,883 \cdot 10^{-4}}$
6	0,03901	$-2,504 \cdot 10^{-4}$	$-1,296 \cdot 10^{-2}$
7	0,03511	$-3,691 \cdot 10^{-4}$	$-1,910 \cdot 10^{-2}$

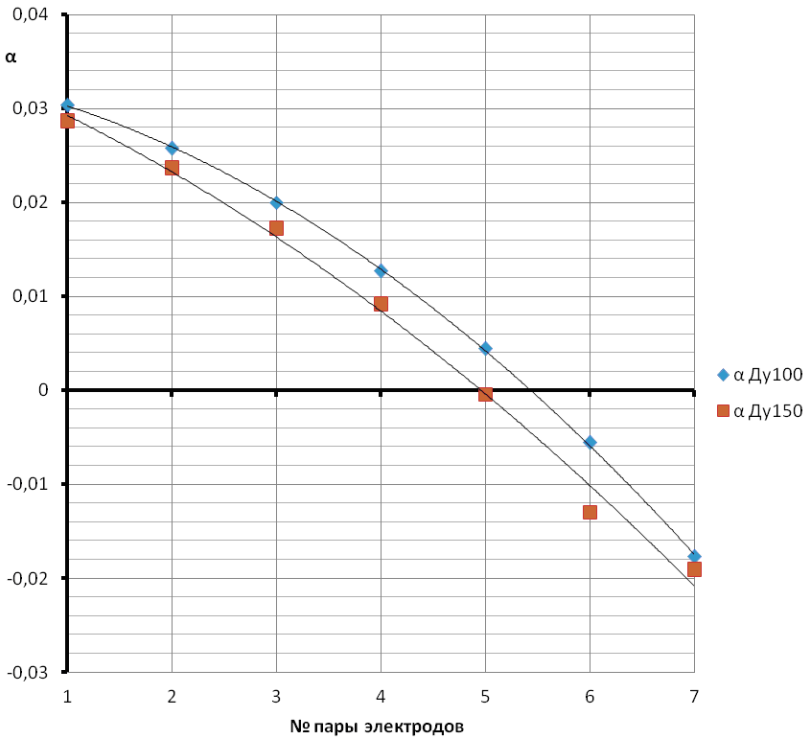


Рис. 6. Зависимость коэффициента α от расположения электродов относительно магнитной системы (пара 3 – центр магнитной системы, пары 1 и 5 – края магнитной системы) для дипазона до Re_m = 7,5

Отметим, что эксперимент с достигнутым ранее [7] значением Re_m^{max} = 7,5 иллюстрирует возможность моделирования применительно к разработке расходомера для системы аварийного расхолаживания (САРХ) реактора БН-800 с номинальным расходом 600 м^3/ч, максимальным 720 м^3/ч при диаметре измерительного участка Ду 300. Новые данные с Re_m^{max} = 11 позволяют рассчитывать на модельную градуировку расходомеров на Ду 300 с номинальным расходом более 1000 м^3/ч, установленных на секциях парогенераторов.

Следует отметить, что с точки зрения моделирования пространственного распределения магнитного поля, определенным преимуществом обладает ЭМР с низкочастотным переменным полем, которое задается индуктором в виде системы катушек [5]. За счет тщательной подгонки параметров катушек здесь можно добиться более точного соблюдения подобия магнитного поля, нежели в системах с постоянными магнитами.

4. Порядок градуировки с привлечением данных моделирования

Градуировка высокопредельного расходомера должна осуществляться в 2 этапа:

– *Этап 1.* Определение градуировочных характеристик модельного образца в диапазоне расходов, обеспечивающих значения Re_m для натурных условий при нескольких значениях температуры, расчет коэффициента альфа для различных пар электродов, выбор пары с минимальной нелинейностью.

– *Этап 2.* Градуировка натурного образца на начальном участке характеристики (25–30 % от номинала) при нескольких значениях температуры.

В результате выполнения этапа 2 определяется значение линейного коэффициента K_0 и оценивается его температурная зависимость. Она не связана с эффектом сноса магнитного поля и определяется температурной зависимостью составляющих соотношения для выходного сигнала [6], снимаемого с помощью электродов, установленных на наружной стенке.

$$E = BVd\,\frac{2d/D}{1+d^2/D^2+\dfrac{\sigma_w}{\sigma_f}\cdot\left(1-d^2/D^2\right)}. \qquad (8)$$

Итоговая градуировочная характеристика натурного расходомера может быть представлена в виде:

$$E = K_0\left(1-\alpha\mu_0\sigma G\cdot\frac{4}{\pi D}\right)G. \qquad (9)$$

Заключение

Выбором комбинации пар электродов можно добиться нелинейности в пределах одного процента от шкалы расходомера при протяженности магнитного поля порядка одного диаметра.

Градуировка высокопредельного расходомера может быть осуществлена сочетанием натурных испытаний на начальном участке его диапазона (25–30 %) и испытаний модельного образца для учета нелинейной составляющей.

Данные новых экспериментов, в которых достигнуто значение Re_m, равное 11, позволят проводить моделирование и градуировку расходомеров на диапазон более 1000 $м^3/ч$.

Результаты модельных экспериментов на аттестованной установке поверочной ИРС-М могут быть использованы для верификации расчетных программ, учитывающих взаимодействие потока проводящей среды с магнитным полем.

Список литературы

1. Кебадзе Б.В., Корнилов В.П., Лагутин А.А., Шурупов В.А. Разработка и испытания системы измерения расхода через ТВС реактора БН-800 // Сборник докладов научно-технической конференции «Теплофизика-2012» – Обнинск, 2112. – Т. 2. – С. 585–588.
2. Кебадзе Б.В., Корнилов В.П., Лагутин А.А., Шурупов В.А. Разработка и испытания систем измерения расхода через ГЦН-1 реактора БН-800 // Сборник докладов научно-технической конференции «Теплофизика-2012» – Обнинск, 2112. – Т. 2. – С. 588–592.
3. Кебадзе Б.В., Краснояров Н.В., Адамовский Л.А. и др. Корреляционные измерения расхода натрия с помощью магнитных датчиков // Атомная энергия. – 1978. – Т. 45. – Вып. 1. – С. 30–35.
4. Miyazava T., Mizuguchi H., Ashibe K. Et al. Electromagnetic Flow Meter Development for LMFBR // Proceedings of the Specialists Meeting on Sodium Flow Measurements in Large LMFBR Pipes, Bergish Gladbach, Germany, February 4–6, 1980. – P. 46–54.
5. Velt I., Mikhailova Yu. New generation of magnetic flowmeters for liquid metal // XX IMEKO World Congress Metrology for Green Growth, Busan, Republic of Korea, September 9–14, 2012.
6. Логинов Н.И. Электромагнитные преобразователи расхода жидких металлов. – М.: Энергоиздат, 1981.
7. Shurupov V.A., Kebadze B.V., Fomin A.N. Application of Physical Modeling When Calibrating High Range Electromagnetic Flowmeters // IAEA-CN-245-166. International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles: Next Generation Nuclear Systems for Sustainable Development (FR17), Yekaterinburg, Russian Federation, June 26–29, 2017.

Выбор параметров времяпролетного расходомера жидких металлов

Фомин А. Н., Кебадзе Б. В., Стефани А. Г., Шурупов В. А.
АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, afomin@ippe.ru

Аннотация

Данная работа направлена на получение характеристик и изучение влияния различных параметров рабочего измерительного участка корреляционного расходомера для ЖМТ. Разработана конструкция РУ с использованием в качестве источника возмущения стандартного крутоизогнутого отвода по ГОСТ 17375-2001 и проведены его испытания. Получены распределения уровня шума, коэффициента корреляции от расстояния РУ от источника возмущения, построены несколько градуировочных характеристик при различных параметрах РУ.

Ключевые слова: жидкий металл, времяпролетный расходомер, бесконтактный, уровень корреляции, оптимизация.

Бесконтактный времяпролетный способ измерения расхода [1] основан на определении времени транспорта вихревых неоднородностей потока с помощью регистрации флуктуаций индуцированного магнитного поля, возникающих при их взаимодействием с приложенным магнитным полем [2].

В настоящее время имеется положительный опыт применения времяпролетных (корреляционных) расходомеров с бесконтактными датчиками для измерения расхода жидких металлов (натрий, свинец, свинец-висмут) [3]. Этот метод особенно актуален для ТЖМТ вследствие наличия окисной пленки на внутренней поверхности трубы, что препятствует использованию наружных электродов. В течение нескольких лет на стенде ЭУСТ (НИКИЭТ) со свинцовым теплоносителем эксплуатируется бесконтактная система измерения в диапазоне расходов до 80 м^3/ч при температуре до 550 °С [4].

Преимущества бесконтактных расходомеров:

– универсальность;

– отсутствие контакта элементов датчика с теплоносителем;

– возможность монтажа датчиков на трубопроводе без сварки;

– практически отсутствие гидравлического сопротивления, в особенности для ТЖМТ, обладающих большим удельным сопротивлением;

– достаточно высокое быстродействие в верхней части диапазона расходов, которое обеспечивается интегральным типом бесконтактного датчика.

Цель настоящих экспериментов – определение пространственно-временных характеристик вихревых структур для получения исходного материала для обоснованного выбора параметров измерительного участка касательно отстояния первого датчика от источника возмущения и расстояния между измерительными сечениями.

Отметим, что в предыдущих применениях расположение датчиков предполагало их адаптацию к существующей конфигурации стенда или установки. Особенность данной работы состоит в использовании в качестве источника возмущения стандартного отвода (гиба) согласно ГОСТ 17375-2001, который рассматривается и в дальнейшем, как неотъемлемая часть поставляемого Заказчику расходомера. При его применении должны выполняться стандартные требования к расстоянию до предшествующего (10 калибров) и последующего (не менее 3 калибров после второй магнитной системы) сторонних источников возмущения (рис. 1).

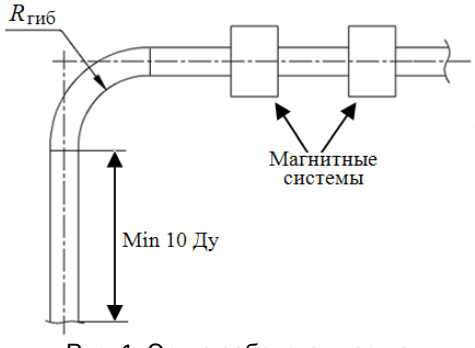


Рис. 1. Эскиз рабочего участка

В ходе испытаний измерялись амплитуда вихревых флуктуаций и уровни корреляций сигналов в зависимости от удаления от источника возмущения и взаимного расположения датчиков в измерительных сечениях.

Эксперименты проводились на установке поверочной ИРС-М в диапазоне расходов натрия до

70 м^3/ч ($v \approx 10$ м/с). Измерительный участок представлял собой трубопровод Ду 50 протяженностью более 20 калибров, источником возмущения служит стандартный отвод (по ГОСТ 17375-2001), которому предшествует прямолинейный участок трубы длиной не менее 10 калибров.

Датчики вихрей выполнены в виде магнитных систем с постоянными магнитами, кольцевым магнитопроводом протяженностью 0,62 Ду и сердечниками с приемными обмотками. Два датчика располагаются на направляющих, вдоль которых они могут перемещаться и устанавливаются в фиксированных позициях с шагом 0,5 Ду и базовым расстоянием в диапазоне 1,5–4 Ду. Конструкция корреляционного расходомера предоставляет возможность различных ориентаций магнитного поля относительно плоскости гиба. Имеется также одинарный датчик для возможности анализа корреляции на больших расстояниях.

Аппаратура позволяет регистрировать одновременно до 16 каналов и проводить корреляционную и спектральную обработку. Сигналы каждой из двух приемных обмоток магнитных систем записываются раздельно; для последующей корреляции могут формироваться их сумма либо разность. Время реализации для вычисления взаимной корреляционной функции (ВКФ) и спектрального анализа равно 30 секундам, частота АЦП – 5 кГц/канал.

Определялись следующие параметры:

– уровень шума;

– корреляционные функции и уровень корреляции в точке максимума ВКФ;

– градуировочные характеристики в виде зависимости значения G_{cor} от показаний опорного расходомера, где $G_{cor} = V/\tau_{max}$, V – объем участка между измерительными сечениями, транспортное время τ_{max} – положение максимума ВКФ на временной оси.

Зависимость уровня шума для измерительных сечений от расположения магнитных систем относительно гиба и друг друга показана на рис. 2 при номинальном расходе. Уровень шума убывает в 2–3 раза при удалении от источника возмущения в диапазоне от 2 до 17 Ду.

Примеры ВКФ и спектральных плотностей мощности для некоторых режимов показаны на рис. 3–8.

Расположения ВКФ на оси времени сдвига и спектральных плотностей на оси частот четко следуют изменению расхода. Верхний предел расхода, равный 70 м^3/ч, выбран для возможности моделирования РУ для ТЖМТ, в частности для свинца.

На рис. 9 показана зависимость уровня корреляции от расположения датчиков относительно гиба при передвижении расходомерного устройства с расстояния 2 Ду от гиба до 17 Ду от гиба, L_{base} = 4Ду.

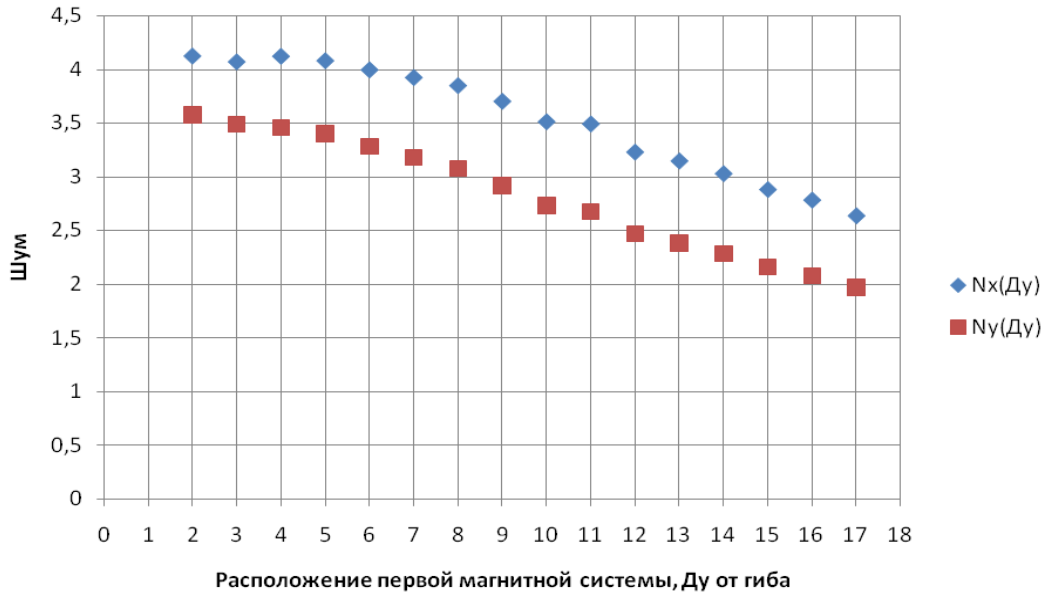


Рис. 2. Зависимость шума суммарного сигнала от расположения магнитных систем относительно гиба, G_{real} = 30 м^3/ч, L_{base} = 4 Ду

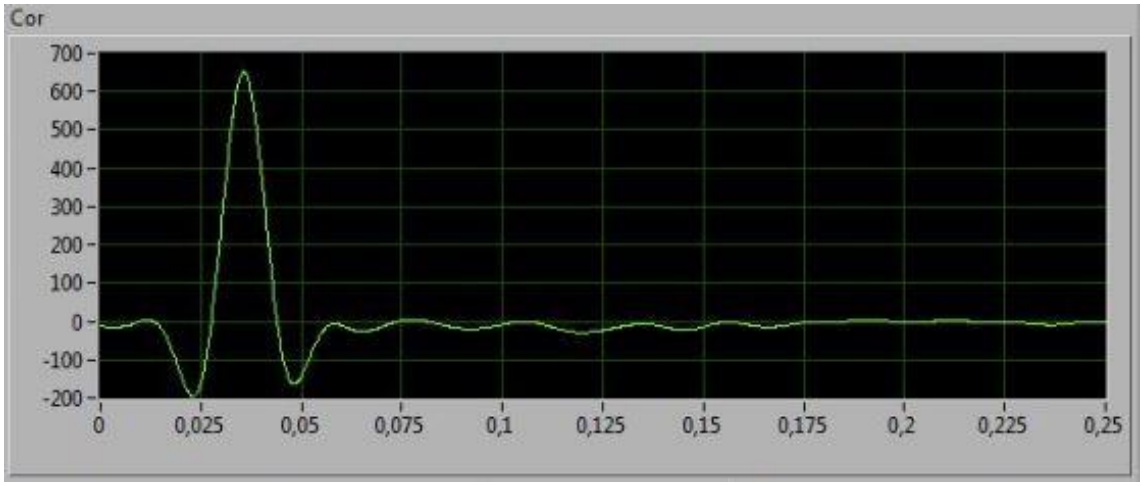


Рис. 3. Вид ВКФ для G_{real} = 30 м^3/ч
(параметры РУ: L_{base} = 3 Ду, расположение 1-го измерительного сечения 4 Ду)

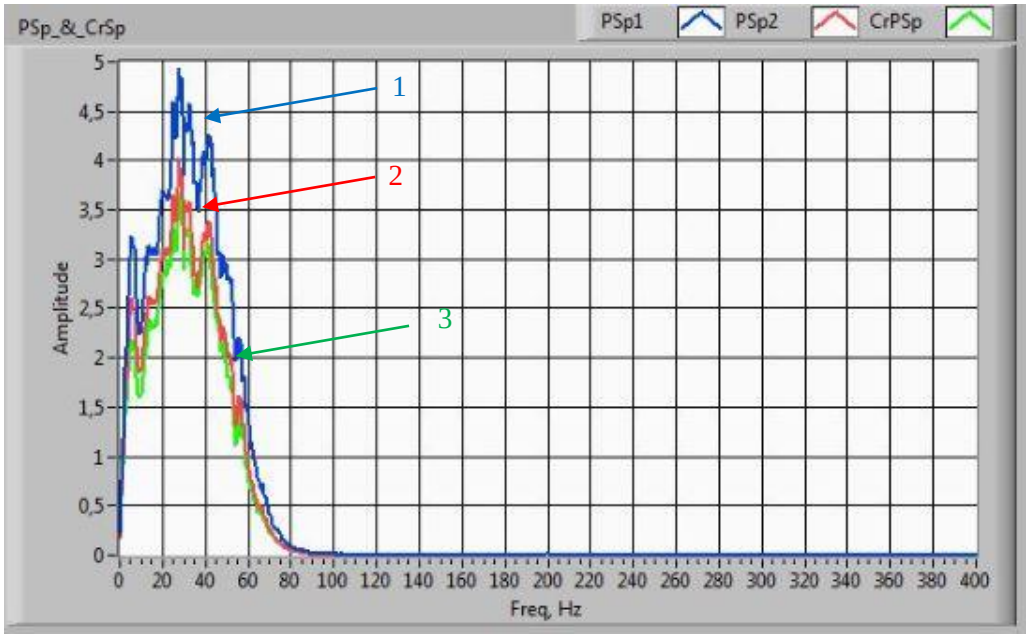


Рис. 4. Спектральные плотности мощности сигналов для G_{real} = 30 м^3/ч:
1 – СПМ суммарного сигнала с приемных катушек 1-го измерительного сечения; 2 – СПМ суммарного сигнала с приемных катушек 2-го измерительного сечения; 3 – взаимная СПМ сигналов обоих измерительных сечений, (параметры РУ: L_{base} = 3 Ду, расположение 1-го измерительного сечения 4 Ду)

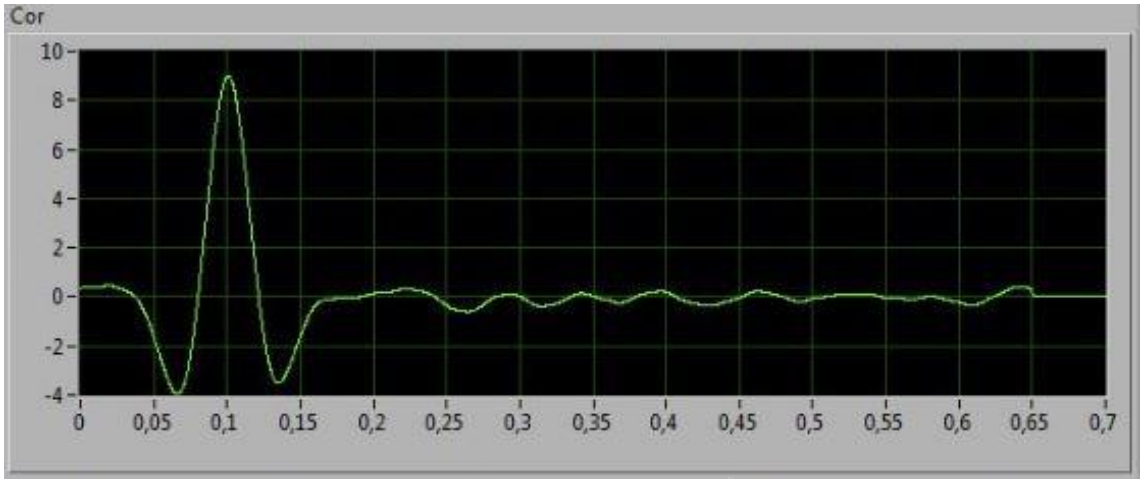


Рис. 5. Вид ВКФ для G_{real} = 10 м^3/ч
(параметры РУ: L_{base} = 3 Ду, расположение 1-го измерительного сечения 4 Ду)

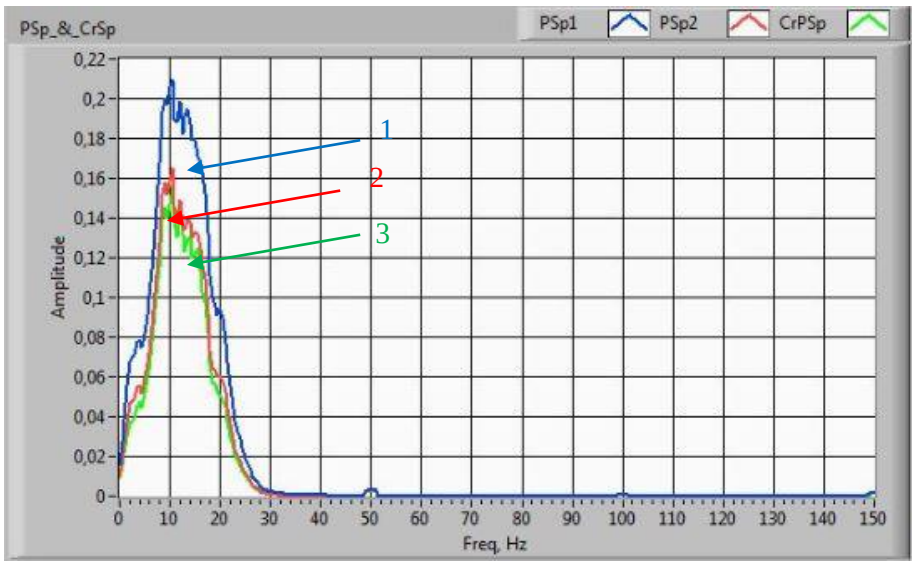


Рис. 6. Спектральные плотности мощности сигналов для G_{real} = 10 м^3/ч:
1 – СПМ суммарного сигнала с приемных катушек 1-го измерительного сечения; 2 – СПМ суммарного сигнала с приемных катушек 2-го измерительного сечения; 3 – взаимная СПМ сигналов обоих измерительных сечений, (параметры РУ: L_{base} = 3 Ду, расположение 1-го измерительного сечения 4 Ду)

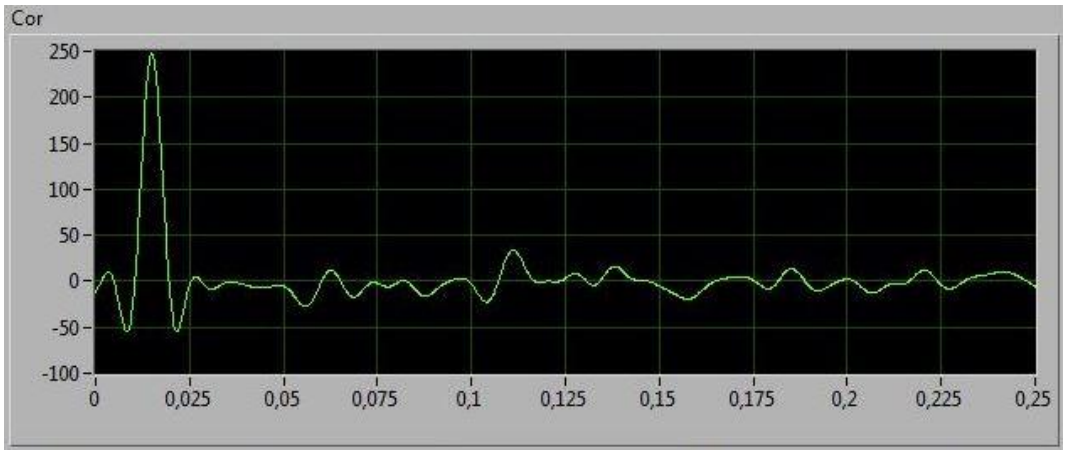


Рис. 7. Вид ВКФ для G_{real} = 70 м^3/ч
(параметры РУ: L_{base} = 3 Ду, расположение 1-го измерительного сечения 4 Ду)

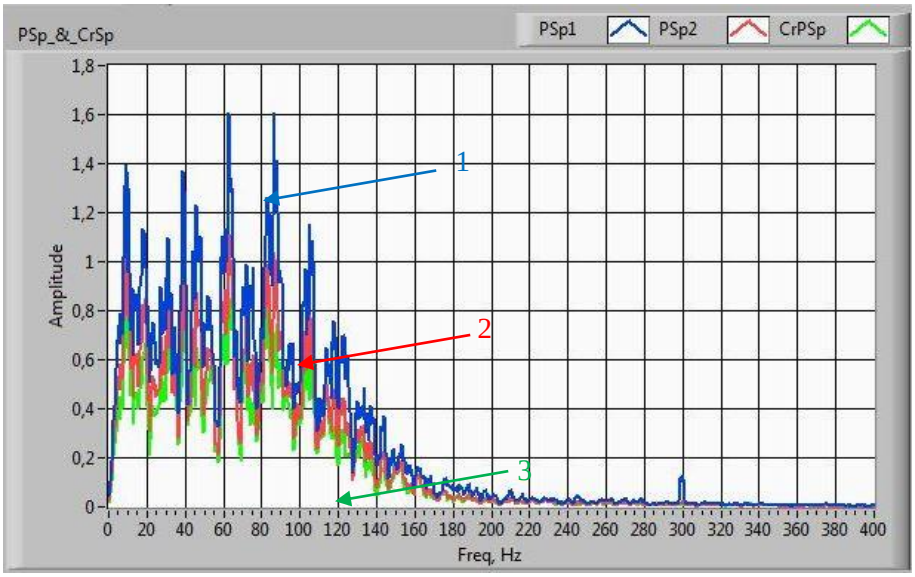


Рис. 8. Спектральные плотности мощности сигналов для G_{real} = 70 м^3/ч:
1 – СПМ суммарного сигнала с приемных катушек 1-го измерительного сечения; 2 – СПМ суммарного сигнала с приемных катушек 2-го измерительного сечения; 3 – взаимная СПМ сигналов обоих измерительных сечений, (параметры РУ: L_{base} = 3 Ду, расположение 1-го измерительного сечения 4 Ду)

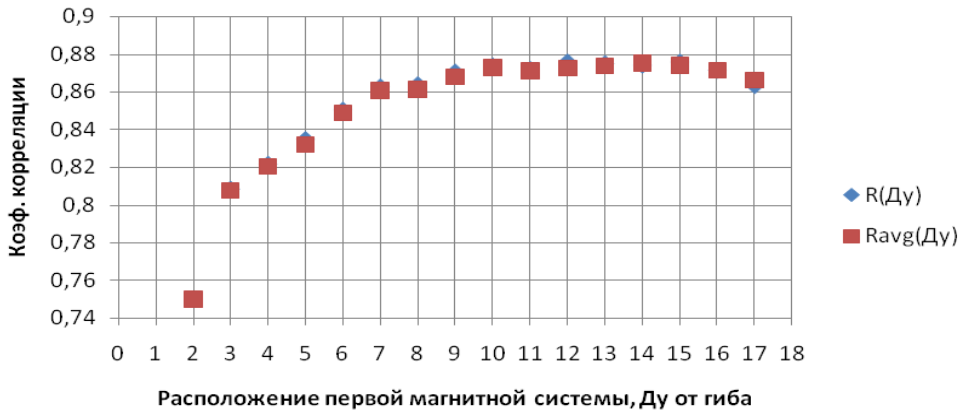


Рис. 9. Зависимость коэффициента корреляции от расположения магнитных систем относительно гиба

Коэффициенты корреляции при данной конфигурации расходомерного (РУ) лежат в пределах 0,75–0,88. Можно предварительно отметить наличие нескольких участков по характеру изменения коэффициента корреляции:

– зона формирования вихревых структур (от 2до 6 Ду);
– зона устойчивых вихревых структур (от 7до 15 Ду);
– зона с тенденцией затухания вихрей (после 16 Ду).

В нижней части диапазона расходов (~ 3,5 м^3/ч) зона устойчивых вихревых структур смещается в область от 4до 8 Ду. При этом коэффициент корреляции лежит на уровне ~ 0,5. Оптимальное расположение РУ от источника возмущения – гиба следует выбирать так, чтобы оно находилось в зоне устойчивых вихревых структур, исходя из полученных данных для диапазона расходов от 3 до 30 м^3/ч (перекрытие по диапазону 10) оно находится на удалении 7–8 Ду от гиба для первого измерительного сечения.

Для оценки статистической погрешности определения τ_{max} использовалась формула согласно работе [5]:

$$\sigma_\tau^{rel} = \frac{\sigma_\tau}{\tau_{max}}, \quad (1)$$

где τ_{max} – положение максимума ВКФ на временной оси, σ_τ определяется как:

$$\sigma_\tau = \sqrt{\frac{2}{3}}\ \frac{\mu_{1/2}}{2}\ \frac{\sqrt{\frac{\Phi}{T}\left(1-\rho^2\right)}}{\rho}, \quad (2)$$

где ρ – коэффициент корреляции, $\mu_{1/2}$ – полупериод между максимумами ВКФ, T – длина выборки (время реализации), Ф – формфактор ВКФ.

Видно, что высокий уровень корреляции обеспечивает малую погрешность при сравнительно небольших временах измерения (порядка секунд). Статистическая погрешность σ_τ^{rel} для проведенных испытаний при различных конфигурациях РУ и расходах лежит в пределах 0,5–2 %.

Так же были получены несколько градуировочных характеристик корреляционного расходомера для различных его расположений относительно гиба и базовых расстояний между первым и вторым измерительными сечениями. В качестве базовых расстояний L_{base} были выбраны значения 3 Ду и 4 Ду, равные 0,15 м и 0,2 м соответственно, которые обеспечивают систематическую погрешность определения L_{base} при монтаже датчиков на уровне 0,5–0,7 %. Расположения первого магнитного сечения от гиба равны 4 Ду и 8 Ду. Примеры градуировочной характеристики и отношения G_{cor}/G_{real} для РУ с параметрами L_{base} = 3 Ду и расположением первого измерительного сечения на расстоянии 8 Ду от гиба приведены на рис. 10 и 11.

Заключение

Полученные данные будут использованы для оптимизации параметров измерительного участка с целью обеспечения минимума суммарной погрешности с учетом систематической и случайной составляющей.

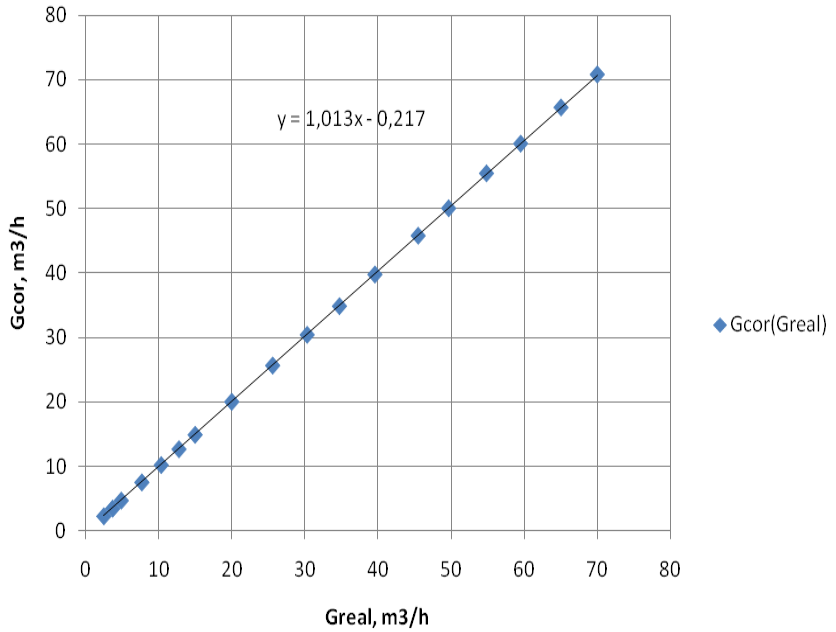


Рис. 10. Градуировочная характеристика корреляционного расходомера

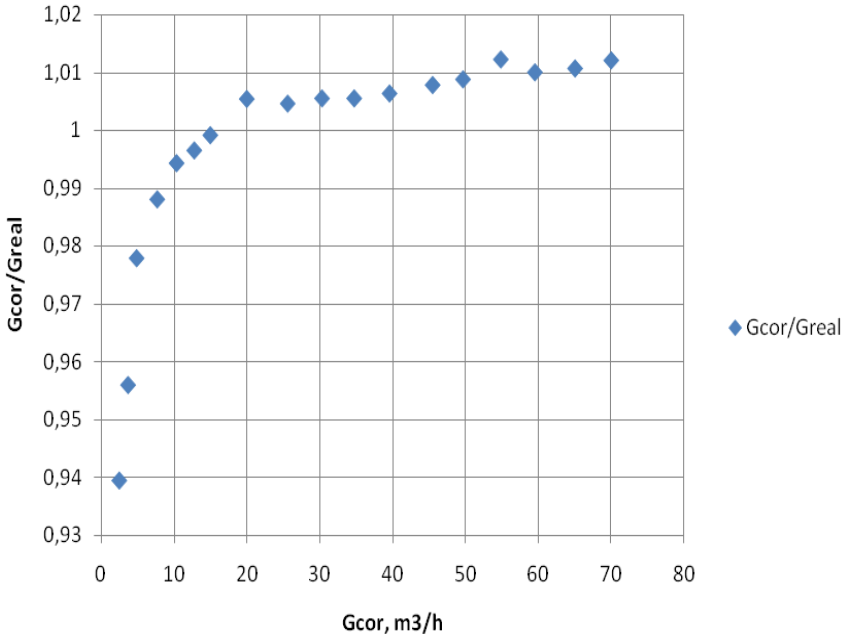


Рис. 11. Отношение G_{cor}/G_{real} в зависимости от G_{real}

Список литературы

1. А. с. № 794379 СССР. Корреляционный способ измерения расхода электропроводной жидкости / К.А. Александров, В.А. Афанасьев, В.В. Голованов, Б.В. Кебадзе // Открытия. Изобретения. Пром. образцы. Товар. знаки. – 1981. – № 1. – С. 22.
2. Изучение вихревой структуры потока и корреляционные изменения расхода с помощью бесконтактных магнитных датчиков / Б.В. Кебадзе, В.Н. Типикин, Ю.О. Комиссаров и др. // Магнитная гидродинамика. – 1988. – № 4. – С. 105–109.
3. Бесконтактные методы измерения расхода свинца и его сплавов / Б.В. Кебадзе, Ю.О. Комиссаров, В.Н. Типикин и др. // Сб. «Использование жидких металлов в народном хозяйстве» (Теплофизика-91). – Обнинск, 1993. – С. 151–155.
4. Генералов Е.В., Ковалев Д.М., Стефании А.Г., Фомин А.Н., Шурупов В.А. и др. Разработка и применение бесконтактных расходомеров на установке со свинцовым теплоносителем // Инновации в атомной энергетике. – 2017. – С. 597–605.
5. Kebadze B.V., Komissarov J.O. About evaluation of the statistical error of transit time cross-correlation measurement // Progress in Nuclear Energy. – 1985. – Vol. 15. – P. 947–966.

Исследование коррозионной стойкости твердых оксидных электролитов в натрии, насыщенном кислородом

Блохин В. А.[1], Борисов В. В.[1], Волов А. Н.[1], Жмурин В. Г.[1], Засорин И. И.[1], Кулебякин А. В.[2], Ломонова Е. Е.[2], Орлов А. В.[3], Орлова Е. А.[3],Соломатин А. Е.[1]

1 – АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск

2 – Институт общей физики им. А.М. Прохорова Российской академии наук, Москва

3 – Обнинский институт атомной энергетики НИЯУ «МИФИ», Обнинск

Аннотация

Приведены результаты испытаний твердых оксидных электролитов (монокристаллических и поликристаллических) из диоксида гафния стабилизированного оксидом гадолиния, установленных в гальванический концентрационный элемент, в натрии, насыщенном кислородом в статических условиях в температурном интервале 250–600 °С. Показано, что:

– коррозионное взаимодействие монокристаллических $HfO_2{\times}Gd_2O_3$ и поликристаллических $HfO_2{\times}Gd_2O_3$,$ZrO_2{\times}Y_2O_3$ образцов электролитов с натрием, насыщенным кислородом, наступает при низких температурах натрия 150–250 °С, что выражается в завышенных показаниях ГКЭ относительно расчетных значений ЭДС ГКЭ, для натрия, насыщенного кислородом;

– коррозия монокристаллических электролитов $HfO_2{\times}Gd_2O_3$, $ZrO_2{\times}Y_2O_3$ в натрии, насыщенном кислородом, сопровождается межкристаллитным разрушением, монокристаллические электролиты $HfO_2{\times}Gd_2O_3$ в натрии, насыщенном кислородом, не изменяют своего внешнего вида;

– характер взаимодействия твердых оксидных электролитов из $HfO_2{\times}Gd_2O_3$, $ZrO_2{\times}Y_2O_3$, $ThO_2{\times}Y_2O_3$с натрием, насыщенным кислородом, один и тот же, независимо от вида электролита;

– образовавшиеся соединения на поверхности электролита ГКЭ при испытании в натрии, насыщенном кислородом, могут частично распадаться с повышением температуры.

Ключевые слова: твердый оксидный электролит, натрий, насыщенный кислородом, гальванический концентрационный элемент, поликристаллы, монокристаллы, диоксид гафния, диоксид циркония, оксид гадолиния, оксид иттрия.

Введение

Датчики кислорода на твердых оксидных электролитах нашли широкое применение для контроля содержания кислорода в жидких металлах [1]. Они могут работать непрерывно десятки тысяч часов в жидкометаллических расплавах [2]. Обладают высокой чувствительностью к кислороду менее 5 ppB, что важно для определения появления течи воды в натри на ранней стадии разгерметизации теплообменной поверхности «натрий – вода» [3]. Эти датчики работают стабильно в натрии при низком содержании кислорода в натрии [4].

В настоящее время для контроля кислорода в натрии используются датчики кислорода с твердым электролитом на основе диоксида тория при температурах не выше 400 °С, считается, что с повышением температуры усиливается коррозионное взаимодействие натрия с диоксидом тория. Датчики кислорода с использованием диоксида тория в нашей стране не изготавливаются. К тому же, диоксид тория является радиоактивным веществом и требует к себе особого обращения. В связи с этим была поставлена задача разработать твердый нерадиоактивный электролит для контроля кислорода в натрии. В качестве такого электролита был выбран твердый оксидный электролит на основе диоксида гафния стабилизированного оксидом гадолиния. Этот электролит, как и электролит на основе диоксида тория, стабильно работает в натрии в температурном интервале 400–480 °С при концентрации кислорода в натрии от 0,1 до 4 ppm [4]. В начале пуска датчиков кислорода даже при низком содержании кислорода в натрии возникает завышенное значение ЭДС датчиков, которое близко по термодинамическому потенциалу к соединениям оксида натрия с диоксидом гафния и оксида натрия с диоксидом тория. Эти соединения существуют в пределах 1–1,5 часа при низком содержании кислорода в натрии и температуре 400 °С, а затем распадаются [4, 5].

Образование этих оксидов идет по разными реакциям:

$$ThO_2 + Na_2O_2 \leftrightarrows Na_2ThO_3 + 1/2O_2;$$

$$HfO_2 + 2NaOH \leftrightarrows Na_2HfO_3 + H_2O;$$

$$ZrO_2 + 2NaOH \leftrightarrows Na_2ZrO_3 + H_2O.$$

Данные реакции интенсивно протекают при температурах 1000–1100 °С.

При пониженных температурах (230–250 °С) показания датчиков кислорода даже на основе диоксида циркония стабилизированного оксидом кальция совпадают с расчетным в натрии насыщенного кислородом. Показания датчиков кислорода с электролитом из $HfO_2 \times Gd_2O_3$ не совпадают с расчетным в натрии насыщенном кислородом даже при температуре ~150 °С [6, 7].

Эта работа направлена на выяснение причины завышенных показаний датчиков кислорода с электролитом $HfO_2 \times Gd_2O_3$ в натрии насыщенном кислородом.

1. Материалы и методики проведения испытаний

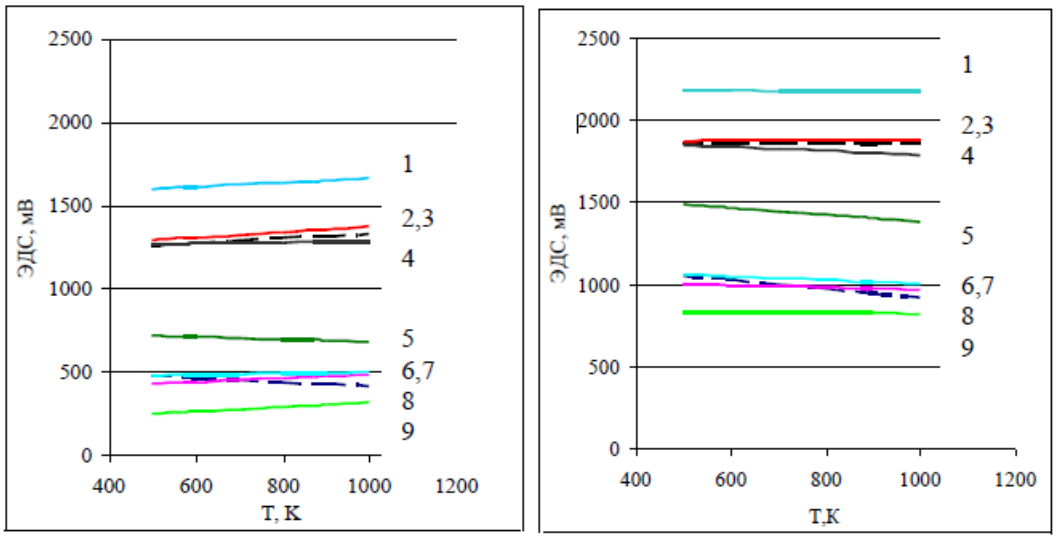
Испытаниям подвергались монокристаллические и поликристаллические электролиты на основе $HfO_2 \times Gd_2O_3$, изготовленные ИОФ РАН [8]. В качестве исходного сырья для синтеза использовались порошки диоксида гафния марки «ОСЧ». В качестве стабилизирующей добавки к диоксиду гафния использовался оксид гадолиния марки ГДО-3. Для сравнения был испытан электролит на основе диоксида циркония стабилизированного оксидом иттрия, который был изготовлен из оксидных порошков марки «ОСЧ».

Испытание электролитов проводилось в ГКЭ:

$$Me \mid Na, \text{ насыщенный кислородом} \mid\mid HfO_2 \times Gd_2O_3 \mid\mid In - In_2O_3 \mid Me; \quad (1)$$

$$Me \mid Na, \text{ насыщенный кислородом} \mid\mid ZrO_2 \times Y_2O_3 \mid\mid Bi - Bi_2O_3 \mid Me. \quad (2)$$

Расчетные ЭДС ГКЭ (1) и ГКЭ (2) для оксидов натрия, циркония, гафния, хрома, железа, цирконатов натрия приведены на рис. 1.



а *б*

Рис. 1. Расчетное значение ЭДС ГКЭ:
а – с электродом сравнения $In\text{-}In_2O_3$ (ГКЭ (1)); *б* – $Bi\text{-}Bi_2O_3$ (ГКЭ (2)) для измерительных электродов:
1 – $Th\text{-}ThO_2$; 2 – $Hf–HfO_2$; 3 – $Zr\text{-}ZrO_2$; 4 – $Na–Na_2ZrO_3$; 5 – $Na–NaCrO_2$; 6 – $Na–Na_4FeO_3$; 7 – $Na–Na_2FeO_2$;
8 – $Na–Na_2O$; 9 – $Na–NaFeO_2$

Использовался натрий марки «ХЧ». Для насыщения натрия кислородом использовали пероксид натрия (Na_2O_2) марки «ХЧ».

ЭДС ГКЭ измерялась нормирующим преобразователем ИТ-25 в комплекте с источником постоянного тока, регулятором (измерителем) ТРМ-148 и регистрировалась компьютером.

Методика проведения эксперимента заключалась в следующем. Макетные образцы ГКЭ помещались в натрий, насыщенный кислородом при температуре 150–250 °С. Нагрев и охлаждение макетных образцов ГКЭ проводили со скоростью 30 °С/ч с выдержкой 30 мин через каждый интервал 50 °С с целью получения стабильных показаний ГКЭ. Температура, при которой начинает рост ЭДС ГКЭ относительно линии ЭДС, соответствующей насыщению натрия кислородом, считается температурой начала коррозии электролита.

2. Рабочий участок

Исследование стойкости твердых оксидных электролитов в натрии насыщенном кислородом проводилось на рабочем участке, принципиальная схема которого приведена на рис. 2.

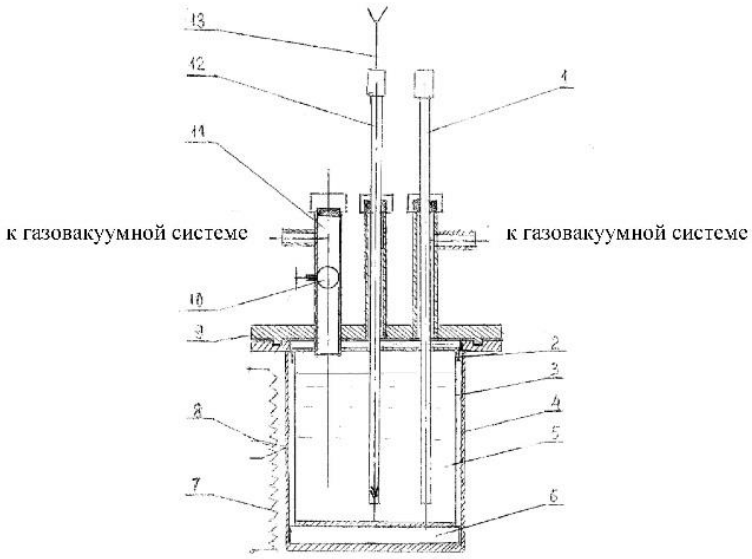


Рис. 2. Принципиальная схема рабочего участка [6]:
1 – ГКЭ; 2 – крышка; 3 – никелевый стакан; 4 – корпус; 5 натрий; 6 – подставка; 7 – нагреватель;
8, 13 – термопара; 9 – верхний фланец; 10 – шаровой клапан; 11 – дозатор; 12 – уровнемер

Натрий загружали в стакан из никеля марки НП2. Диаметр стакана – 130 мм, высота – 203 мм. Для уменьшения конденсации паров натрия на холодных частях рабочего участка стакан закрывали крышкой из стали 1Х18Н10Т. Устройство ввода примеси и ввод испытуемых образцов устанавливали на верхнем фланце рабочего участка. Герметичность соединения верхнего фланца с нижним осуществлялось прокладкой из графоплекса.

В никелевый стакан загружали 1,913 кг натрия и 100 г. пероксида натрия, что соответствовало насыщению натрия кислородом вплоть до температуры 996 °С.

3. Проведение и анализ результатов исследования

На рис. 3 и 4 представлена хронологическая зависимость температуры и ЭДС ГКЭ (1) и ГКЭ (2) с монокристаллическими $HfO_2{\times}Gd_2O_3$ и поликристаллическими $HfO_2{\times}Gd_2O_3$ образцами электролитов.

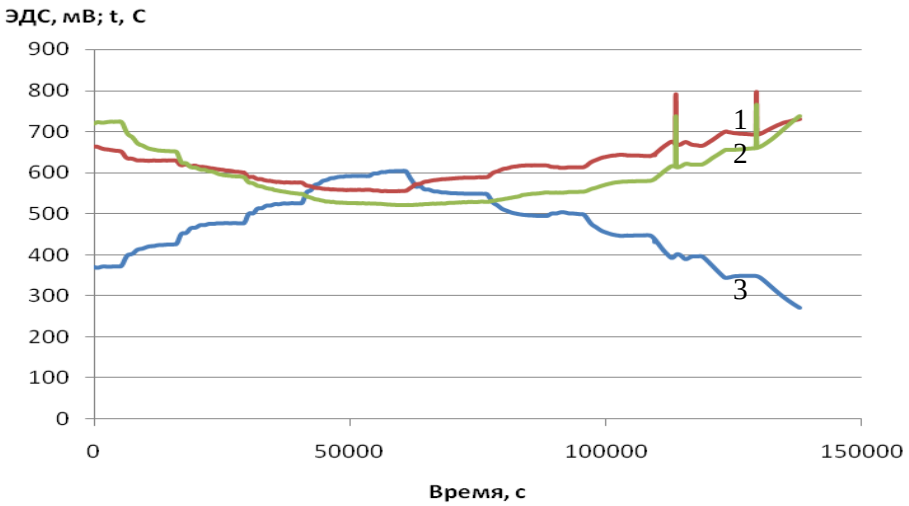


Рис. 3. Хронологическая зависимость ЭДС ГКЭ (1) с поликристаллом из $HfO_2{\times}Gd_2O_3$
от температуры натрия:
1– ГКЭ (1) с поликристаллом № 1; 2 – ГКЭ (1) с поликристаллом № 2; 3 – температура натрия, °С

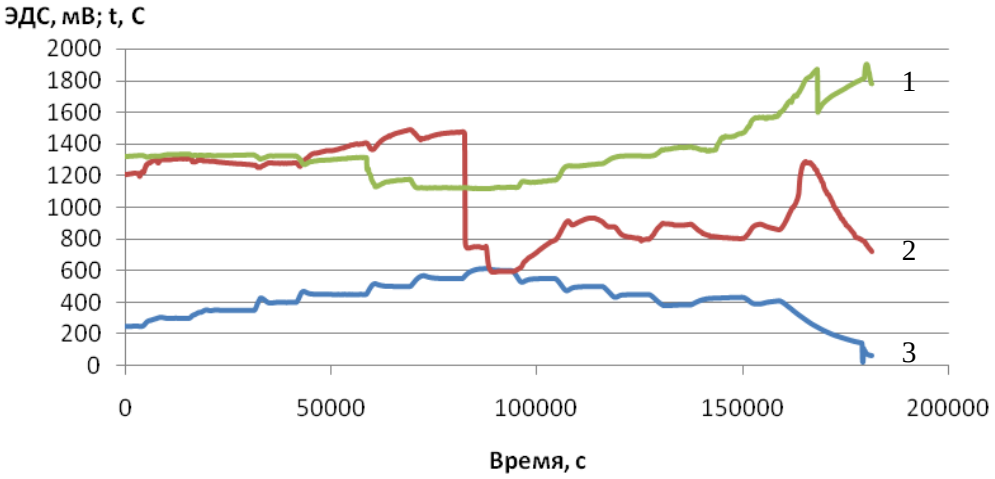


Рис. 4. Хронологическая зависимость ЭДС ГКЭ (1) с монокристаллом из $HfO_2 \times Gd_2O_3$, ЭДС ГКЭ (2) с поликристаллом из $ZrO_2 \times Y_2O_3$ и температуры натрия:
1 – ГКЭ (1) с монокристаллом; 2 – ГКЭ (2) с поликристаллом; 3– температура натрия, °С

Завышенные значения ЭДС ГКЭ (1) и ГКЭ (2) возникают сразу же после контакта ГКЭ с натрием насыщенным кислородом. Причем величина завышения ЭДС ГКЭ у монокристаллического электролита значительно выше, чем у поликристаллических электролитов.

С повышением температуры натрия, насыщенного кислородом, величина приращения ЭДС ГКЭ (1) уменьшается, а с понижением температуры – увеличивается. Величина приращения ЭДС ГКЭ с монокристаллическим образцом при температуре ~500 °С резко уменьшилась на ~200 мВ и при дальнейшем росте температуры (до 600 °С) оставалась на постоянном уровне, с понижением температуры величина приращения стала увеличиваться.

ЭДС ГКЭ (2) с поликристаллическим образцом из $ZrO_2 \times Y_2O_3$ при температуре 600 °С также резко уменьшилась на ~800 мВ и практически достигла расчетного значения ЭДС ГКЭ (2) для натрия, насыщенного кислородом, что, вероятно, связано с распадом цирконата натрия.

На рис. 5 и 6 представлена температурная зависимость при охлаждении ГКЭ (1) с твердым электролитом $HfO_2 \times Gd_2O_3$ (монокристалл) и ГКЭ (2) с электролитом из $ZrO_2 \times Y_2O_3$ (поликристалл).

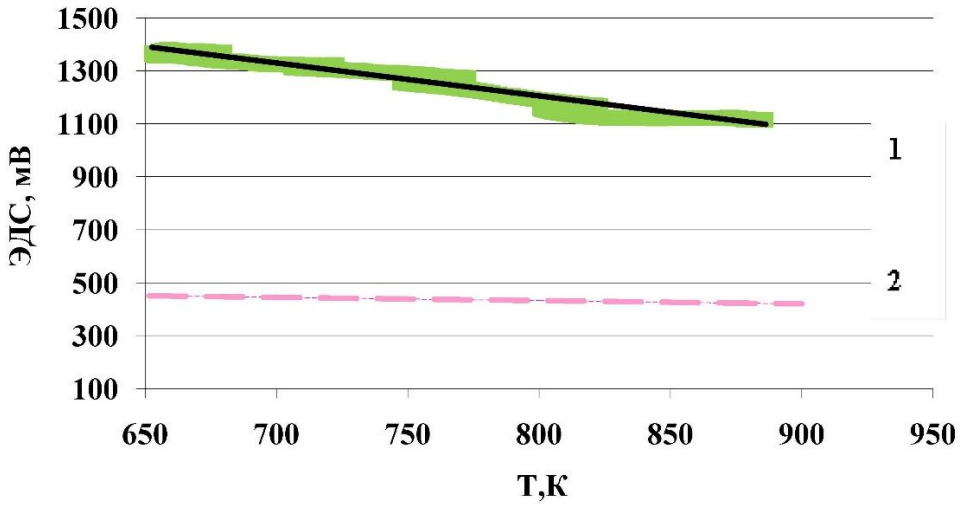


Рис. 5. Температурная зависимость ЭДС ГКЭ (1) с электролитом $HfO_2 \times Gd_2O_3$ (монокристалл) при охлаждении натрия, насыщенного кислородом:
1 – ЭДС ГКЭ (1), E = 2199,9 – 1,2426·t, мВ; R^2 = 0,95; 2 – ЭДС ГКЭ (1) в натрии, насыщенном кислородом

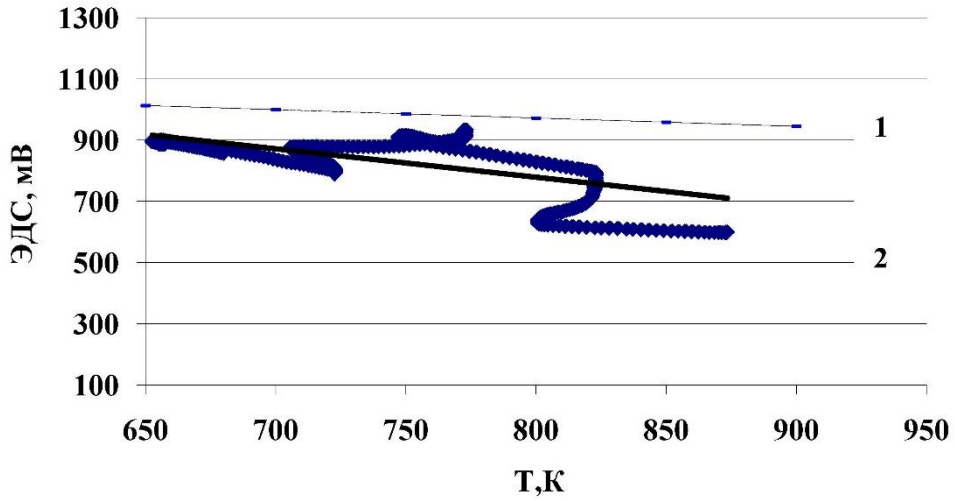


Рис. 6. Температурная зависимость ЭДС ГКЭ (2) с электролитом $ZrO_2 \times Y_2O_3$ (поликристалл) при охлаждении натрия, насыщенного кислородом:
1 – ЭДС ГКЭ (2) в натрии, насыщенном кислородом; 2 – ЭДС ГКЭ (2), поликристалл $ZrO_2 \times Y_2O_3$ E = 1522,3 – 0,9298·*t*, мВ; R^2 = 0,39

ГКЭ с поликристаллическим твердым оксидным электролитом выходили из строя из-за вымывания электролита в натрии, насыщенном кислородом, с последующим его растрескиванием. На рис. 7 представлен внешний вид торца ГКЭ с поликристаллическим твердым оксидным электролитом из $HfO_2 \times Gd_2O_3$ после испытаний в насыщенном кислородом натрии. Электролит заметно уменьшился по толщине. Коррозионная стойкость электролита в натрии определяется составом, наличием примесей в керамике и натрии, а также пористостью, величиной зерна, микроструктурой. Межкристаллическое разрушения электролита свидетельствует о межзеренном проникновении натрия в электролит.

Рис. 7. Внешний вид поликристаллического электролита из $HfO_2 \times Gd_2O_3$ и изолятора после испытаний в натрии насыщенного кислородом

Примесь в основном находится по границам зерен поликристалла. Примесь железа может взаимодействовать с натрием по следующим реакциям:

$$FeO + 2Na_2O = Na_4FeO_3;$$

$$Fe + 3Na_2O = Na_4FeO_3 + 2Na.$$

При наличии примеси хрома в электролите могут идти следующие реакции с натрием:

$$Cr_2O_3 + Na_2O = 2NaCrO_2.$$

Образующиеся в результате реакции примесей электролита с натрием сложные оксиды, как правило, имеют отличное от электролита контактное термическое расширение, в результате термокачек монокристаллические частицы отделяются от основы электролита.

В отличие от ГКЭ с поликристаллическим электролитом, ГКЭ с монокристаллическим электролитом вышли из строя за счет растрескивания изолятора ГКЭ, в которые был вставлен монокристалл. Сам электролит не претерпел внешних изменений (см. рис. 8).

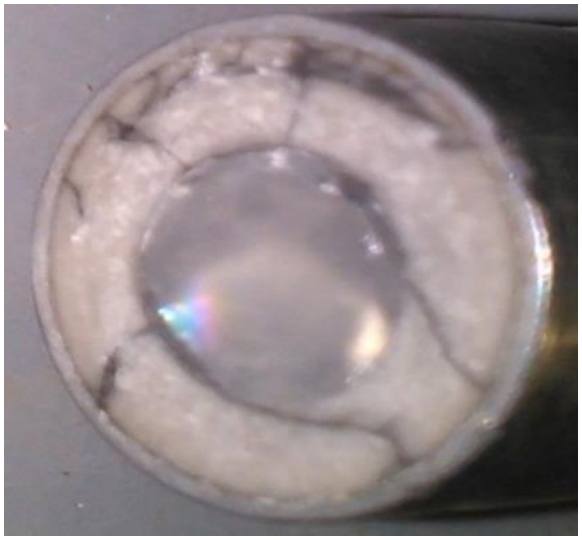


Рис. 8. Внешний вид монокристаллического электролита из $HfO_2 \times Gd_2O_3$ и изолятора после испытаний в натрии, насыщенном кислородом

Полученные результаты испытаний датчиков кислорода с твердыми электролитами $HfO_2 \times Gd_2O_3$ и $ZrO_2 \times Y_2O_3$ в натрии, насыщенном кислородом, не дают однозначного ответа на причину появления повышенного значения ЭДС. Примеси железа, хрома на поверхности твердого электролита могут влиять на показания датчика кислорода, но в данном эксперименте не удалось это выявить. Следует отметить, что причина повышенного значения ЭДС датчиков кислорода в натрии, насыщенного кислородом, одна и та же, которая не зависит от материала электролита и его структуры, а зависит от температуры, содержания кислорода в натрии. Это могут быть пары воды в воздухе. Диоксиды циркония, гафния, тория хорошо адсорбируют влагу. При взаимодействии натрия с парами воды образуется гидроокись, которая может вступать во взаимодействие с диоксидом циркония, диоксидом гафния с образованием цирконатов, гафиатов. Диоксид тория не взаимодействует с гидроокисью. Для образования сложного соединения диоксида тория с оксидом натрия, необходим пероксид натрия. Пероксид натрия может образовываться при взаимодействии оксида натрия с кислородом воздуха, оксид натрия может образовываться при разложении гидроокиси. Эта гипотеза подтверждается тем, что измерение концентрации кислорода в натрии, насыщенного кислородом, датчиками кислорода с электродом сравнения $Na–Na_2O$ должно бы показать нулевое значение ЭДС, а оно оказалось на 60 мВ больше со стороны измерительного электрода [9].

Заключение

Результаты испытаний твердых оксидных электролитов на основе диоксида гафния и на основе диоксида циркония в натрии, насыщенном кислородом показали, что:

1. Коррозионное взаимодействие монокристаллических $HfO_2 \times Gd_2O_3$ и поликристаллических $HfO_2 \times Gd_2O_3$, $ZrO_2 \times Y_2O_3$ образцов электролитов с натрием, насыщенным кислородом, наступает при низких температурах натрия 150–250 °С, что выражается в завышенных показаниях ГКЭ относительно расчетных значений ЭДС ГКЭ для натрия, насыщенного кислородом;
2. Коррозия поликристаллических электролитов $HfO_2 \times Gd_2O_3$, $ZrO_2 \times Y_2O_3$ в натрии, насыщенном кислородом, сопровождается межкристаллитным разрушением;
3. Монокристаллические электролиты из $HfO_2 \times Gd_2O_3$, в натрии, насыщенном кислородом, не изменяют своего внешнего вида.
4. Образовавшиеся соединения на поверхности электролита датчиков кислорода при испытании в натрии, насыщенном кислородом, могут частично распадаться с повышением температуры.

Список литературы

1. Рыжонков Д.И., Падерин С.Н., Серов Г.В. Твердые электролиты в металлургии – М.: Металлургия, 1992 – 243 с.
2. Блохин В.А., Будылов Е.Г., Великонович Р.И., Горелов И.Н., Дерюгин А.Н., Иевлева Ж.И., Козина М.И., Мусихин Ю.А., Понимаш И.Д., Сорокин А.Д., Шимкевич А.Л., Шматко Б.А. Опыт создания и эксплуатации твердоэлектролитныхактивометров кислорода в теплоносителе свинец – висмут / В сб. докладов «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях» / т. 2, Обнинск, 5–9 октября 1998 г.
3. Asher R.L., Dawson R., Harper D.C., Kirstein T.B.A., Leach F., Moss S.Y., Mone A.B., Taylor E.G., Thompson R., Wheatrey C.C.H. AERE Harwell The Harwell oxygen meters and the Harwell carbon meter / In collected lectures “Liquid Metal engineering and technology, proceedings of the Third International Conference Held in Oxford on April 9–13, 1984 / British Nuclear Energy Society, London. – 1984. – V. 1 – P. 393–398.
4. Блохин В.А., Борисов В.В., Ильичева Н.С., Камаев А.А., Красикова Е.А., Левин О.Э., Медведев Н.Ф., Мяздрикова О.И., Сидоров Д.Г., Скворцов Н.С., Соловьев А.В., Стороев А.А. Датчик контроля кислорода в натрии // Вопросы атомной науки и техники: Серия ядерные испытания. – 2016. – Вып. 4. – С. 108–115.
5. Ульман Х., Ланг Х.-Ю., Рихтер В., Реетц Т., Рефе Х., Козлов Ф.А., Кузнецов Э.К., Воробева Т.А., Ефимов И.А., Пискунов В.Н., Цой Ю.А., Давыдов С.А. Результаты разработки электрохимических ячеек для измерения активности кислорода в жидком натрии / Report ZiK-65, october 1985. Akademic der wissenschaften der GDR. Zentralinstitutfrr kern for – SchhungRossendorfbei Dresden. – 16 с.
6. В.А. Блохин, В.В. Борисов, А.Н. Волов, В.Г. Жмурин, И.И. Засорин, А.В. Кулебякин, Е.Е. Ломонова, Е.А. Орлова, А.Е. Соломатин. Исследование стойкости твердых оксидных электролитов в натрии, насыщенном кислородом / «Труды регионального конкурса научных проектов в области естественных наук», вып. 22, Калуга, из-во ГАОУ ДПО («Калужский государственных институт развития образования», 2017, стр.
7. Блохин В.А., Борисов В.В., Волов А.Н., Жмурин В.Г., Засорин И.И., Кулебякин А.В., Ломонова Е.Е., Орлова Е.А., Орлов А.В., Соломатин А.Г. Расчетно-экспериментальное исследование устойчивости электролита гальванического концентрационного элемента (ГКЭ) в натрии, насыщенного кислородом / «Труды регионального конкурса научных проектов в области естественных наук» – Калуга: Издательство ГАОУ ДПО («Калужский государственных институт развития образования», 2018. – Вып. 23. – В печати.
8. Кузьминов Ю.С., Ломонова Е.Е., Осико В.В. Тугоплавкие материалы из холодного тигля – М.: Наука, 2004. – 369 с.
9. Periaswami C., Baby S. Rajan, Mathews C.K. Development of a zirconia based oxygen monitor for sodium coolant / In collected lectures of Fourth international conference on liquid metal engineering and technology, October 17–21, 1988, Palals des papers Avignon, France. – 1988. – V. 3. – P. 107 – 607 – 10.

Работа выполнена при поддержке Российского Фонда Фундаментальных Исследований (проект № 16-48-400197)

Карнотизированные газотурбинные преобразователи перспективных атомных станций малой мощности и задача их расчётно-конструкторской оптимизации и экспериментальной теплотехнической отработки

Тревгода М. М.[1], Косой А. С.[2], Чомчоев А. И.[3]
1 – АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, mtrevgoda@ippe.ru; 2 – ОИВТ РАН, Москва;
3 – ООО «Испытательный Полигон Холода», Академия наук Республики Саха (Якутия)

Аннотация

В докладе рассматриваются различные схемы карнотизированных газотурбинных преобразователей (КГТП) для атомных станций малой мощности различного назначения (АСММ), в том числе отличающиеся реализацией максимального числа промежуточных охлаждений и нагревов рабочего тела при минимальном числе и протяжённости газоходов. Отмечено, что оптимизация типа и параметров преобразователя являет собой значительный резерв дальнейшего развития АСММ в целом. Описаны основные приёмы карнотизации циклов ГТУ. Описаны основные задачи отработки КГТП, учитывая значительный ожидаемый эффект от внедрения КГТП в проекты новых АСММ.

Ключевые слова: карнотизированные газотурбинные преобразователи АСММ (КГТП), требования к КГТП, задачи расчётно-конструкторской и экспериментальной теплотехнической отработки КГТП.

Подавляющее большинство атомных станций малой мощности (АСММ) различного назначения и мощности включает две взаимосвязанные части – собственно реакторную установку (РУ), вырабатывающую тепловую энергию, и преобразователь, преобразующий её в наиболее часто востребованные виды энергии – механическую и электрическую. Поэтому совершенствование АСММ осуществляется как по линии РУ, так и в отношении преобразователя (рис. 1).

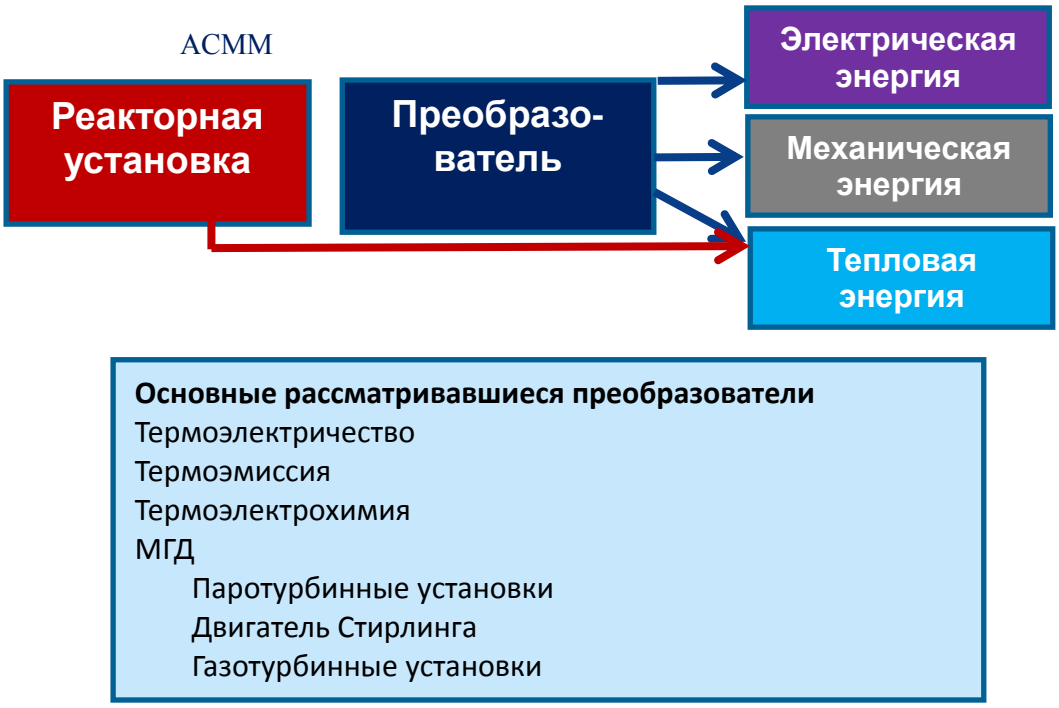


Рис. 1. Преобразователи АСММ

Можно отметить, что в истории развития АСММ вопросам совершенствования собственно РУ – материалам, технологии, конструкции элементов активных зон, реакторов, РУ в целом, методам их расчётно-экспериментального моделирования и т.д. – традиционно уделялось явно

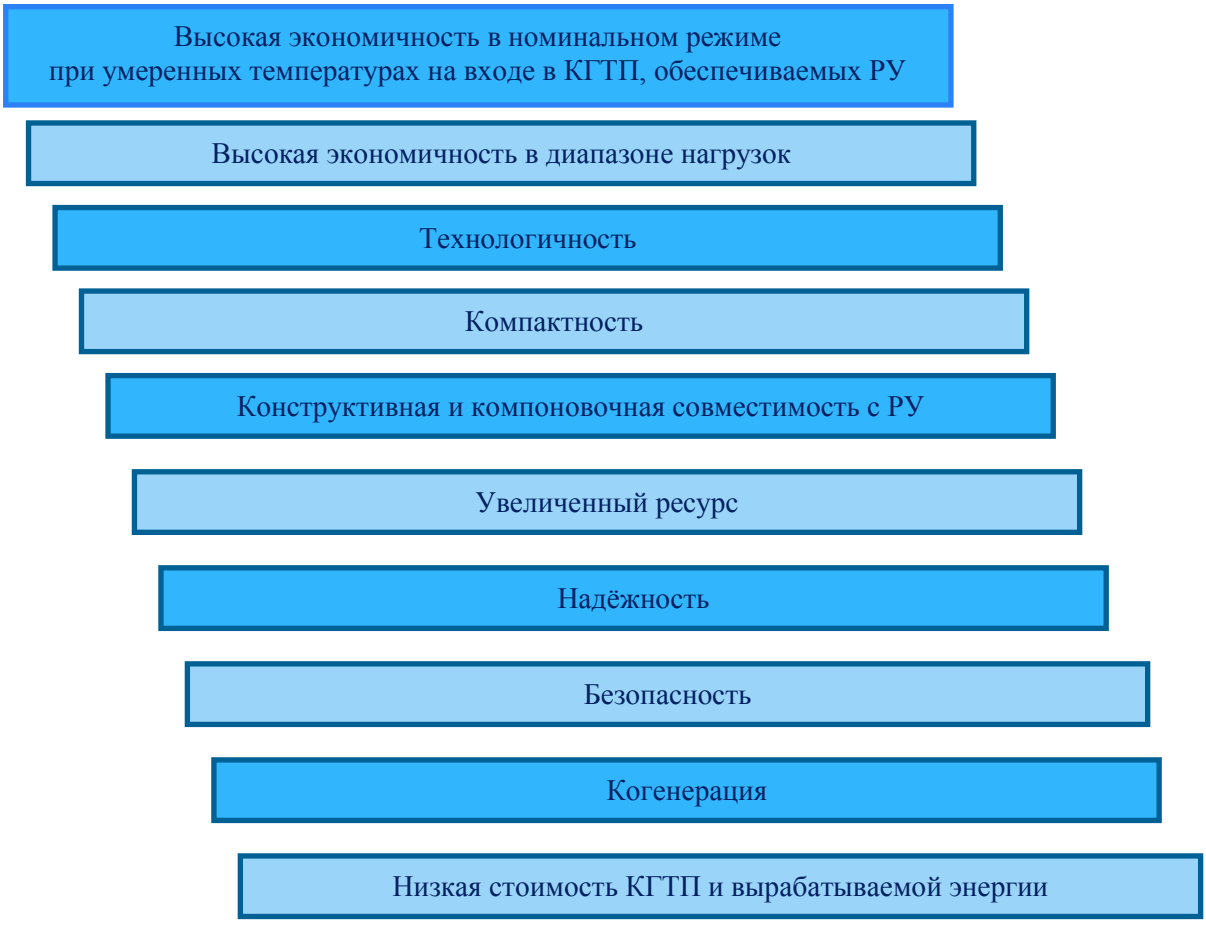
больше внимания в сравнении с преобразователями. Возможности последних и их влияние на характеристики АСММ исследованы несравненно меньше.

Вместе с тем это влияние значительно, оптимизация типа и параметров преобразователя являет собой значительный резерв дальнейшего развития АСММ в целом.

В большинстве проектов АСММ, по аналогии с теплоэнергетикой, в качестве преобразователя используются паротурбинные установки (ПТУ). При сравнительно невысоком по сравнению с теплоэнергетикой уровне максимальных температур на входе в преобразователь, который может обеспечить современные РУ, ПТУ по комплексу определяющих свойств оказывается явно более предпочтительной в сравнении с другими возможными преобразователями – прямым преобразованием, газотурбинными установками (ГТУ), двигателями Стирлинга и др. На заре развития атомной энергетики ГТУ как преобразователь после первых же проектов были исключены из дальнейшего широкого рассмотрения, уступив место ПТУ.

Однако, как показали исследования, проводившиеся в течение многих лет в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», в широкой области авиационных, энергетических и др. газотурбинных технологий нашлась относительно небольшая подобласть (на уровне единиц процентов), на основе которой возможна разработка высокоэффективных преобразователей АСММ, не уступающих, а в ряде отношений превосходящих, традиционные ПТУ-преобразователи. Речь идёт о направлении развития ГТУ, имеющем отечественное происхождение (в трудах российских учёных Г.И. Зотикова, В.В. Уварова и Б.Н. Мачнева в прошлом веке) и связанном с совершенствованием схемы ГТУ с точки зрения приближении её термодинамического цикла к циклу идеальной тепловой машины – циклу Карно (карнотизированные ГТУ – КГТУ). Но далеко не всякая КГТУ может быть использована в качестве преобразователя АСММ. Необходимы специальные модификации КГТУ – карнотизированные газотурбинные преобразователи (КГТП), отвечающие ряду требований, накладываемых РУ.

К числу основных требований к КГТП могут быть отнесены:



На рис. 2 показаны термодинамические циклы ГТУ. В том числе КГТП.

Экономичность КГТП характеризуется долей площади прямоугольника или параллелограмма, занятой площадью замкнутого контура цикла данного КГТП.

Основные приёмы карнотизации циклов ГТУ отражены на рис. 3.

Реализация КГТП связана с выбором схем соединения турбомашин и теплообменников преобразователя, которые могут быть весьма разнообразны в зависимости от числа промежуточных нагревов и охлаждений, числа соответствующих газоходов и их протяжённости. Выбор схемы КГТП является принципиальным моментом, не менее важным, чем выбор типа термодинамического цикла преобразователя. В АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» рассматривались различные схемы КГТП, в том числе (в последнее время) отличающиеся реализацией максимального числа промежуточных охлаждений и нагревов рабочего тела при минимальном числе и протяжённости газоходов. На рис. 5 и 6 показаны примеры соединений элементов КГТП для блочно-транспортабельных АС большой и малой мощности.

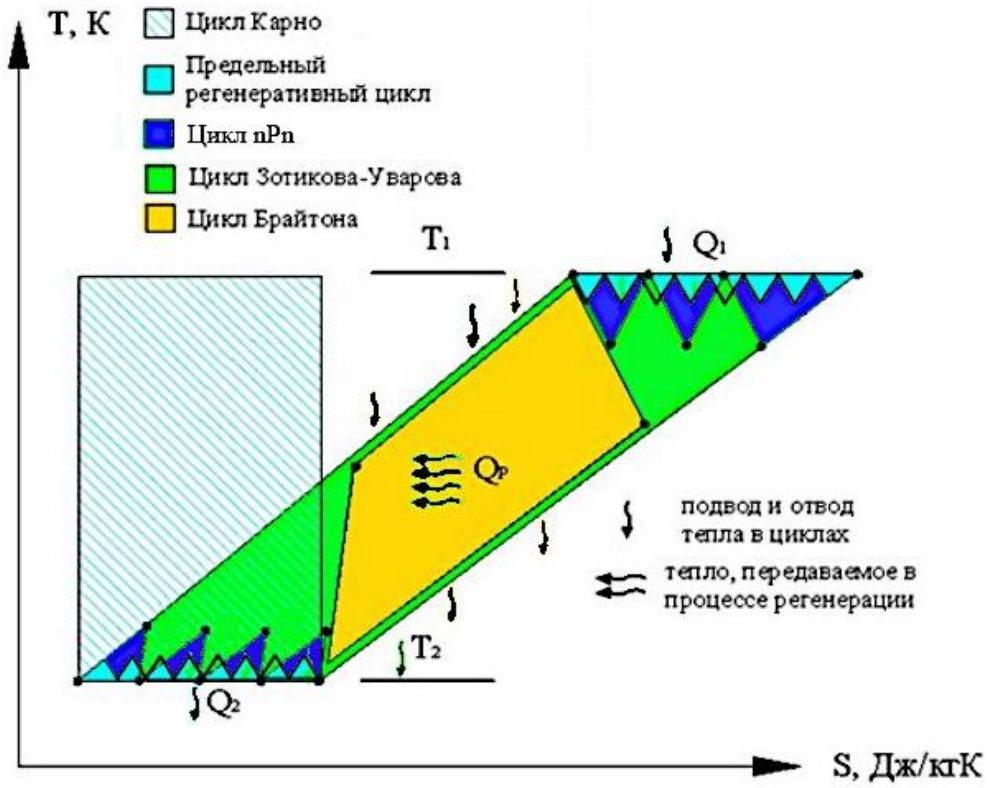


Рис. 2. Термодинамические циклы ГТУ и КГТП

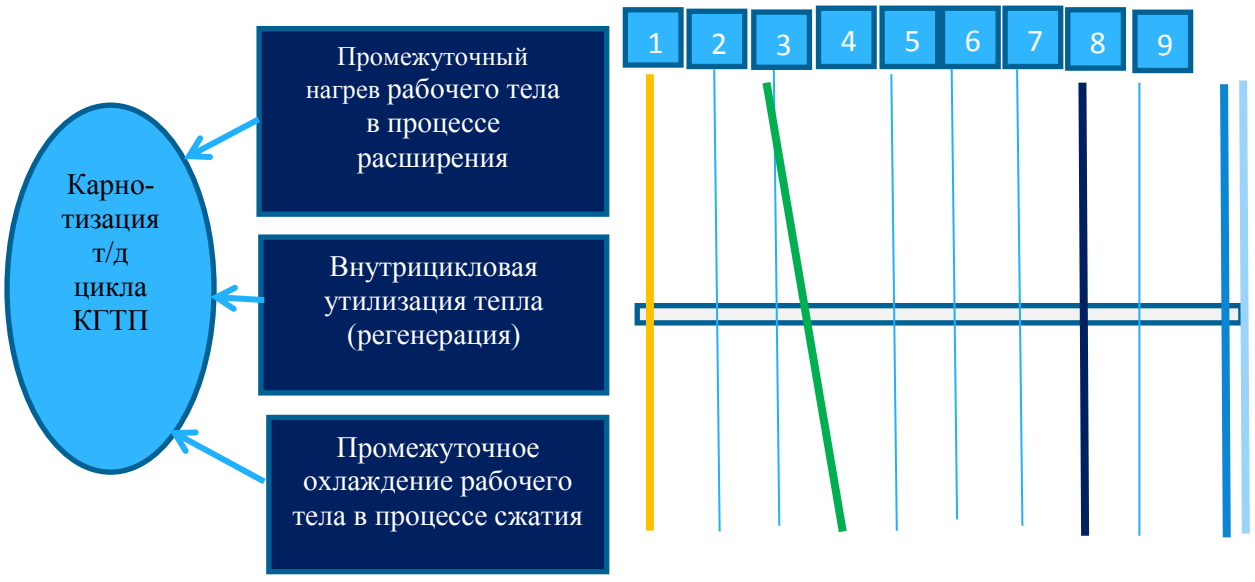


Рис. 3. Основные приёмы карнотизации циклов ГТУ

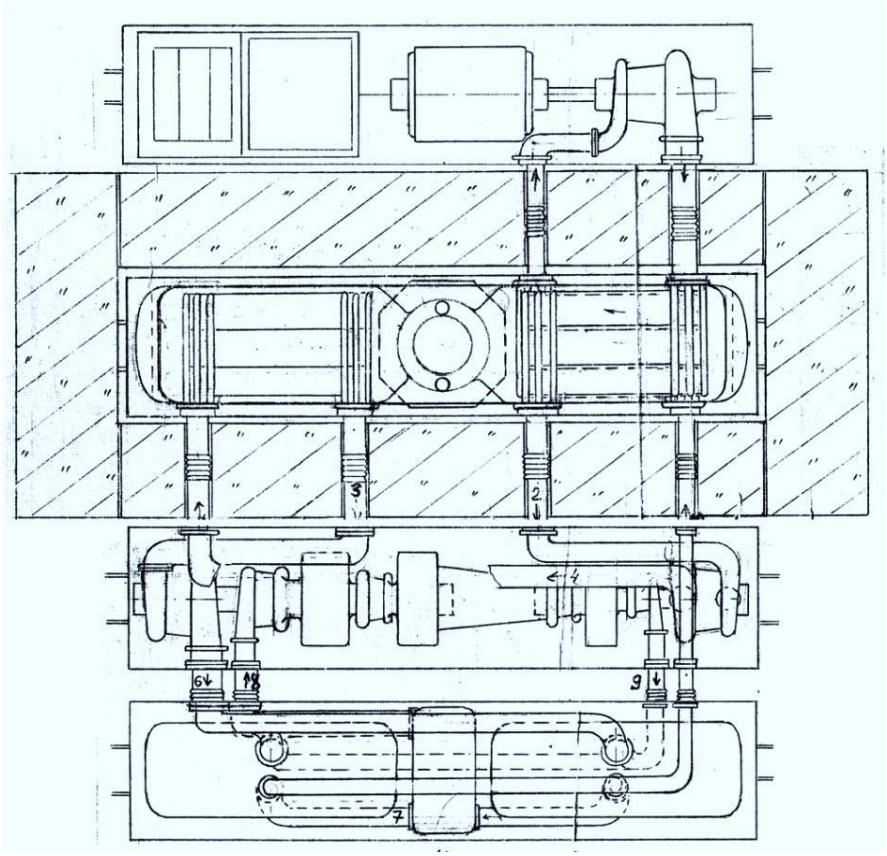


Рис. 4. Принципиальная схема соединения элементов блочно-транспортабельной АС большой мощности

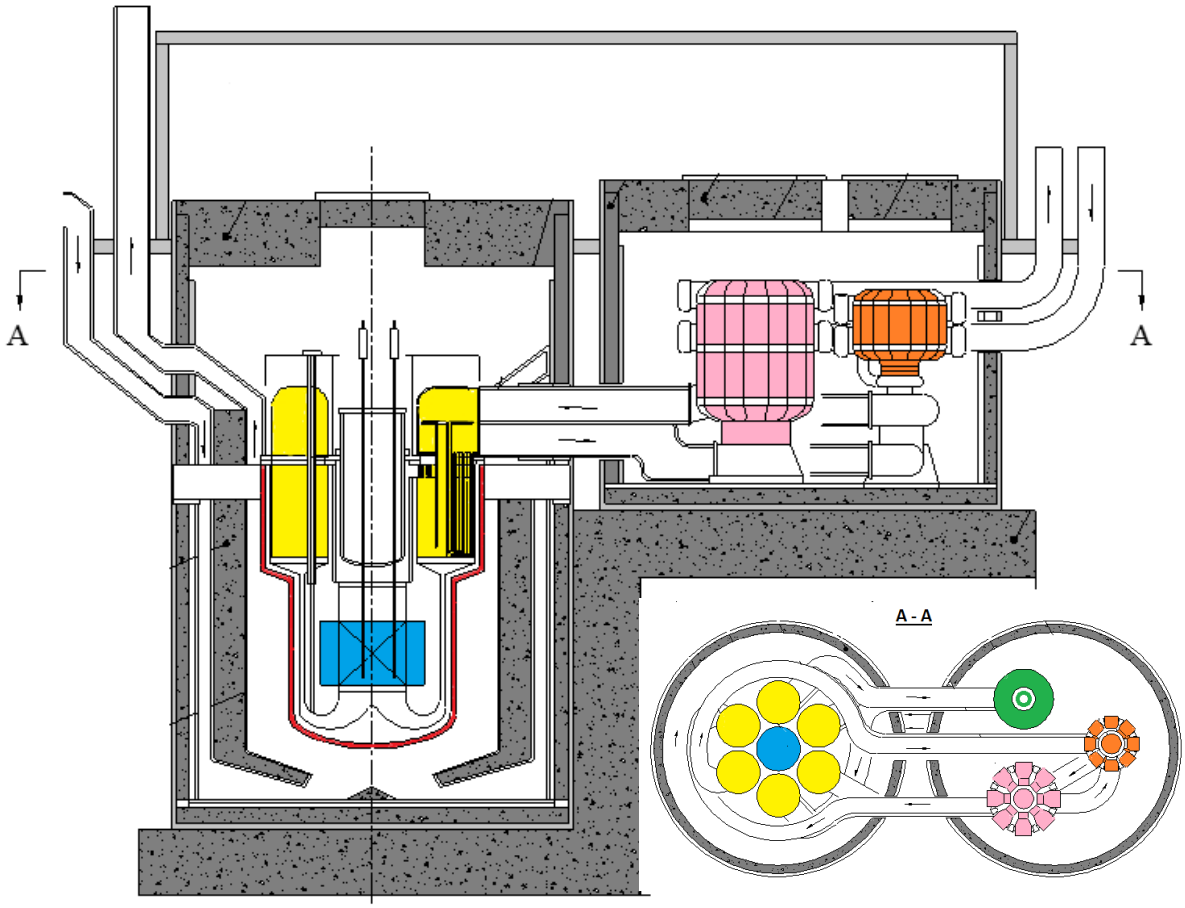
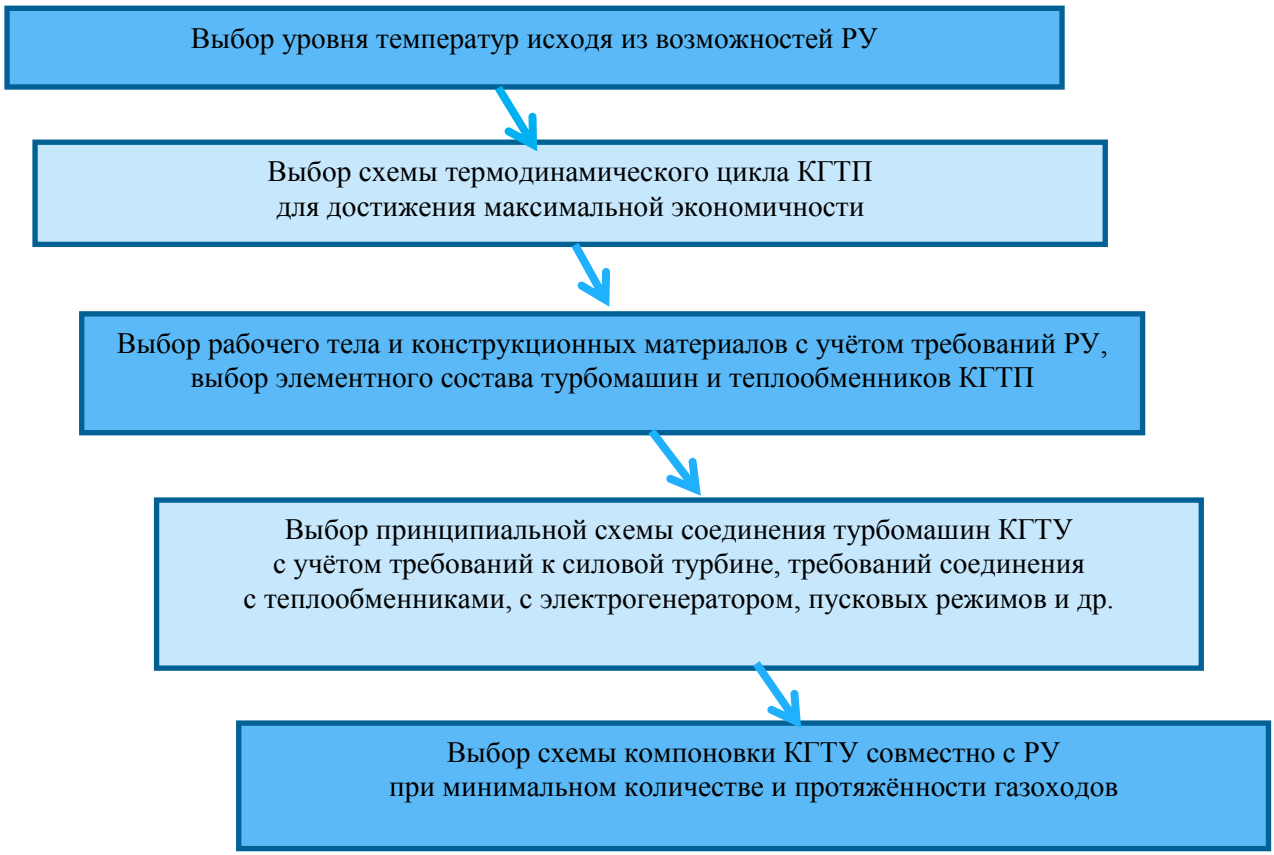
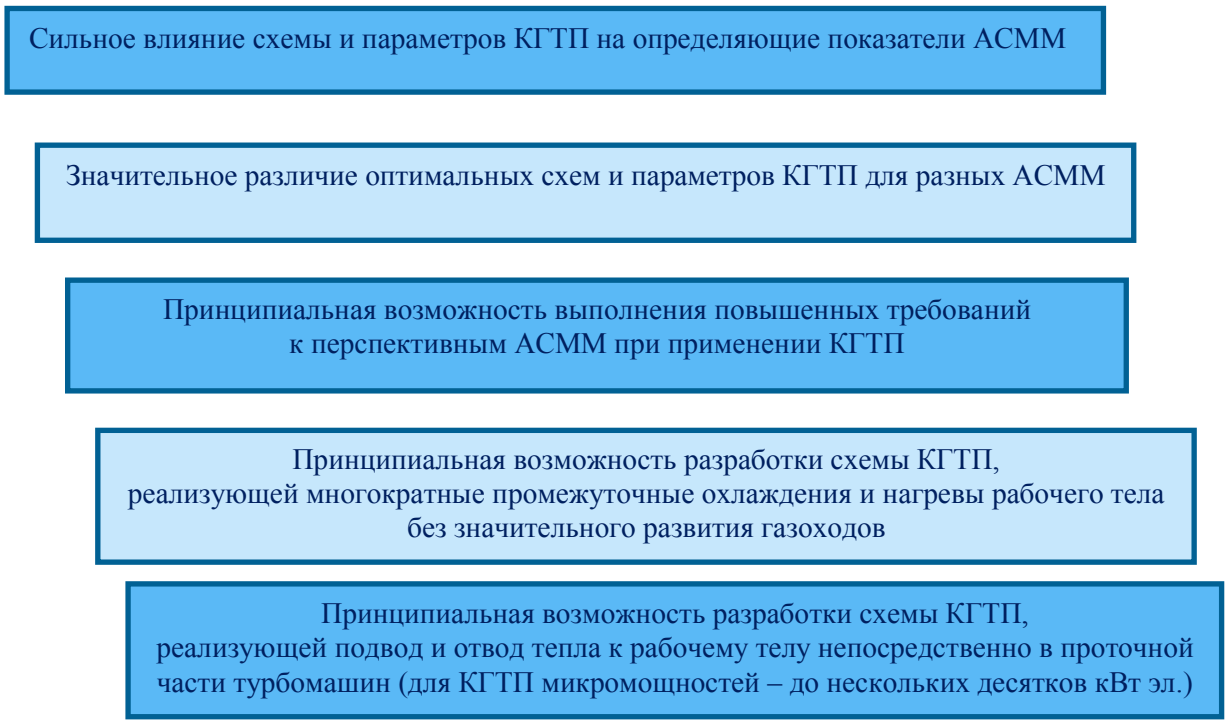


Рис. 5. Принципиальная схема соединения элементов блочно-транспортабельной АС малой мощности

Начальными этапами работы по КГТП АСММ являются:



В процессе поисковых проработок КГТП выявлены:



В предположении успешной разработки КГТП оценивались потенциальные преимущества АСММ, включающих КГТП в качестве преобразователя. Рассматривались станции в диапазоне мощностей от единиц кВт до нескольких десятков МВт. Во всех рассмотренных диапазонах АСММ с КГТУ обнаруживают преимущества по таким определяющим показателям, как

экономичность установки, уровень максимального давления в реакторном контуре, исключение работы на площадке станции со свежеотработавшим топливом и др. Особенно показательны возможности улучшения характеристик АСММ в сравнении с альтернативными предложениями для микро и мини диапазонов мощности – до нескольких сотен кВт.

Несмотря на отсутствие в настоящий момент выполненных проектов по новым АСММ, с учётом того, что все они используют технологии только известных реакторных направлений и газотурбостроения, реализация этих станций может быть начата непосредственно с этапа проектирования – эскизных проектов, в процессе которых должны быть выполнены сопутствующие проект расчётно-экспериментальные НИР в подтверждение ожидаемых характеристик АСММ.

Вместе с тем, учитывая:

– значительный ожидаемый эффект от внедрения КГТП в проекты новых АСММ и, в то же время, имеющее место определённое недоверие к результатам расчётно-теоретических исследований, выполненных в области КГТП;

– наличие большого числа альтернативных предложений по АСММ;

работу по внедрению КГТП целесообразно начать с расчётно-экспериментального подтверждения на референтных моделях малой мощности ожидаемых характеристик КГТП с переходом в дальнейшем в случае успешного подтверждения к стадиям проектирования АСММ с КГТП.

К числу основных задач отработки КГТП АСММ могут быть отнесены:

расчётно-экспериментальное подтверждение на референтных моделях высокой экономичности КГТП при сравнительно низких температурах РУ

расчётно-экспериментальное подтверждение теплогидравлических и теплофизических параметров, надёжности, безопасности и др. характеристик конкретных вариантов КГТП

расчётно-конструкторское подтверждение различной совместимости КГТП с РУ (по параметрам, средам, технологиям и др.) для АСММ конкретных мощностей и назначений

расчётное подтверждение приемлемой стоимости конкретных вариантов КГТП и вырабатываемой энергии