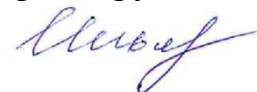


ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ БЮДЖЕТНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ
ИНСТИТУТ ПРОБЛЕМ БЕЗОПАСНОГО РАЗВИТИЯ АТОМНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ
РОССИЙСКОЙ АКАДЕМИИ НАУК
(ИБРАЭ РАН)

На правах рукописи



ИЛЬЯСОВА ОЛЬГА ХИСАМОВНА

**РАЗВИТИЕ МОДЕЛЕЙ И ВАЛИДАЦИЯ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКОГО
ПРОГРАММНОГО КОМПЛЕКСА HYDRA-IBRAE/LM ДЛЯ РЕАКТОРНЫХ
УСТАНОВОК С ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИМИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯМИ**

Специальность 2.4.9 – «Ядерные энергетические установки, топливный
цикл, радиационная безопасность»

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук
Мосунова Настасья Александровна

Москва – 2026

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	5
1 ПОСТАНОВКА ЦЕЛИ И ЗАДАЧ ИССЛЕДОВАНИЯ, ОБЗОР ТЕКУЩЕГО СОСТОЯНИЯ ВОПРОСА.....	15
1.1 Обзор существующих подходов к моделированию теплогидравлических процессов	15
1.2 Подходы к моделированию установок с жидкометаллическими теплоносителями	16
1.3 Система уравнений, основные приближения и общая информация о коде HYDRA-IBRAE/LM	19
1.4 Выводы к главе 1	23
2 РАЗВИТИЕ И ВАЛИДАЦИЯ МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ДИСПЕРСНО-КОЛЬЦЕВОГО РЕЖИМА ТЕЧЕНИЯ ВОДЯНОГО ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ В КОДЕ HYDRA-IBRAE/LM	24
2.1 Усовершенствование модели расчета коэффициента межфазного трения в дисперсно-кольцевом режиме течения для водяного теплоносителя.....	24
2.1.1 Описание модели	24
2.2 Основные уравнения и допущения трехжидкостной модели.....	29
2.2.1 Трение и теплообмен со стенкой.....	32
2.2.2 Скорость уноса и осаждения капель.....	34
2.2.3 Межфазный теплообмен и трение между пленкой и газовой фазой	35
2.2.4 Межфазный теплообмен и трение между каплями и газовой фазой	36
2.3 Валидация трехжидкостной модели.....	37

2.4	Выводы к главе 2	43
3	РЕАЛИЗАЦИЯ И ВАЛИДАЦИЯ МОДЕЛИ ТЕЧЕНИЯ И ТЕПЛООБМЕНА ПАРОВОДЯНОЙ СМЕСИ СО СВИНЦОВЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ	44
3.1	Описание модели динамики пароводяной смеси в свинце	44
3.2	Моделирование по коду HYDRA-IBRAE/LM экспериментов ИТ СО РАН по впрыску пароводяной смеси в свинец	46
3.3	Выводы к главе 3	51
4	РАЗРАБОТКА И ВАЛИДАЦИЯ СООТНОШЕНИЯ ДЛЯ ОПИСАНИЯ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ПОТЕРЬ НА ТРЕНИЕ В ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300	52
4.1	Описание модели кода для расчета гидравлических потерь на дистанционирующих решетках ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300.....	52
4.2	Верификация и валидация соотношения для описания гидравлических потерь на трение в ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300	53
4.2.1	Верификация на экспериментах по проливке ТВС свинцовым теплоносителем, проведенных на установке ЭУСТ (Россия)	53
4.2.2	Моделирование экспериментов по исследованию теплообмена при течении эвтектики NaK (Россия).....	57
4.2.3	Моделирование экспериментов по исследованию теплообмена при течении свинцового теплоносителя (Россия)	61
4.3	Выводы к главе 4	66
5	ВАЛИДАЦИЯ КОДА HYDRA-IBRAE/LM НА МАЛОМАСШТАБНЫХ ИНТЕГРАЛЬНЫХ СТЕНДАХ С ТЯЖЕЛЫМ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ.....	67

5.1	Валидация кода HYDRA-IBRAE/LM на экспериментах с вынужденной циркуляцией тяжелого жидкометаллического теплоносителя.....	68
5.1.1	Моделирование экспериментов на установке HELIOS (Южная Корея) по исследованию гидравлических потерь при наличии локальных сопротивлений.....	68
5.1.2	Моделирование экспериментов по циркуляции за счет эффекта газлифта на установке CIRCE (Италия).....	82
5.2	Валидация кода HYDRA-IBRAE/LM на экспериментах по исследованию естественной циркуляции теплоносителя.....	85
5.2.1	Моделирование экспериментов, проведенных на установке HELIOS (Южная Корея).....	85
5.2.2	Моделирование экспериментов по исследованию естественной циркуляции теплоносителя, проведенных на установке TALL (Швеция).....	91
5.2.3	Моделирование экспериментов по исследованию естественной циркуляции теплоносителя, проведенных на установке TALL-3D (Швеция).....	95
5.3	Выводы к главе 5	106
	ЗАКЛЮЧЕНИЕ	108
	СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ	110
	СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	113

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования и степень ее разработанности

Согласно Энергетической стратегии России на период до 2035 г. [1] ведется работа по проектированию и созданию инновационных атомных электростанций с реакторными установками (РУ) с жидкометаллическими теплоносителями, работающими в замкнутом ядерном топливном цикле, в числе которых РУ БРЕСТ-ОД-300 со свинцовым теплоносителем и РУ БН-1200М с натриевым теплоносителем, которые позволят развивать атомную энергетику, снять ограничение на топливные ресурсы за счет воспроизводства топлива и реализовать принципы естественной безопасности [2, 3, 4]. В настоящее время реализуется Государственная программа Российской Федерации «Развитие атомного энергопромышленного комплекса», целями которой являются поддержание устойчивого развития атомной энергетики, безопасная эксплуатация объектов атомной отрасли, обеспечивающих лидирующие позиции России на мировом рынке. В работах этой государственной программы ИБРАЭ РАН принимает активное участие, создавая совместно с организациями Госкорпорации «Росатом» набор программных комплексов (далее – кодов) нового поколения для разработки и обоснования безопасности ядерных реакторов на быстрых нейтронах с жидкометаллическим теплоносителем, проектирования АЭС, создания технологий и объектов ядерного топливного цикла. Работы проводятся в рамках проектного направления «Прорыв» [5].

При разработке проектов любых реакторных установок высочайший приоритет имеет безопасность, нормы которой устанавливаются на федеральном [6] и международном уровне [7]. Для расчетного обоснования безопасности используются верифицированные, валидированные и аттестованные программы для ЭВМ (далее также – программные комплексы или коды), которые являются незаменимым, а в некоторых случаях и единственным, инструментом при анализе безопасности. Для обеспечения проектного направления «Прорыв» подобными программными комплексами был инициирован проект «Коды нового поколения».

Кроме того, что любая применяемая для обоснования безопасности АЭС программа для ЭВМ должна быть аттестована, к кодам нового поколения предъявляются повышенные требования: они должны быть основаны на современных физических моделях и технологиях программирования и использовать эффективные вычислительные методы, допускать возможность независимого от разработчиков использования, для чего необходимо наличие полной и достаточной для освоения кода документации, и как минимум не уступать, а в перспективе превосходить отечественные и зарубежные аналоги, как по функциональному наполнению, так и по пользовательским качествам.

На данный момент в России и за рубежом уже существует ряд теплогидравлических программных комплексов, позволяющих проводить расчеты реакторных установок с жидкометаллическими теплоносителями, однако большинство из них не являются универсальными по типу теплоносителя и не имеют аттестационного паспорта. Кроме того, из-за отсутствия доступа к зарубежным кодам невозможна их доработка и адаптация применительно к российским установкам.

В связи с этим в число разрабатываемых кодов нового поколения включен каналный (системный) расчетный код HYDRA-IBRAE/LM [8, 9], предназначенный для моделирования теплогидравлических процессов в реакторных установках с натриевым и свинцовым теплоносителем в режимах нормальной эксплуатации и нарушений нормальной эксплуатации, в том числе и при авариях. Разработка расчетного кода HYDRA-IBRAE/LM была начата в 2011 г. Все прошедшие годы расчетный программный комплекс развивался вместе с объектами, для моделирования которых он предназначен. Для расширения перечня моделируемых режимов и повышения реалистичности результатов расчетных исследований необходимы развитие моделей, тестирование, верификация и валидация расчетного кода. Последняя позволяет получить достоверную численную оценку того, насколько новые подходы повысили качество и сократили погрешность расчета отдельных параметров.

Расчетный программный комплекс позволяет моделировать процессы, протекающие не только в натриевых и свинцовых контурах, но и в водяном (парогенератор), и в воздушном (теплообменник). При этом описываются как однофазные, так и двухфазные режимы течения и теплообмена. Особое внимание уделяется моделированию дисперсно-кольцевого режима течения теплоносителя, который характеризуется тем, что жидкая фаза распадается на две составляющие: капли и пленку. В этом режиме возможно пересыхание жидкой пленки, которое может привести к кризису теплоотдачи второго рода, однако физически корректное описание данного процесса в рамках двухжидкостного подхода, который используется в коде HYDRA-IBRAE/LM, сопряжено с рядом проблем. Еще одним важным для моделирования процессом в РУ БРЕСТ-ОД-300 является возможное нарушение герметичности трубок парогенератора, при котором пароводяная смесь попадает в жидкий свинец. Для правильного расчета данного процесса требуется специальная модель, которая учитывает динамику пароводяной смеси в свинце. Помимо моделирования процессов, протекающих в парогенераторе, ключевое значение имеет правильное определение характеристик первого контура – в частности, гидравлических потерь в ТВС.

Настоящая диссертационная работа посвящена вопросам развития моделей кода HYDRA-IBRAE/LM, их верификации и валидации применительно к жидкометаллическому и водяному теплоносителям. Был выполнен анализ исследуемых процессов, усовершенствованы и реализованы модели, позволяющие повысить точность расчетов отдельных параметров, проведены верификационные и валидационные расчеты, обобщены полученные результаты. Для всех приведенных в работе расчетов проводился анализ неопределенностей и чувствительности, позволяющий учесть влияние параметров на результаты расчетов для дальнейшего использования данной информации при построении и усовершенствовании моделей кода, а также при расчетных обоснованиях безопасности реакторных установок с натриевым и свинцовым теплоносителями.

Работа соответствует паспорту специальности 2.4.9 – «Ядерные энергетические установки, топливный цикл, радиационная безопасность»:

выполнены моделирование гидравлических процессов, создание программного комплекса, обеспечивающего достоверное расчетное обоснование объектов ядерной техники и их безопасное функционирование при эксплуатации.

Цели и задачи исследования

Целью данной работы является развитие моделей кода HYDRA-IBRAE/LM для повышения точности моделирования отдельных параметров при расчетном обосновании безопасности реакторных установок типа БРЕСТ-ОД-300 и БН-1200М, а также валидация кода HYDRA-IBRAE/LM на экспериментальных данных с целью определения значений погрешностей расчета отдельных параметров.

Основные задачи:

- Развитие, реализация и валидация моделей для дисперсно-кольцевого режима течения водяного теплоносителя: усовершенствованной модели расчета коэффициента межфазного трения для двухжидкостного подхода и трехжидкостной модели.
- Реализация и валидация модели течения и теплообмена пароводяной смеси со свинцовым теплоносителем.
- Разработка, реализация и валидация соотношения для описания гидравлических потерь на трение в тепловыделяющей сборке (ТВС) РУ БРЕСТ-ОД-300.
- Валидация кода на экспериментальных данных, полученных на маломасштабных интегральных стендах с тяжелым жидкометаллическим теплоносителем.

Первая задача нацелена на повышение точности расчета процессов теплообмена в трубках парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300 и БН-1200М, вторая – на повышение точности расчета процессов, которые могут протекать при разрыве теплообменных трубок парогенератора в РУ БРЕСТ-ОД-300, третья – на обеспечение возможности автоматического расчета по коду HYDRA-IBRAE/LM

потерь на трение в ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300 (без задания пользователем значения местного сопротивления, соответствующего ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300), четвертая – на определение погрешностей при использовании кода HYDRA-IBRAE/LM при обосновании безопасности РУ БРЕСТ-ОД-300.

При этом полученные по первой задаче результаты могут быть развиты также и для описания процессов в парогенераторе РУ с водяным теплоносителем.

Научная новизна

Впервые:

1. Для российского кода HYDRA-IBRAE/LM адаптирована и реализована трехжидкостная модель дисперсно-кольцевого потока водяного теплоносителя;
2. Выполнено усовершенствование модели расчета коэффициента межфазного трения для дисперсно-кольцевого режима течения в случае двухжидкостной модели;
3. В отечественном теплогидравлическом коде HYDRA-IBRAE/LM реализована модель течения и теплообмена пароводяной смеси в свинце;
4. Получено соотношение для описания гидравлических потерь на трение для ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300;
5. На современном методическом уровне определены значения погрешностей расчёта параметров, являющихся определяющими для оценки безопасности РУ БРЕСТ-ОД-300: температуры свинца при попадании пароводяной смеси в свинцовый теплоноситель; доли капель и пленки при течении водяного теплоносителя; гидравлических потерь на участках полномасштабного макета ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300; температуры свинца при течении в ТВС; массового расхода при естественной циркуляции тяжелого жидкометаллического теплоносителя.

Теоретическая и практическая значимость результатов исследования

Полученные результаты валидации кода HYDRA-IBRAE/LM позволили получить аттестационный паспорт программы для ЭВМ регистрационный № 577

от 15 июня 2023 г., в котором в область применения программы включена РУ БРЕСТ-ОД-300 [10].

Благодаря реализованным и доработанным моделям удалось получить следующие результаты:

- адаптированная и реализованная в коде HYDRA-IBRAE/LM трехжидкостная модель позволяет моделировать реальную структуру течения и динамику дисперсной фазы, а также снизить степень эмпиризма при описании дисперсно-кольцевого режима течения;
- модернизированная зависимость для расчета межфазного трения в дисперсно-кольцевом режиме для двухжидкостной модели позволяет повысить устойчивость расчета и сделать его более реалистичным, что важно для расчета точки начала кризиса кипения;
- реализованная в коде HYDRA-IBRAE/LM модель течения пароводяной смеси позволяет проводить реалистичные расчеты процессов, возникающих при разрыве трубок парогенератора;
- разработанное и реализованное в коде HYDRA-IBRAE/LM соотношение для определения гидравлических потерь на трение в ТВС позволяет проводить расчеты а.з. РУ БРЕСТ-ОД-300;
- доработанная версия кода HYDRA-IBRAE/LM и оцененные погрешности расчета отдельных параметров использовались АО «НИКИЭТ» для расчетных обоснований безопасности РУ БРЕСТ-ОД-300, результаты которых вошли в предварительный отчет по обоснованию безопасности опытно-демонстрационного энергоблока с реактором на быстрых нейтронах со свинцовым теплоносителем (БРЕСТ-ОД-300).

Так как код HYDRA-IBRAE/LM используется в качестве теплогидравлического модуля интегральных расчетных кодов ЕВКЛИД/V1 [11, 12] и ЕВКЛИД/V2 [13, 14], то реализованные модели и обоснованные погрешности распространяются также и на эти коды.

Методология и методы исследования

Методология диссертационного исследования основывается на математическом моделировании процессов, протекающих в контурах РУ с жидкометаллическими теплоносителями. В диссертационном исследовании применялись следующие методы:

- описание процессов, протекающих на изучаемом объекте, в виде системы уравнений;
- обзор и анализ современного состояния разработки теплогидравлических кодов применительно к моделированию установок с жидкометаллическими теплоносителями;
- разработка алгоритмов и методов решения систем уравнений;
- программная реализация моделей в виде компьютерного кода;
- тестирование кода с использованием аналитических тестов;
- обобщение и анализ экспериментальных данных, проведение валидационных расчётов;
- проведение многовариантных расчётов и статистический анализ результатов расчётов, оценка погрешностей расчётов отдельных параметров.

Положения, выносимые на защиту

Усовершенствованная модель расчета коэффициента межфазного трения для дисперсно-кольцевого режима течения водяного теплоносителя, реализованная в коде HYDRA-IBRAE/LM, позволяющая учитывать трение между газом и каплями.

Адаптированная и реализованная в коде HYDRA-IBRAE/LM трехжидкостная модель дисперсно-кольцевого потока водяного теплоносителя, которая позволяет по отдельности учитывать динамику капель и пленки при течении.

Полученное и реализованное в коде HYDRA-IBRAE/LM соотношение, позволяющее проводить расчет гидравлических потерь на трение в ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300.

Реализованная в коде HYDRA-IBRAE/LM модель динамики пароводяной смеси в свинце, которая позволяет проводить реалистичный расчет разрыва трубок парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300.

Результаты валидации кода HYDRA-IBRAE/LM на маломасштабных интегральных стендах с тяжелым жидкометаллическим теплоносителем.

Погрешности расчета по коду HYDRA-IBRAE/LM следующих параметров: температуры свинца при попадании пароводяной смеси в свинцовый теплоноситель; доли капель и пленки при течении водяного теплоносителя; гидравлических потерь на участках полномасштабного макета ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300; температуры свинца при течении в ТВС; массового расхода при естественной циркуляции тяжелого жидкометаллического теплоносителя.

Степень достоверности и апробация результатов

Достоверность и обоснованность результатов работы подтверждается сравнением результатов расчетов с экспериментальными данными. Достоверность и теоретическая значимость совершенствования расчетных методов, полученных результатов валидации подтверждается положительными итогами независимой экспертизы, выполненной при аттестации кода HYDRA-IBRAE/LM в Ростехнадзоре, завершившейся выдачей аттестационного паспорта кода [10] (регистрационный № 577 от 15 июня 2023 г.).

Личный вклад автора

Постановка задач исследования, анализ литературы и обобщение научных работ и результатов исследований других авторов.

Развитие, реализация и валидация в коде HYDRA-IBRAE/LM трехжидкостной модели дисперсно-кольцевого потока водяного теплоносителя.

Усовершенствование и валидация модели расчета коэффициента межфазного трения для дисперсно-кольцевого режима течения водяного теплоносителя.

Получение, реализация и валидация в коде HYDRA-IBRAE/LM соотношения для описания гидравлических потерь на трение для ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300.

Реализация в коде HYDRA-IBRAE/LM и валидация модели динамики пароводяной смеси в свинце.

Проведение расчетов по коду HYDRA-IBRAE/LM экспериментов на маломасштабных интегральных стендах с тяжелым жидкометаллическим теплоносителем.

Анализ неопределенностей и чувствительности, а также проведение многовариантных расчетов для всех указанных выше экспериментов.

Апробация результатов работы

Результаты диссертации докладывались и обсуждались на следующих российских и международных конференциях:

- XVII Школа молодых ученых ИБРАЭ РАН «Безопасность и риски в энергетике», г. Москва, 21–22 апреля 2016 г.;
- XIX Школа молодых ученых ИБРАЭ РАН «Безопасность и риски в энергетике», г. Москва, 22–23 ноября 2018 г.;
- XX Школа молодых ученых ИБРАЭ РАН «Безопасность и риски в энергетике», г. Москва, 12–13 сентября 2019 г.;
- V Международная научно-техническая конференция «Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики» (МНТК НИКИЭТ – 2018), г. Москва, 2–5 октября 2018 г.
- Всероссийская конференция «XXXIX Сибирский теплофизический семинар», г. Новосибирск, 28 – 31 августа 2023 г.

Публикации по теме работы

1. Alipchenkov V.M., Grudtsyn Ya.V., **Пыасова О.Н.**, Mosunova N.A. Simulation of the processes occurring during steam generator tube rupture in the lead cooled reactor unit using HYDRA-IBRAE/LM code // Progress in Nuclear Energy. – 2022. – Т. 149. – 104278.

Вклад автора: реализация в коде и валидация модели динамики пароводяной смеси в свинце.

2. **Пыасова О.Н.**, Alipchenkov V.M., Mosunova N.A., Grudtsyn Ya.V. Simulation of natural circulation experiments for heavy liquid metal coolant using HYDRA-IBRAE/LM code // Progress in Nuclear Energy. – 2024. – Т. 173. – 105233.

Вклад автора: валидация кода на экспериментах по естественной циркуляции теплоносителя на маломасштабных интегральных стендах.

3. Grudtsyn Y.V., Alipchenkov V.M., Mosunova N.A., **Пыасова О.Н.**, Morkin M.S. Simulation of the gas-lift effect for lead and lead-bismuth coolants in HYDRA-IBRAE/LM thermohydraulic code // Progress in Nuclear Energy. – 2024. – Т. 173. – 105275.

Вклад автора: валидация кода на экспериментах по исследованию газлифта.

1 Постановка цели и задач исследования, обзор текущего состояния вопроса

1.1 Обзор существующих подходов к моделированию теплогидравлических процессов

Расчетные коды являются незаменимым инструментом при обосновании безопасности реакторных установок в силу высокой стоимости, а зачастую и невозможности, проведения экспериментов.

Теплогидравлические коды можно условно разделить на три группы: системные, ячейковые и CFD коды. Системные теплогидравлические расчетные коды имеют в своей основе систему уравнений сохранения массы, энергии и количества движения. Базовая расчетная область разбивается на ячейки по длине, в каждой из которых решаются уравнения сохранения. Структура двухфазной среды в этих моделях определяется выбранной картой режимов, а входящие в систему уравнений сохранения источниковые члены, описывающие межфазный перенос и взаимодействие со стенкой, задаются замыкающими соотношениями, которые могут быть получены аналитически или эмпирически. Данный подход, применяемый для моделирования теплогидравлических процессов, имеет ряд достоинств: высокая скорость расчета, точное определение интегральных характеристик течения, возможность моделирования всего теплогидравлического контура РУ, включая системы безопасности и взаимовлияние различных процессов. С помощью системного кода можно проводить моделирование и каналов активной зоны, и парогенератора. Благодаря относительной простоте и высокой скорости расчетов системные коды получили широкое распространение. Однако такой подход имеет и недостатки: высокую долю эмпиризма, ограниченный диапазон применимости корреляций, осреднение параметров потока по сечению – эти особенности системных кодов могут приводить к снижению точности расчетов.

Ячейковые коды, как правило, используются для моделирования процессов, протекающих в тепловыделяющей сборке. К уравнениям сохранения, решаемым в

ячейках канала, добавляются слагаемые для учета поперечного обмена между параллельными ячейками. Ячейковый подход позволяет более детально (по сравнению с одномерным) моделировать процессы с учетом поперечного обмена и может представляться некоторым компромиссом между системными и CFD кодами.

CFD коды позволяют проводить детальные расчеты с получением локальных параметров потока с учетом эффектов многомерности, причем моделирование осуществляется с существенно меньшим количеством замыкающих соотношений. Использование CFD кодов позволяет учесть различные особенности течения и теплообмена: эффекты турбулентности, пульсации и т.д. Наряду с плюсами CFD подход имеет и ряд минусов, главным из которых является значительное время счета. Учитывая указанные особенности, все чаще проводятся связанные расчеты: с помощью CFD кода моделируется только часть установки, в которой наблюдается сложный для моделирования системным кодом процесс, а оставшаяся часть установки рассчитывается с помощью системного кода. Данный подход позволяет, с одной стороны, использовать преимущества трехмерного моделирования по детальному расчету физических процессов в сложных геометриях, а с другой – экономить время и вычислительные ресурсы, используя для моделирования остального контура более простой и быстрый системный теплогидравлический код.

1.2 Подходы к моделированию установок с жидкометаллическими теплоносителями

Системные теплогидравлические коды разрабатываются и используются в различных отраслях уже более 50 лет [15 – 17]. Ввиду того, что среди работающих на данный момент реакторов на АЭС преобладают водоохлаждаемые, наибольшее распространение в мире среди теплогидравлических кодов получили программы для водяного теплоносителя (например, семейство кодов RELAP [18], ATHLET [19 – 20], CATHARE [21], TRAC [22] и др.). Активное развитие в разных странах в течение последних лет

технологии реакторов с жидкометаллическим теплоносителем [23 – 25], включая российские проекты БРЕСТ-ОД-300 [26] и БН-1200М [27], формирует тенденцию к доработке кодов, изначально созданных для моделирования процессов в водяном теплоносителе, применительно к моделированию натриевого, свинцового и свинцово-висмутового теплоносителей [28 – 34].

Расчетный код HYDRA-IBRAE/LM [8, 9, 35 – 37] является системным кодом и предназначен для моделирования теплогидравлических процессов, протекающих в контурах и теплообменном оборудовании реакторных установок на быстрых нейтронах с жидкометаллическими теплоносителями (натриевым, свинцовым, свинцово-висмутовым). Разработка кода ведется в ИБРАЭ РАН с 2011 г. Обозначение «LM» (сокращение от «liquid metal») в названии кода обозначает, что код может использоваться для моделирования различных жидкометаллических теплоносителей, при этом код также позволяет проводить расчеты процессов, протекающих в водяных контурах реакторных установок с жидкометаллическими теплоносителями и воздушных теплообменниках.

Самым известным и широко используемым зарубежным аналогом кода HYDRA-IBRAE/LM является RELAP5-3D [38 – 41], который был разработан в Национальной лаборатории Айдахо (США). Разработка и валидация кода идут с 70-х годов прошлого века. Изначально код был создан для моделирования легководных реакторов, однако на данный момент с его помощью можно проводить расчеты установок с жидкометаллическими, жидкосолевыми и газовыми теплоносителями. Кроме того, в настоящее время код активно используется для моделирования различных европейских бенчмарков [42].

Также следует отметить еще несколько зарубежных аналогов кода HYDRA-IBRAE/LM: CATHARE [43 – 44] (EDF, AREVA-NP, IRSN, CEA, Франция), ATHLET [45] (GRS, Германия), TRAC [46 – 48] (Лос-Аламосская национальная лаборатория, Национальная лаборатория Айдахо, США), SPECTRA [49 – 50] (NRG, Нидерланды). Практически все перечисленные расчетные коды изначально предназначались для моделирования водяных контуров, далее они были

доработаны применительно к расчету реакторных установок с жидкометаллическими теплоносителями. В последнее время добавляются новые теплоносители и модели, расширяется валидационная база [50].

Практически все перечисленные ранее коды разрабатываются уже несколько десятилетий. Однако следует упомянуть также несколько кодов, процесс разработки которых несколько отличается от упомянутых ранее. Например, китайский код ACENA [51] изначально был создан для моделирования реакторных установок с тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями. Код GAMMA+ [52], разработанный в Корейском исследовательском институте по атомной энергии, первая версия которого использовалась для моделирования высокотемпературного реактора, а вторая имеет существенно более широкий диапазон применения: жидкометаллические и жидкосолевые реакторы. Еще одним аналогом является код LOCUST [53], разработка которого была начата в 2011 г. Данный код используется для моделирования аварий с потерей теплоносителя для реактора высокого давления HPR-1000 (Китай). Помимо одномерных моделей, стандартных для системных теплогидравлических кодов, LOCUST содержит возможность упрощенного расчета с использованием гомогенного приближения.

В России также успешно развивается направление разработки системных теплогидравлических кодов. Одним из аналогов кода HYDRA-IBRAE/LM является расчетный код КОРСАР/ЖМТ [54 – 56], который разрабатывается во ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова». Код КОРСАР/ЖМТ, позволяющий моделировать течение тяжелого жидкометаллического теплоносителя (СВЭ), базируется на более ранних версиях КОРСАР/В1.1 с водяным теплоносителем и последующей версии КОРСАР/В3, которая учитывает наличие неконденсируемых газов. Следует отметить, что код HYDRA-IBRAE/LM в части моделирования водяного теплоносителя во многом базируется на подходе, который был предложен авторами кода КОРСАР/В1.1. В части валидации кода КОРСАР/ЖМТ многие эксперименты совпадают с теми, что использовались для расчетов с помощью кода HYDRA-IBRAE/LM – например, установки HELIOS (Южная

Корея), TALL (Швеция), результаты моделирования которых с помощью кода HYDRA-IBRAE/LM приведены в данной диссертационной работе. В АО ОКБ «ГИДРОПРЕСС» разрабатывается код TRIANA-6/Ver2.0 [57], который также позволяет моделировать течение свинцово-висмутового теплоносителя. К аналогам кода HYDRA-IBRAE/LM можно отнести и коды GRIF-SM (АО «ГНЦ РФ-ФЭИ»), DIN-800 (АО «ОКБМ Африкантов»), теплогидравлический модуль программных комплексов СОКРАТ-БН/В1 и СОКРАТ-БН/В2. Разработчиком кодов СОКРАТ-БН/В1 и СОКРАТ-БН/В2 является ИБРАЭ РАН с участием специалистов из АО «ГНЦ РФ ТРИНИТИ». Кроме того, важную помощь в разработке оказали АО «ОКБМ Африкантов» и АО «ГНЦ РФ-ФЭИ».

В целом, можно сделать вывод, что наблюдается тенденция развития системных кодов в сторону реализации возможности моделирования различных теплоносителей (в том числе и жидкометаллических), включения новых экспериментальных данных в валидационную базу.

Однако следует отметить, что возможность моделирования свинцового теплоносителя в практически всех указанных выше кодах отсутствует, что делает невозможным их использование для обоснования безопасности РУ БРЕСТ-ОД-300. Кроме того, нет возможности получения зарубежных кодов для адаптации и доработки применительно к реакторным установкам, которые разрабатываются в России. Таким образом, становится ясной необходимость создания российских системных теплогидравлических кодов, которые могут использоваться для обоснования безопасности РУ с натриевым и свинцовым теплоносителями, включая водяной контур. Таким кодом является HYDRA-IBRAE/LM: его отличительной особенностью – универсальность по типам теплоносителя, что позволяет проводить моделирование различных типов реакторных установок.

1.3 Система уравнений, основные приближения и общая информация о коде HYDRA-IBRAE/LM

В коде HYDRA-IBRAE/LM используется так называемый двухжидкостный подход, когда для двух составляющих потока (жидкости и газа) записываются

уравнения сохранения массы, энергии и количества движения. При этом параметры, характеризующие взаимодействие между фазами и со стенкой, определяются при помощи замыкающих соотношений.

Уравнение сохранения массы для газовой фазы записывается следующим образом:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varphi \rho_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi \rho_g v_g) = S_g + \Gamma, \quad (1.1)$$

а уравнение сохранения массы для жидкой фазы:

$$\frac{\partial}{\partial t}((1-\varphi)\rho_f) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A(1-\varphi)\rho_f v_f) = S_f - \Gamma. \quad (1.2)$$

В уравнениях φ – объемное газосодержание; v_k – скорость фазы; ρ_k – плотность фазы; A – площадь проходного сечения канала; S_k – удельная интенсивность внешнего источника фазы теплоносителя; Γ – интенсивность межфазного массообмена; z – аксиальная координата; t – время. Индекс k может принимать значения g (газ) или f (жидкость).

Уравнения сохранения количества движения приведены ниже. Первое уравнение относится к газовой фазе:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\varphi \rho_g v_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi \rho_g v_g v_g) + \varphi \frac{\partial}{\partial z} P = \\ = \tau_{gf} + \tau_{wg} - \varphi \rho_g g \cdot \sin \vartheta + I_g + \varphi H_{pump} + \Gamma v_f. \end{aligned} \quad (1.3)$$

Второе уравнение – к жидкой фазе:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}((1-\varphi)\rho_f v_f) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A(1-\varphi)\rho_f v_f v_f) + \varphi \frac{\partial}{\partial z} P = \\ = -\tau_{gf} + \tau_{wf} - (1-\varphi)\rho_f g \cdot \sin \vartheta + I_f + (1-\varphi)H_{pump} - \Gamma v_g \end{aligned} \quad (1.4)$$

В уравнениях P – давление; I_k – внешний источник импульса; H_{pump} – слагаемое, моделирующее напор насоса; τ_{wk} – сила трения на единицу объема

между фазой и стенкой канала; τ_{gf} – сила межфазного трения; ϑ – угол наклона к горизонтальной оси; g – ускорение свободного падения. Аналогично индекс k может принимать значения g (газ) или f (жидкость).

Оставшиеся два уравнения системы — это уравнения сохранения энергии для жидкости и газа:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\varphi \rho_g h_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi \rho_g h_g v_g) - \varphi \frac{dP}{dt} &= Q_{gf} + Q_{wg} + Q_g + \Gamma h_{g,i}, \\ \frac{\partial}{\partial t}(\varphi \rho_f h_f) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi \rho_f h_f v_f) - \varphi \frac{dP}{dt} &= -Q_{gf} + Q_{wf} + Q_f - \Gamma h_{f,i}. \end{aligned} \quad (1.5)$$

Здесь h_k – удельная энтальпия фазы; $h_{k,i}$ – удельная энтальпия фазы на межфазной границе; Q_k – внешний источник энергии; Q_{wk} – объемная мощность теплопереноса между фазой и стенкой канала; Q_{gf} – межфазный теплообмен (индекс k может принимать значения g (газ) или f (жидкость)).

Для описания трения и теплообмена между фазами и со стенкой используются замыкающие соотношения, которые получены на базе обработки экспериментальных данных.

Код HYDRA-IBRAE/LM разрабатывается для расчета реакторных установок с жидкометаллическими теплоносителями. Однако в реакторных установках с жидкометаллическими теплоносителями важно физически корректно моделировать не только контуры с жидким металлом, но также и процессы, протекающие в парогенераторе, где рабочим телом является вода. Для описания процессов, имеющих место при течении двухфазного потока, используются замыкающие соотношения, которые определяются на основе карт режимов течения и теплообмена. В коде HYDRA-IBRAE/LM используются карты, основанные на предложенных авторами кода КОРСАР [55]. Всего выделяется семь различных режимов: пузырьковый, снарядный, эмульсионный, дисперсно-кольцевой, дисперсный, обращенный кольцевой и расслоенный. Особую

сложность для моделирования представляет дисперсно-кольцевой режим течения, в котором жидкая фаза теплоносителя распадается на две составляющие: капли и пленку, что приводит к различным вычислительным проблемам при моделировании этого режима. В ряде случаев возможны нефизические колебания параметров, которые приводят к снижению точности определяемых величин. В диссертационном исследовании показано, что указанные колебания не имеют физической природы, а являются модельными. Также предложены пути, как избежать подобных ошибок или минимизировать их.

Помимо моделирования процессов, происходящих непосредственно в парогенераторе, еще одним важным вопросом является исследование возможной разгерметизации трубок парогенератора, при которой вода может попасть в жидкий свинец. Ранее в коде HYDRA-IBRAE/LM отсутствовала специальная модель течения пароводяной смеси в свинце, межконтурную течь можно было промоделировать только с помощью задания неконденсируемых газов, что приводило к недостаточно корректному описанию физической картины процесса, а также к высоким значениям погрешности расчета. Также следует отметить, что на начало работ по данному исследованию аттестованные коды для моделирования течи воды в свинец отсутствовали. В рамках диссертационного исследования в коде HYDRA-IBRAE/LM была реализована модель течения и теплообмена пароводяной смеси в свинце, которая позволяет проводить расчет процессов, возникающих при межконтурной течи. Также показаны результаты валидации этой модели на экспериментах.

Вместе с развитием моделей кода HYDRA-IBRAE/LM росла и его валидационная база, которая включала большое количество аналитических тестов и экспериментов с водяным, натриевым, свинцовым и свинцово-висмутовым теплоносителями. В связи с расширением возможностей кода и проведением новых экспериментов необходимо дополнять валидационную базу кода, что и было сделано в рамках данной работы. Кроме того, для подтверждения корректности работы кода необходимо проводить моделирование не только явлений по отдельности, но и их совокупности, что возможно сделать с помощью

моделирования маломасштабных интегральных стендов. В дальнейшем полученные результаты были включены в обосновывающий отчет по коду, что позволило получить аттестационный паспорт.

1.4 Выводы к главе 1

В настоящее время в России ведется работа над созданием реакторных установок с жидкометаллическими теплоносителями (например, БРЕСТ-ОД-300, БН-1200М), поэтому существует необходимость моделирования теплогидравлических процессов при течении в контурах РУ натрия или свинца. Для моделирования теплогидравлических процессов можно использовать разные подходы: системный, ячейковый, CFD моделирование.

Отсутствие аттестованных зарубежных аналогов, позволяющих моделировать течение и натриевого, и свинцового теплоносителя, делает необходимым разработку универсального верифицированного и валидированного отечественного кода, который даст возможность проводить такие расчеты. Кроме того, важно корректно рассчитывать водяной и воздушный контуры таких установок для моделирования комплекса явлений в целом. Это делает актуальными задачи по развитию моделей теплогидравлического кода HYDRA-IBRAE/LM применительно к реакторным установкам с жидкометаллическим теплоносителем, при этом внимание уделяется не только моделированию течения натрия или свинца для расчета первого контура, но также и моделированию течения воды для корректного расчета процессов, проходящих во втором контуре.

2 Развитие и валидация моделей для дисперсно-кольцевого режима течения водяного теплоносителя в коде HYDRA-IBRAE/LM

Дисперсно-кольцевой режим течения теплоносителя характеризуется тем, что в потоке одновременно движутся три составляющих: газ, жидкость и капли. Это приводит к ряду трудностей при моделировании, так как, по сути, жидкая фаза распадается на два отдельных компонента. Так как в дисперсно-кольцевом режиме течения возможна ситуация пересыхания жидкой пленки (кризис теплоотдачи второго рода), то чрезвычайно важно корректно моделировать место наступления кризиса теплообмена и дальнейшие параметры закризисного теплообмена. Развитию моделей кода HYDRA-IBRAE/LM для дисперсно-кольцевого режима течения посвящена данная глава.

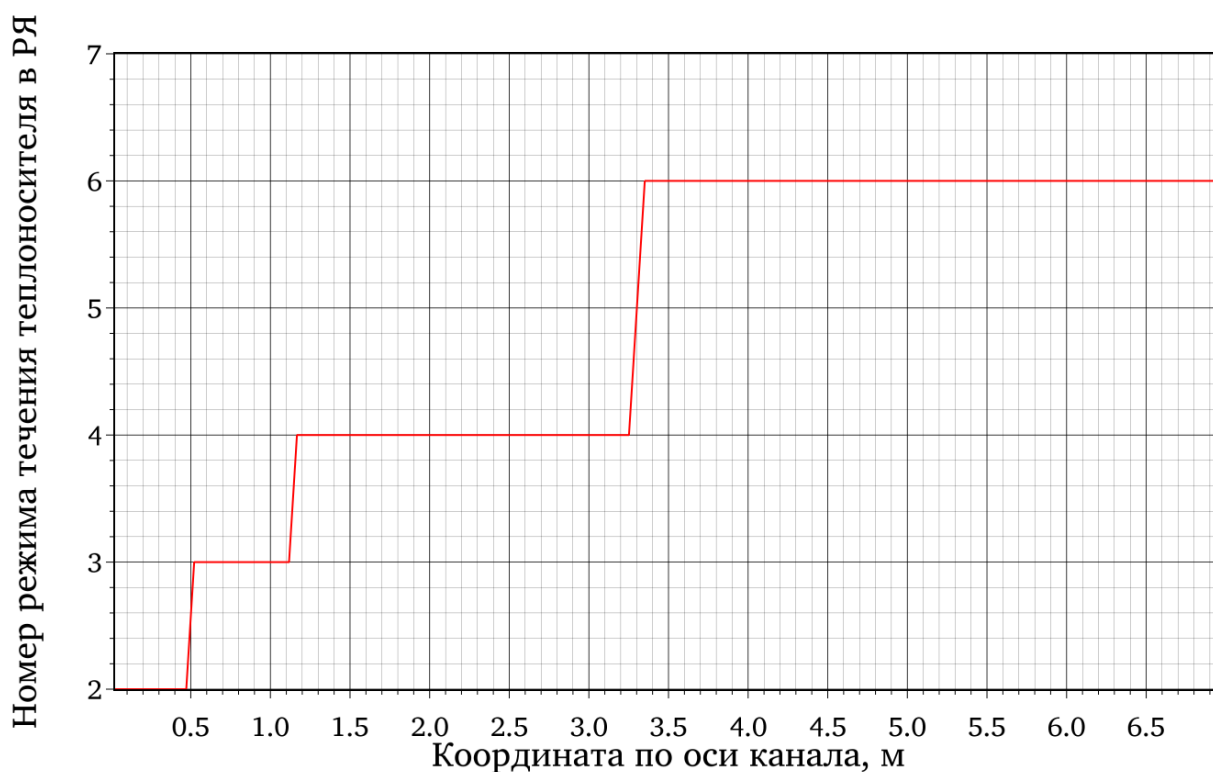
2.1 Усовершенствование модели расчета коэффициента межфазного трения в дисперсно-кольцевом режиме течения для водяного теплоносителя

2.1.1 Описание модели

В российском теплогидравлическом коде КОРСАР [54 – 55] была сделана попытка в рамках двухжидкостной модели более детально учесть взаимодействие с пленкой в дисперсно-кольцевом потоке: для этого рассматривается единое газодисперсное ядро, а динамика пленки моделируется отдельными уравнениями. Такой же подход реализован и в коде HYDRA-IBRAE/LM. При этом вычисление доли капель происходит по эмпирическим соотношениям на основе параметров течения теплоносителя.

При большом количестве достоинств такой подход все же имеет ряд недостатков. Из-за приближения единого газокапельного ядра потока не учитывается межфазное трение между каплями и газом, что может оказывать существенное влияние на результаты расчетов, например, на массовое расходное паросодержание. В качестве примера рассмотрим результаты моделирования по коду HYDRA-IBRAE/LM одного из экспериментов Беккера [58], которые были проведены в Королевском технологическом институте в Стокгольме. Целью этих

экспериментов было исследование кризиса теплоотдачи и теплообмена в закризисной области. В рабочий участок, который представлял собой вертикальную электрически обогреваемую трубку, снизу подавалась недогретая до температуры насыщения вода. Вследствие нагрева воды и далее пароводяной смеси, наступал кризис теплоотдачи, который фиксировался по резкому скачку температуры стенки. Некорректное определение параметров, связанных с началом кризиса, приводит к дальнейшим неточностям при его моделировании. Рассмотрим эксперимент номер 202, давление 12 МПа, расход воды $502 \text{ кг}/(\text{с}\cdot\text{м}^2)$. Результаты моделирования приведены на рисунках 2.1 и 2.2. Видно, что наблюдается существенный скачок массового расходного паросодержания при изменении режима течения теплоносителя.



Номера по оси Y: 2 – пузырьковый, 3 – снарядный, 4 – эмульсионный,
5 – дисперсно-кольцевой, 6 – дисперсный

Рисунок 2.1 – Номер режима течения теплоносителя вдоль канала

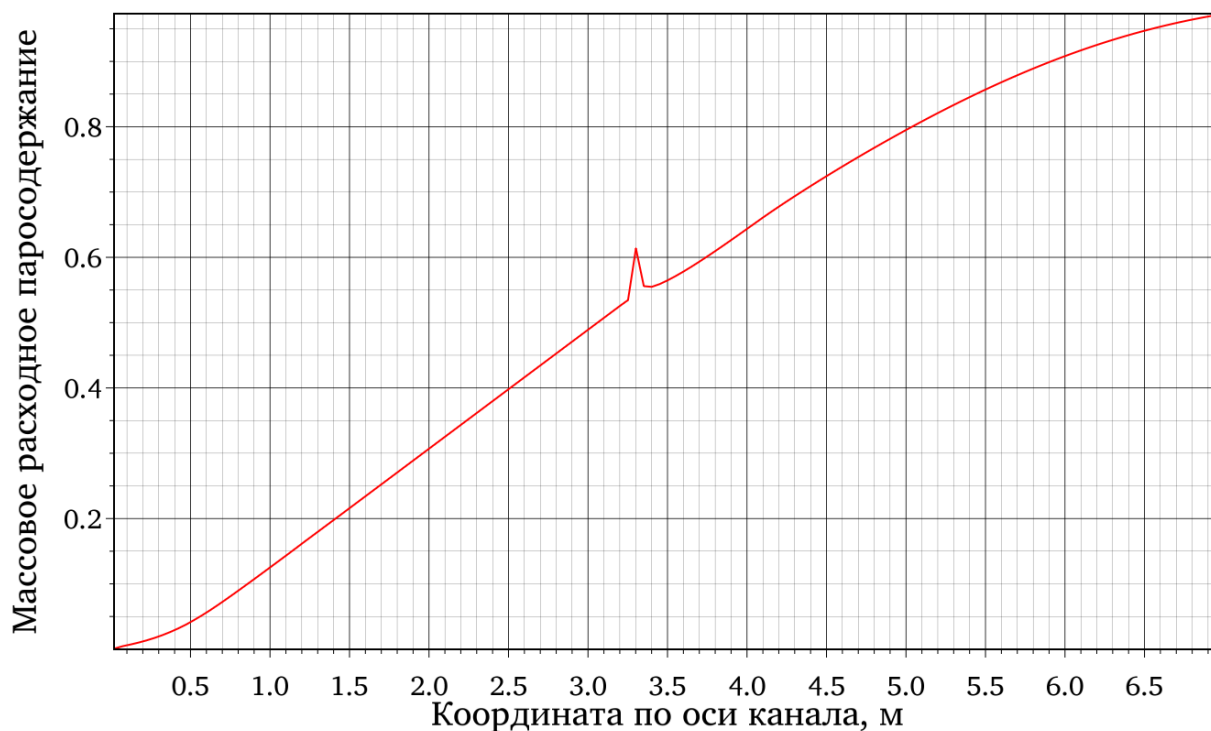


Рисунок 2.2 – Массовое расходное паросодержание вдоль канала
(эксперимент 202 [58])

Как видно из рисунков 2.1 и 2.2, при переходе от эмульсионного режима течения (номер 4) к дисперсно-кольцевому (номер 5, имел место в узкой области по длине канала), а далее к дисперсному (номер 6) наблюдается пик массового расходного паросодержания, который не может быть объяснен какими-либо физическими явлениями и может приводить к более раннему моменту наступления рассчитанного кризиса теплоотдачи. Подробный анализ расчетных параметров показал, что коэффициенты межфазного трения в расчёте в эмульсионном, дисперсно-кольцевом и дисперсном режимах могут значительно различаться, что и приводит к подобному поведению параметров. Такой разброс коэффициентов обусловлен тем, что в базовой модели кода HYDRA-IBRAE/LM отсутствовал учет трения между газом и каплями в дисперсно-кольцевом потоке, и учитывалось только взаимодействие между газом и пленкой.

Для того чтобы учесть трение между газом и каплями в коде HYDRA-IBRAE/LM в рамках диссертационной работы была модернизирована формула для расчета силы межфазного трения [59], отнесенной на единицу объема, для дисперсно-кольцевого режима течения:

$$\tau_i = \tau_1 + \tau_2, \quad (2.1)$$

где τ_i – суммарная сила межфазного трения, отнесенная на единицу объема; τ_1 – сила межфазного трения между газом и пленкой, τ_2 – сила межфазного трения между газом и каплями. В базовой модели кода HYDRA-IBRAE/LM второе слагаемое (τ_2) отсутствовало.

Расчет величины τ_1 проводится по следующей формуле:

$$\tau_1 = \frac{\xi_i \sqrt{\varphi_g + E_{dv} \varphi_f \rho_g} |v_g - v_f| (v_g - v_f)}{2D}, \quad (2.2)$$

где φ_g , φ_f – объемные содержания газовой и жидкой фаз, E_{dv} – объёмная доля капель в парок капельном ядре, ρ_g – плотность газовой фазы, v_g , v_f – скорости газа и жидкости, D – диаметр канала.

Сила трения τ_2 вычисляется аналогично величине для дисперсного режима:

$$\tau_2 = \frac{0,75 \cdot \xi_i \cdot \rho_g (\varphi_f - \alpha_{ff}) \cdot v_{gd}^2}{D_d}, \quad (2.3)$$

где

$$v_{gd} = 1,7 \left(\frac{gD}{\rho_g} (\rho_f - \rho_g) \right)^{1/2} \text{ – относительная скорость капель [60],}$$

$$\alpha_{ff} = \varphi_f C_f e^{-7,5 \cdot 10^{-5} \left(\frac{\varphi v_g}{v_{cr}} \right)^6} \quad [38],$$

$$v_{cr} = 3,2 \left(\frac{\sigma g}{\rho_g^{1/2}} (\rho_f - \rho_g) \right)^{1/4}, C_f = 1 - 10^{-4} \left(\frac{\rho_f \varphi_f v_f D}{\mu_f} \right)^{1/4} \quad [38],$$

где ρ_f , ρ_g – плотности газа и жидкости, μ_f – динамическая вязкость жидкости, g – ускорение свободного падения, D_d – диаметр капли, D – диаметр канала.

Такой подход позволил учесть трение между газом и каплями и сделать расчет дисперсно-кольцевого режима течения более физически корректным. За счет реализованных изменений исчез скачок массового расходного паросодержания, который наблюдался до этого. Сравнение результатов расчета массового расходного паросодержания с использованием старой и новой модели показано на рисунке 2.3.

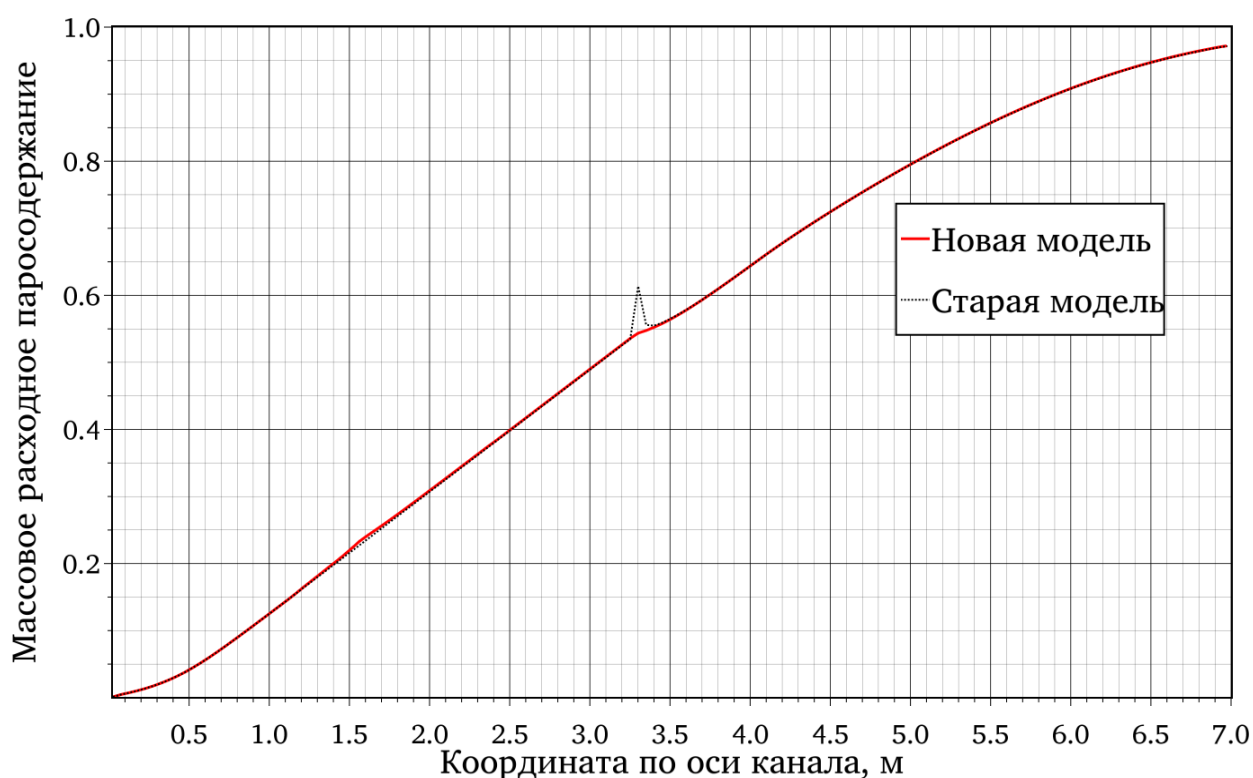


Рисунок 2.3 – Массовое расходное паросодержание вдоль канала (сравнение старой и новой моделей)

Таким образом, был доработан расчет силы межфазного трения для дисперсно-кольцевого режима течения, что способствует более физически корректному расчету.

2.2 Основные уравнения и допущения трехжидкостной модели

Базовая модель, которая используется в коде HYDRA-IBRAE/LM – двухжидкостная, что подразумевает рассмотрение совместного движения двух фаз: жидкой и газовой. Однако при моделировании дисперсно-кольцевого режима течения необходимо учитывать еще одну составляющую потока – капли.

Трехжидкостный подход получил широкое распространение среди расчетных кодов: например, в кодах CATHARE [44] и TRAC [48] используется трехжидкостная модель для более точного расчета ряда явлений: кризиса кипения теплоносителя, повторного залива и т.д. Подход, где в рамках двухжидкостной модели рассматривается единое газодисперсное ядро, имеет ряд преимуществ, однако не может заменить полноценную трехжидкостную модель, где движение капель описывается отдельными уравнениями.

В качестве основы развиваемого подхода была взята модель из работы [61], далее она была скорректирована и дополнена для имплементации в расчетный код HYDRA-IBRAE/LM. Следует отметить, что при разработке и внедрении трехжидкостной модели, работа велась так, чтобы максимально использовать хорошо отработанные модели и замыкающие соотношения кода HYDRA-IBRAE/LM.

В базовую систему уравнений кода были добавлены уравнения сохранения массы, энергии и количества движения для капель. Таким образом, уравнения сохранения массы фаз имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\varphi_g \rho_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi_g \rho_g v_g) &= S_g + \Gamma_g, \\ \frac{\partial}{\partial t}(\varphi_f \rho_f) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi_f \rho_f v_f) &= S_f + \Gamma_f, \end{aligned} \quad (2.4)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varphi_d \rho_d) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi_d \rho_d v_d) = \Gamma_d,$$

где φ_k – объемное содержание фазы; ρ_k – плотность фазы; v_k – скорость фазы; A – площадь проходного сечения канала; S_k – внешний источник массы; Γ_k – интенсивность межфазного массообмена; z – пространственная переменная, направленная вдоль канала; t – время. Здесь и далее индекс k показывает, к какой фазе относится переменная: g (газовая), f (жидкая) и d (дисперсная).

При этом:

$$\begin{aligned} \Gamma_g &= \Gamma_{if} + \Gamma_{id}, \\ \Gamma_f &= -\Gamma_{if} + S_D - S_E, \\ \Gamma_d &= -\Gamma_{id} - S_D + S_E, \end{aligned} \quad (2.5)$$

где Γ_{if} – массовый поток за счет генерации/конденсации пара на межфазной границе с жидкостью (пленкой); Γ_{id} – массовый поток за счет генерации/конденсации пара на межфазной границе с каплями (на поверхности капель); S_D – поток за счет осаждения капель; S_E – поток за счет уноса капель.

Уравнения сохранения энергии для фаз записываются следующим образом:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\varphi_g \rho_g h_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi_g \rho_g h_g v_g) - \varphi_g \frac{dP}{dt} &= Q_{g,diss} + Q_{wg} + Q_g - Q_{igf} - Q_{igd} - Q_{cond} + \\ &+ \Gamma_{if} h_{gi} + \Gamma_{id} h_{di} + S_g h_{g*}, \\ \frac{\partial}{\partial t}(\varphi_f \rho_f h_f) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi_f \rho_f h_f v_f) - \varphi_f \frac{dP}{dt} &= Q_{f,diss} + Q_{wf} + Q_f - Q_{ifg} - \Gamma_{if} h_{if} + S_f h_{f*} + S_D h_d - S_E h_f, \\ \frac{\partial}{\partial t}(\varphi_d \rho_d h_d) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi_d \rho_d h_d v_d) - \varphi_d \frac{dP}{dt} &= Q_{wd} + Q_d - Q_{idg} - \Gamma_{id} h_{di} - S_D h_d + S_E h_f. \end{aligned} \quad (2.6)$$

При этом должно выполняться условие:

$$\Gamma_{if} h_{gi} - \Gamma_{if} h_{fi} - Q_{igf} - Q_{ifg} = 0, \quad (2.7)$$

откуда получаем:

$$\Gamma_{if} = \frac{Q_{igf} + Q_{ifg}}{h_{gi} - h_{fi}}, \quad (2.8)$$

$h_{k,i}$ определяется по схеме против потока, т.е.

$$h_{k,i} = \begin{cases} h_{k,s}, & \Gamma_{if} > 0 \\ h_k, & \Gamma_{if} < 0 \end{cases}, \quad (2.9)$$

где h_k – удельная энтальпия фазы; $h_{k,i}$ – удельная энтальпия фазы на межфазной границе; Q_k – внешний источник энергии; Q_{wk} – тепловой поток на стенке; Q_{gf} – интенсивность межфазного теплообмена.

Уравнения сохранения количества движения для всех фаз записываются следующим образом:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\varphi_g \rho_g v_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z} (A \varphi_g \rho_g v_g v_g) + \varphi_g \frac{\partial}{\partial z} P = \\ & = -\tau_{gf} - \tau_{gd} - \tau_{wg} - \varphi_g \rho_g g \cdot \sin \vartheta + I_g + \Gamma_{if} v_{if} + \Gamma_{id} v_{id}, \end{aligned} \quad (2.10)$$

где

$$v_{if} = \begin{cases} v_f, & \Gamma_{if} > 0 \\ v_g, & \Gamma_{if} \leq 0 \end{cases},$$

$$v_{id} = \begin{cases} v_d, & \Gamma_{id} > 0 \\ v_g, & \Gamma_{id} \leq 0 \end{cases},$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\varphi_f \rho_f v_f) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z} (A \varphi_f \rho_f v_f v_f) + \varphi_f \frac{\partial}{\partial z} P = \\ & = -\tau_{fg} - \tau_{wf} - \varphi_f \rho_f g \cdot \sin \vartheta + I_f - \Gamma_{if} v_{if} - S_E v_f + S_D v_d, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\varphi_d \rho_d v_d) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z} (A \varphi_d \rho_d v_d v_d) + \varphi_d \frac{\partial}{\partial z} P = \\ & = -\tau_{dg} - \varphi_d \rho_d g \cdot \sin \vartheta - \Gamma_{id} v_{id} + S_E v_f - S_D v_d, \end{aligned}$$

при этом:

$$\tau_{dg} = -\tau_{gd}, \tau_{gf} = -\tau_{fg},$$

где P – давление; I_k – внешний источник; H_{pump} – слагаемое, моделирующее напор насоса; τ_{wk} – трение о стенку; τ_{gf} – межфазное трение; ϑ – угол наклона канала к горизонтали; g – ускорение свободного падения.

Одной из ключевых проблем при использовании трехжидкостной модели является описание взаимодействия между каплями и двумя другими составляющими потока (жидкостью и газом). Используемые в коде HYDRA-IBRAE/LM соотношения будут приведены в следующих пунктах.

2.2.1 Трение и теплообмен со стенкой

При дисперсно-кольцевом режиме течения со стенкой взаимодействует только пленка, поэтому соотношения для трения и теплообмена записываются только для жидкой фазы. Для расчета трения со стенкой используется следующее соотношение:

$$\tau_{wf} = \frac{1}{D_H} \xi_k \frac{\rho_f v_f^2}{2}, \quad (2.11)$$

где D_H – гидравлический диаметр канала; v_f – скорость фазы; ρ_f – плотность пленки; ξ_k – коэффициент трения, который является функцией числа Рейнольдса. Коэффициент ξ_k рассчитывается по формуле Альтшуля [62] для турбулентного режима, а для ламинарного используется аналитическое соотношение:

$$\xi_k = \begin{cases} \frac{64}{Re_f}, & Re_f \leq 2300 \\ 0,11 \left(\frac{k_s}{D_H} + \frac{68}{Re_f} \right)^{0,25}, & Re_f > 2300 \end{cases}, \quad (2.12)$$

где k_s – абсолютная шероховатость стенки канала.

В формуле (2.12) число Рейнольдса для пленки определяется по соотношению:

$$Re_f = \frac{\varphi_f \rho_f v_f D_H}{\mu_f}. \quad (2.13)$$

Для теплообмена со стенкой используется соотношение:

$$q_{wf} = \alpha_{wf} \cdot (T_w - T_f), \quad (2.14)$$

где T_w – температура стенки; T_f – температура жидкости; α_{wf} – коэффициент теплообмена со стенкой, который определяется по формуле:

$$\alpha_{wf} = \max \left[\frac{\lambda_f}{\delta_f}, \alpha_{fc} F \right], \quad (2.15)$$

где λ_f – теплопроводность жидкости, δ_f – толщина пленки.

Толщина пленки определяется по формуле:

$$\delta_f = 0,5 D_H \left(1 - \sqrt{1 - \varphi_f} \right). \quad (2.16)$$

$$\alpha_{fc} = \frac{\lambda_f}{D_H} \max(4, 36; 0,023 Re_f^{0,8} Pr_f^{0,4}), \quad (2.17)$$

где числа Рейнольдса Re_f и Прандтля Pr_f определяются по формулам:

$$Pr_f = \frac{Cp_f \mu_f}{\lambda_f}, \quad Re_f = \frac{j_f \rho_f D_H}{\mu_f}, \quad (2.18)$$

где Cp_f – удельная теплоемкость жидкости, μ_f – динамическая вязкость жидкости; j_f – приведенная скорость жидкости.

$$F = \max \left[1; 2,35 (X_u^{-1} + 0,213)^{0,736} \right], \quad (2.19)$$

$$X_u^{-1} = \left(\frac{X}{1-X} \right)^{0,9} \left(\frac{\rho_f}{\rho_g} \right) \left(\frac{\mu_g}{\mu_f} \right)^{0,1},$$

где X – массовое расходное паросодержание; μ_g – динамическая вязкость газа.

2.2.2 Скорость уноса и осаждения капель

Скорость уноса капель с пленки определяется по соотношению из работы [63]:

$$S_E = \begin{cases} 0, & Re_f < Re_{cr} \\ 5,75 \cdot 10^{-5} a_{fd} \varphi_g \rho_g v_g \left[\frac{\left(\frac{\rho_f}{\rho_g} \right)^2 (Re_f - Re_{cr})^2}{La_f} \right]^{0,316}, & Re_f \geq Re_{cr}, \end{cases} \quad (2.20)$$

где Re_{cr} – критическое число Рейнольдса. В ряде работ – например, в [64, 65] говорится о том, что при значениях ниже критического унос капель отсутствует. В разных работах предлагаются различные варианты значения критического числа Рейнольдса. В модели для программного комплекса HYDRA-IBRAE/LM по рекомендации из статьи [61] значение критического числа Рейнольдса взято равным 160.

Параметр для пленки La_f определяется по формуле:

$$La_f = \frac{\rho_f \sigma D_H}{\mu_f^2}, \quad (2.21)$$

где σ – поверхностное натяжение.

Интенсивность осаждения капель определяется соотношением [63]:

$$S_D = \begin{cases} 0,18 a_{fd} \frac{\rho_d \varphi_d}{(1-\varphi_f)} \sqrt{\frac{\sigma}{\rho_g D_H}}, & \frac{\rho_d \varphi_d}{\rho_g (1-\varphi_f)} < 0,3 \\ 0,083 a_{fd} \frac{\rho_d \varphi_d}{(1-\varphi_f)} \sqrt{\frac{\sigma}{\rho_g D_H}} \left(\frac{\rho_d \varphi_d}{\rho_g (1-\varphi_f)} \right)^{-0,65}, & \frac{\rho_d \varphi_d}{\rho_g (1-\varphi_f)} \geq 0,3 \end{cases} \quad (2.22)$$

Параметр a_{fd} в формулах (2.20) и (2.22) вычисляется следующим образом:

$$a_{fd} = \frac{4\sqrt{1-\varphi_f}}{D_H} \quad (2.23)$$

2.2.3 Межфазный теплообмен и трение между пленкой и газовой фазой

Трение между пленкой и газодисперсным ядром вычисляется с помощью соотношения:

$$\tau_{gf} = \frac{\sqrt{1-\varphi_f}}{2D_H} \xi_i \rho_g |v_g - v_f| (v_g - v_f), \quad (2.24)$$

где

$$\xi_i = \frac{0,316}{Re_g^{0,25}} F_u(\delta). \quad (2.25)$$

Функция $F_u(\delta)$ оказывает влияние на коэффициент трения из-за волн, которые образуются на поверхности пленки. Для определения этой функции есть ряд зависимостей – например, [66 – 68]. Хорошо себя зарекомендовала корреляция, предложенная Уоллисом [60]:

$$F_u(\delta) = \left(1 + 300 \frac{\delta_f}{D_H} \right), \quad (2.26)$$

$$Re_g = \frac{\rho_g v_g (D_H - 2\delta_f)}{\mu_g}, \quad (2.27)$$

$$\tau_{gf} = -\tau_{fg}. \quad (2.28)$$

Для расчета теплового потока между фазами используется формула:

$$Q_{ik} = \alpha_{ik} a_i \cdot (T_i - T_k), \quad (2.29)$$

где α_{ik} – коэффициент теплообмена фазы с межфазной поверхностью, a_i – плотность площади межфазной поверхности, T_i – температура межфазной поверхности, T_k – температура фазы.

Коэффициент теплообмена со стороны жидкости определяется следующим образом:

$$\alpha_{f_{gi}} = \frac{\lambda_f \max(4,36; 0,023 Re_f^{0,8} Pr_f^{0,4})}{2\delta_f}, \quad (2.30)$$

где число Прандтля для жидкости $Pr_f = \frac{Cp_f \mu_f}{\lambda_f}$, а число Рейнольдса

$$Re_f = \frac{\rho_f |v_f - v_g| 2\delta_f}{\mu_f}.$$

Плотность площади межфазной границы определяется соотношением

$$a_i = \frac{\pi(D - 2\delta)}{A}.$$

Для коэффициента теплообмена со стороны газовой фазы используется формула:

$$\alpha_{g_{fi}} = \frac{\lambda_g \max(4,36; 0,023 Re_g^{0,8} Pr_g^{0,4})}{D - 2\delta_f}, \quad \text{при этом число Прандтля вычисляется}$$

аналогично жидкости, а число Рейнольдса – с учетом свойств и характерного размера для газовой фазы:

$$Re_f = \frac{\rho_g |v_f - v_g| (D_H - 2\delta)}{\mu_g}. \quad (2.31)$$

2.2.4 Межфазный теплообмен и трение между каплями и газовой фазой

Для расчета межфазного трения между газом и каплями используется соотношение:

$$\tau_{gd} = \frac{a_i \lambda_i \rho_g |v_g - v_d| (v_g - v_d)}{8}, \quad (2.32)$$

где $a_i = \frac{6\varphi_d}{D_d}$, $\lambda_i = 0,4 + \frac{24}{Re_d} + \frac{4}{\sqrt{Re_d}}$.

Число Рейнольдса для капель $Re_d = \max\left(0, 1; \frac{\rho_g |v_g - v_d| D_d}{\mu_g}\right)$, диаметр капель

определяется по соотношению:

$$D_d = \min(D_{d1}; D_{d2}), \quad (2.33)$$

$$D_{d1} = 7,96 \cdot 10^{-3} \frac{\sigma}{\rho_g v_g^2} Re_g^{\frac{2}{3}} \left(\frac{\rho_f}{\rho_g}\right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\mu_g}{\mu_f}\right)^{\frac{2}{3}}, \quad [69]$$

$$D_{d2} = 0,254 \cdot La \cdot \left(\sqrt{16 + (0,13 \cdot We_g)^2} - 0,13 \cdot We_g\right),$$

$$We_g = \frac{\rho_g j_g^2 La}{\sigma}, \quad La = \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)}}.$$

Коэффициент теплообмена со стороны газовой фазы определяется следующим образом:

$$\alpha_{gdi} = \frac{\lambda_g (2 + 0,74 Re_d^{0,5} Pr_g^{0,33})}{D_d}, \quad (2.34)$$

$$Re_d = \frac{\rho_g |v_g - v_d| D_d}{\mu_g}, \quad a_i = \frac{6\varphi_d}{D_d}.$$

Со стороны капель:

$$\alpha_{dgi} a_i = \frac{c_{pd} \rho_d \varphi_d}{\tau_d}, \quad \tau_d = 10^{-3}. \quad (2.35)$$

2.3 Валидация трехжидкостной модели

С помощью реализованной в коде трехжидкостной модели [70] было проведено моделирование экспериментов из работы [71]. Первый из

рассматриваемых экспериментов был посвящен исследованию динамики пленки и капель в обогреваемом канале при течении в нем пароводяной смеси.

Рассматривалась труба длиной 3,66 м и диаметром 0,0127 м, в которой с массовой скоростью 1360 кг/(м²с) двигалась пароводяная смесь. На выходе из трубы зафиксировано постоянное значение давление – 6,9 МПа. На стенке тепловой поток был постоянным и составлял 1,1 МВт/м². В ходе эксперимента определялись доли капель и пленки в зависимости от доли пара в трубе.

Для валидации кода используются современные подходы, используемые в зарубежной и отечественной практике [72 – 76]. По методике ИБРАЭ РАН [77, 78] с учетом рекомендаций/требований РБ-166-20 для проведения анализа неопределенностей и чувствительности [79 – 81] были проведены многовариантные расчеты. Сначала экспертно (на основании опыта верификации, валидации и использования программного комплекса HYDRA-IBRAE/LM) были определены параметры, к изменению которых может быть чувствителен расчет: массовая скорость и температура воды на входе в трубу, мощность энерговыделения. Далее экспертно были определены диапазоны варьирования указанных параметров, они приведены в таблице 2.1.

Таблица 2.1 – Параметры и диапазоны их варьирования

Параметр	Диапазон варьирования
Массовая скорость воды на входе	±5 %
Мощность энерговыделения	±7 %
Температура воды на входе	±2 К

Далее было проведено 100 расчетов, в которых параметры случайным образом выбирались из соответствующих диапазонов варьирования. По формуле Уилкса [82] именно такое количество расчетов обеспечивает с 95 % вероятностью

попадание результатов в толерантный интервал. После чего была проведена обработка полученных результатов и определены минимальные, средние и максимальные расчетные значения. Результаты расчетов показаны на рисунке 2.4.

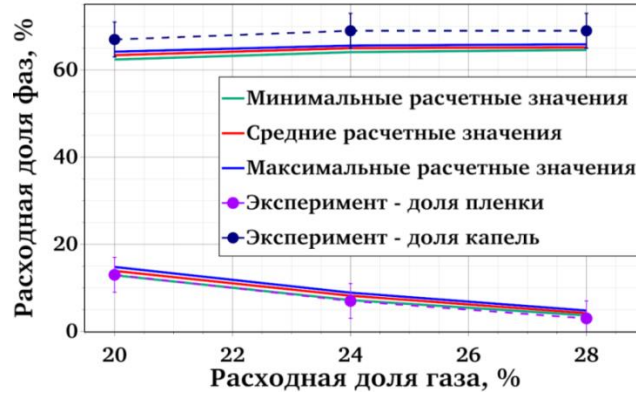


Рисунок 2.4 – Результаты расчета доли пленки и капель в сравнении с экспериментальными данными [71]

Для полученных расчетных значений расходной доли капель были определены коэффициенты корреляции рангов Спирмена, которые демонстрируют, к изменению каких варьируемых параметров наиболее чувствительны результаты расчетов. Полученные значения показаны на рисунке 2.5. Здесь и далее на графиках с результатами анализа чувствительности по вертикальной оси – значения коэффициентов чувствительности рассчитываемых значений к варьированию параметров, указанных на горизонтальной оси.

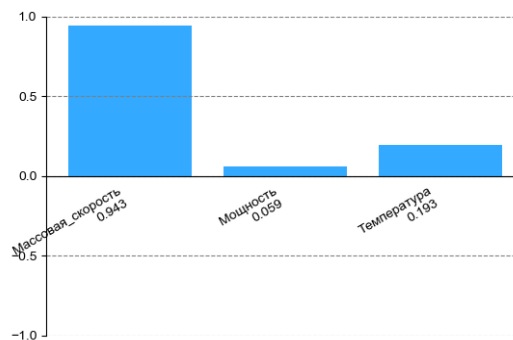


Рисунок 2.5 – Коэффициенты корреляции рангов Спирмена для расходной доли капель

Для проведенных расчетов наибольшее влияние на результаты оказывает варьирование массовой скорости теплоносителя на входе в трубу. Изменение мощности и температуры оказывает существенно меньшее влияние на результаты расчетов.

Погрешность результата расчёта определяется интервалом $[E-u_{tot}; E+u_{tot}]$, где E – среднее значение отклонения результата расчёта от экспериментальных данных, u_{tot} – значение неопределённости валидации, включающее неопределенность использованных для валидации экспериментальных данных: как самого валидируемого параметра, так и исходных данных для моделирования, а также неопределенность, связанную с пространственной дискретизацией и выбором шага по времени. Погрешность расчета массовой расходной доли фаз составила $[-3-5; -3+5]$ %.

Во втором рассматриваемом эксперименте из работы [71] определялся критический тепловой поток. На вход в экспериментальную трубу подавалась вода с разной массовой скоростью. Длина трубы составляла 4,02 м, диаметр равнялся 0,01 м. Давление на выходе из трубы составляло 7 МПа. Было также проведено 100 расчетов, в которых параметры случайным образом выбирались из соответствующих диапазонов варьирования. Так как в работе [71] не приведены значения погрешностей приборов, диапазоны варьирования выбирались экспертно, исходя из данных по схожим экспериментам. Параметры и диапазоны их варьирования приведены в таблице 2.2.

Таблица 2.2 – Параметры и диапазоны их варьирования

Параметр	Диапазон варьирования
Массовая скорость воды на входе	± 5 %
Мощность энерговыделения	± 7 %
Температура воды на входе	± 2 К

На рисунке 2.6 показаны результаты расчетов критического теплового потока в зависимости от разной массовой скорости воды на входе.

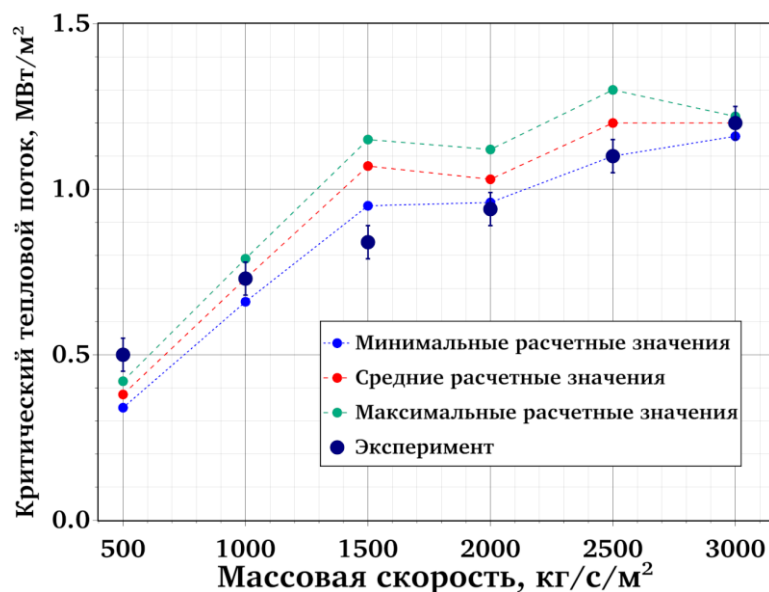


Рисунок 2.6 – Сравнение результатов расчета критического теплового потока с экспериментальными данными [71]

Результаты расчета хорошо согласуются с экспериментальными данными, погрешность составила [5–18; 5+18] %.

Для проведенных расчетов также были определены коэффициенты корреляции рангов Спирмена. Так как их значения аналогичны для всех проведенных расчетов, далее на рисунках 2.7 – 2.8 показаны значения для массовых скоростей 1000 кг/с/м² и 1500 кг/с/м².

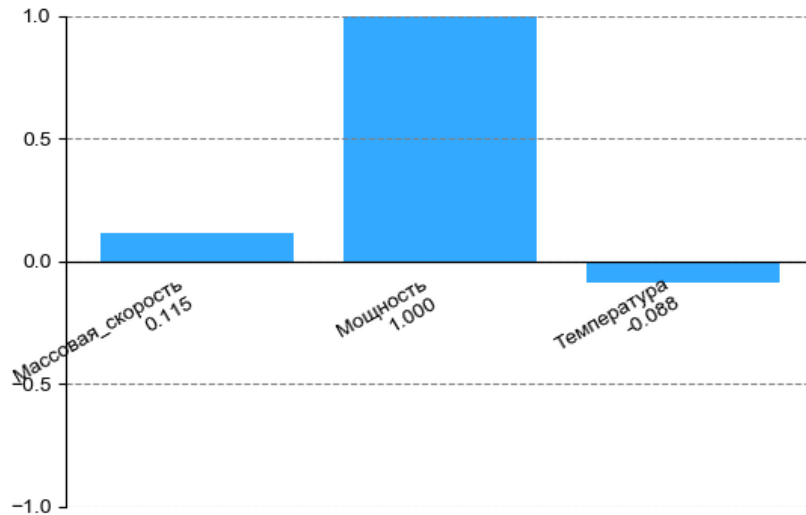


Рисунок 2.7 – Коэффициенты корреляции рангов Спирмена для массовой скорости теплоносителя 1000 кг/с/м²

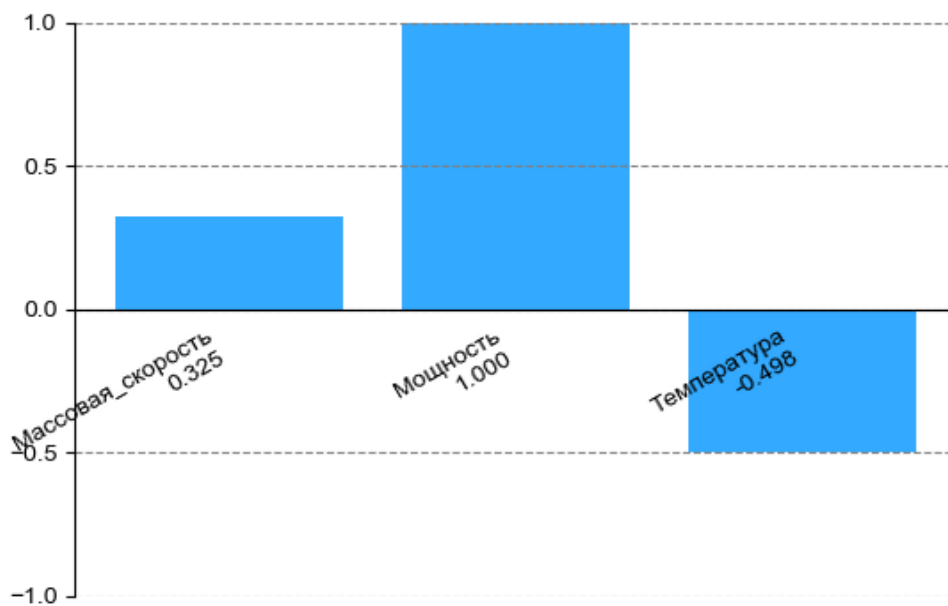


Рисунок 2.8 – Коэффициенты корреляции рангов Спирмена для массовой скорости теплоносителя 1500 кг/с/м²

Наибольшее влияние на результаты расчетов оказывает варьирование мощности энерговыделения. Массовая скорость и температура теплоносителя на входе в экспериментальный участок практически не оказывают влияние на величину критического теплового потока.

2.4 Выводы к главе 2

В теплогидравлическом коде HYDRA-IBRAE/LM были реализованы усовершенствованная модель расчета коэффициента межфазного трения и трехжидкостная модель для дисперсно-кольцевого режима течения водяного теплоносителя. Данные модели позволяют физически корректно рассчитывать процессы, протекающие в парогенераторах РУ с жидкометаллическим теплоносителем. В частности, снизить долю зависимости от эмпирических корреляций при расчете кризиса теплоотдачи в трубах.

Усовершенствованная модель межфазного трения для дисперсно-кольцевого режима течения позволяет учитывать трение не только между газом и пленкой, но также между каплями и газом, что является более корректным с физической точки зрения [59].

Для программного комплекса HYDRA-IBRAE/LM развита трехжидкостная модель, в которой для дисперсной фазы решаются дополнительные уравнения сохранения массы, энергии и количества движения [70]. Модель была валидирована на двух экспериментах, результаты показали хорошее согласие с экспериментом по рассчитанным значениям массовых расходных долей капель и пленки, а также для критического теплового потока. Данный подход позволяет более реалистично моделировать динамику капель в потоке, кризис теплоотдачи.

3 Реализация и валидация модели течения и теплообмена пароводяной смеси со свинцовым теплоносителем

3.1 Описание модели динамики пароводяной смеси в свинце

Одним из важных вопросов при обосновании безопасности для реакторных установок с ЖМТ является возможный разрыв трубок парогенератора и последующее попадание воды в теплоноситель первого контура. Для корректного моделирования этой ситуации необходимо детально учитывать процессы, имеющие место при попадании воды в жидкий металл, в данном случае – в свинец.

Экспериментально и теоретически подтверждено [83, 84], что поступающая в тяжелый жидкометаллический теплоноситель пароводяная смесь формирует паровые пузыри с каплями внутри, при этом температура капель воды в пузырях соответствует температуре насыщения при давлении в локальном участке контура жидкометаллического теплоносителя. Это значит, что установление термодинамического равновесия системы пар-вода происходит быстрее, чем системы пароводяная смесь-свинец, что позволяет считать, что пар и вода находятся на линии насыщения. В таких условиях их энтальпия определяется лишь давлением, а для описания энтальпии системы пар-вода достаточно знать давление и долю (объемную) в этой смеси пара. Такой подход существенно упрощает моделирование задачи транспорта и теплообмена между водой и свинцом и позволяет описать увеличение объема и уменьшение плотности пароводяной смеси из-за постепенного испарения.

Предложенный подход был имплементирован в стандартную двухжидкостную модель, используемую в коде HYDRA-IBRAE/LM, за счет введения дополнительного параметра – объемной доли пара в пароводяной смеси ϕ . Для перегретого пара $\phi=1$. Указанный выше подход, используемый в коде HYDRA-IBRAE/LM, базируется на работе [85], далее он был реализован в коде [35, 70].

Будем считать, что пар и вода имеют одинаковые скорости и находятся в состоянии термодинамического равновесия. Сохраним обозначения ρ_k и h_k для плотности и удельной энтальпии второй фазы, которая теперь будет представлять пароводяную смесь. Эти параметры теперь определяются следующим образом:

$$\begin{aligned}\rho_g &= \phi \rho_{v,sat} + (1-\phi) \rho_{l,sat}, \\ H_g &= \rho_g h_g = \phi \rho_{v,sat} h_{v,sat} + (1-\phi) \rho_{l,sat} h_{l,sat}, \\ h_g &= \frac{H_g}{\rho_g} = \frac{\phi \rho_{v,sat} h_{v,sat} + (1-\phi) \rho_{l,sat} h_{l,sat}}{\phi \rho_{v,sat} + (1-\phi) \rho_{l,sat}}.\end{aligned}\quad (3.1)$$

Здесь $\rho_{v,sat}$, $\rho_{l,sat}$ – плотности пара и воды на линии насыщения; $h_{v,sat}$, $h_{l,sat}$ – удельные энтальпии пара и воды на линии насыщения, H_g – средняя энтальпия пароводяной смеси на единицу объема.

Плотности и удельные энтальпии на линии насыщения в этом случае зависят только от давления P :

$$\begin{aligned}\rho_{v,sat} &= \rho_{v,sat}(P), & \rho_{l,sat} &= \rho_{l,sat}(P) \\ h_{v,sat} &= h_{v,sat}(P), & h_{l,sat} &= h_{l,sat}(P)\end{aligned}\quad (3.2)$$

Таким образом, плотность ρ_g и энтальпия пароводяной смеси H_g являются функцией двух параметров: объемной доли пара ϕ и давления P :

$$\begin{aligned}\rho_g &= \phi \rho_{v,sat} + (1-\phi) \rho_{l,sat} = \rho_g(\phi, P), \\ H_g &= \rho_g h_g = \phi \rho_{v,sat} h_{v,sat} + (1-\phi) \rho_{l,sat} h_{l,sat} = F(\phi, P).\end{aligned}\quad (3.3)$$

В конце шага после решения основной системы теплогидравлических уравнений и получения нового значения для h_g из (3.1) вычисляется значение объемной доли пара ϕ на новом шаге.

$$\phi = \frac{\rho_{l,sat} (h_g - h_{l,sat})}{\rho_{v,sat} h_{v,sat} - \rho_{l,sat} h_{l,sat} + h_g (\rho_{l,sat} - \rho_{v,sat})}.\quad (3.4)$$

3.2 Моделирование по коду HYDRA-IBRAE/LM экспериментов ИТ СО РАН по впрыску пароводяной смеси в свинец

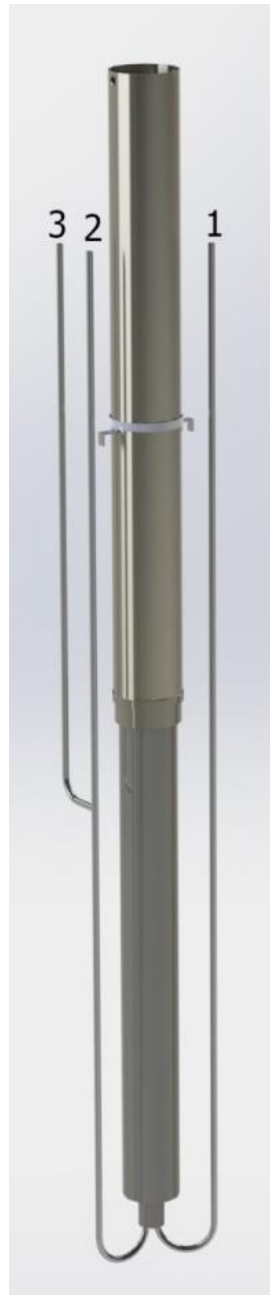
Одной из аварий, рассматриваемых в проекте РУ БРЕСТ-ОД-300, является разрыв теплообменных трубок парогенератора, при котором пароводяная смесь попадает в свинцовый теплоноситель. В силу того, что температура пароводяной смеси намного ниже температуры свинца, возможна ситуация, при которой произойдет захлаживание свинцового теплоносителя. Для обоснования безопасности РУ БРЕСТ-ОД-300 необходимо провести тщательное исследование всех процессов, которые могут протекать в данном случае.

Для исследования процессов теплообмена между свинцом и пароводяной смесью в ИТ СО РАН (Институте теплофизики им. С.С. Кутателадзе Сибирского отделения Российской академии наук) совместно с Новосибирским филиалом ИБРАЭ РАН была проведена серия экспериментов [86], целью которых было получение данных для последующей валидации кодов нового поколения.

В ходе экспериментов исследовалось изменение температуры свинца при подаче в него пароводяной смеси при различных расходах пара и воды.

Экспериментальный участок можно условно разделить на две части: первая (нижняя) – длиной 0,63 м, вторая (верхняя) – длиной 0,73 м. Обе части сделаны из нержавеющей стали, между собой они соединены втулкой из того же материала. В днище нижней части были впаяны две трубки, с помощью которых в расплав подавалась пароводяная смесь. Выходные отверстия трубок находились на расстоянии 0,02 м от днища.

Эксперименты проводились по следующей методике: в расплав свинца подавался пар или пароводяная смесь с разными расходами, далее с помощью термопары фиксировалась температура свинца. Начальная температура свинца в экспериментах различалась, в то время как пар или пароводяная смесь подавались при температуре 160 °С. На рисунке 3.1 показано схематичное представление экспериментальной установки.



1 – трубка для прокачки аргона; 2 – трубка для подачи пароводяной смеси,
3 – трубка для отвода пара

Рисунок 3.1 – Схематичное представление установки [86]

В рамках данной работы были промоделированы все режимы [35] с впрыском пароводяной смеси при следующих значениях расхода:

- расход пара 0,2 г/с, расход жидкости 0,1 г/с;
- расход пара 0,2 г/с, расход жидкости 0,2 г/с;

– расход пара 0,2 г/с, расход жидкости 0,3 г/с.

Для данного эксперимента также был проведен анализ неопределенностей и чувствительности. Список варьируемых параметров и соответствующих диапазонов приведен в таблице 3.1. Погрешности экспериментальных приборов (термопар) были взяты из описания эксперимента, остальные диапазоны были выбраны экспертно.

Таблица 3.1 – Параметры и диапазоны их варьирования

Параметр	Диапазон варьирования
Давление свинца	$\pm 1 \%$
Расход пароводяной смеси (пара)	$\pm 10 \%$
Доля пара в пароводяной смеси	$\pm 10 \%$
Температура свинца на входе	$\pm 1,5 \text{ К}$
Температура пароводяной смеси на входе	$\pm 1,5 \text{ К}$

Было проведено 100 расчетов для каждого из моделируемых экспериментов. После этого на базе проведенных расчетов были вычислены минимальные, средние и максимальные расчетные значения температуры свинца для каждого из экспериментов. Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными приведено на рисунках 3.2 – 3.4. Погрешность экспериментальных данных с учетом погрешности оцифровки данных составила 2,5 К.

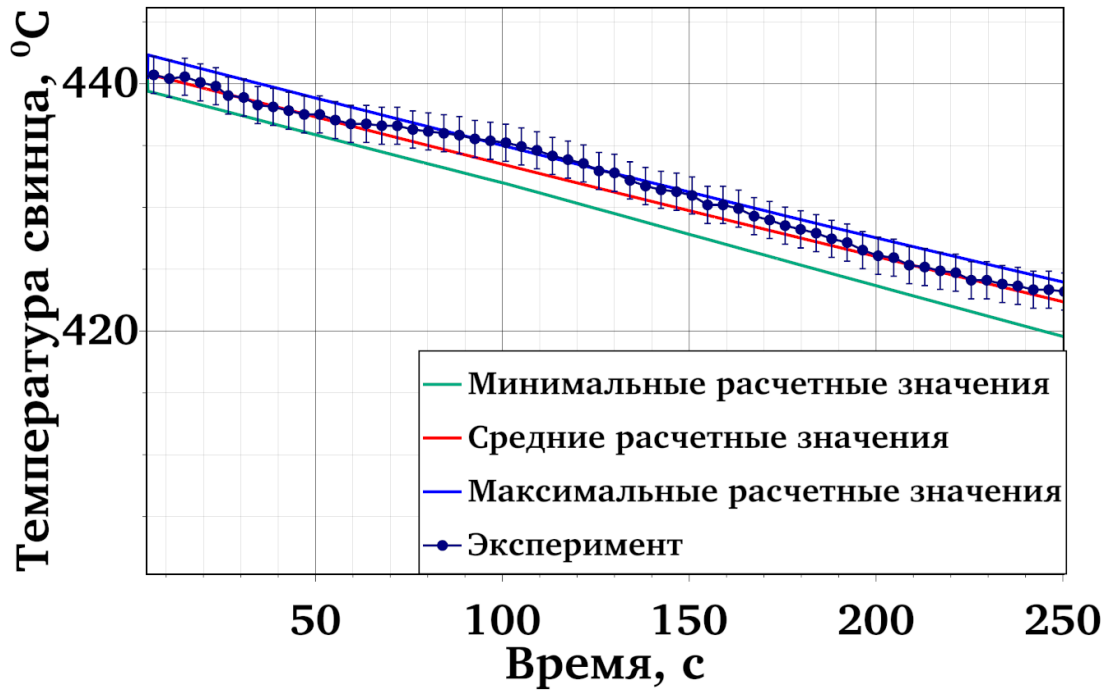


Рисунок 3.2 – Минимальные, средние и максимальные расчетные значения в сравнении с экспериментом для расхода пара 0,2 г/с и расхода жидкости 0,1 г/с

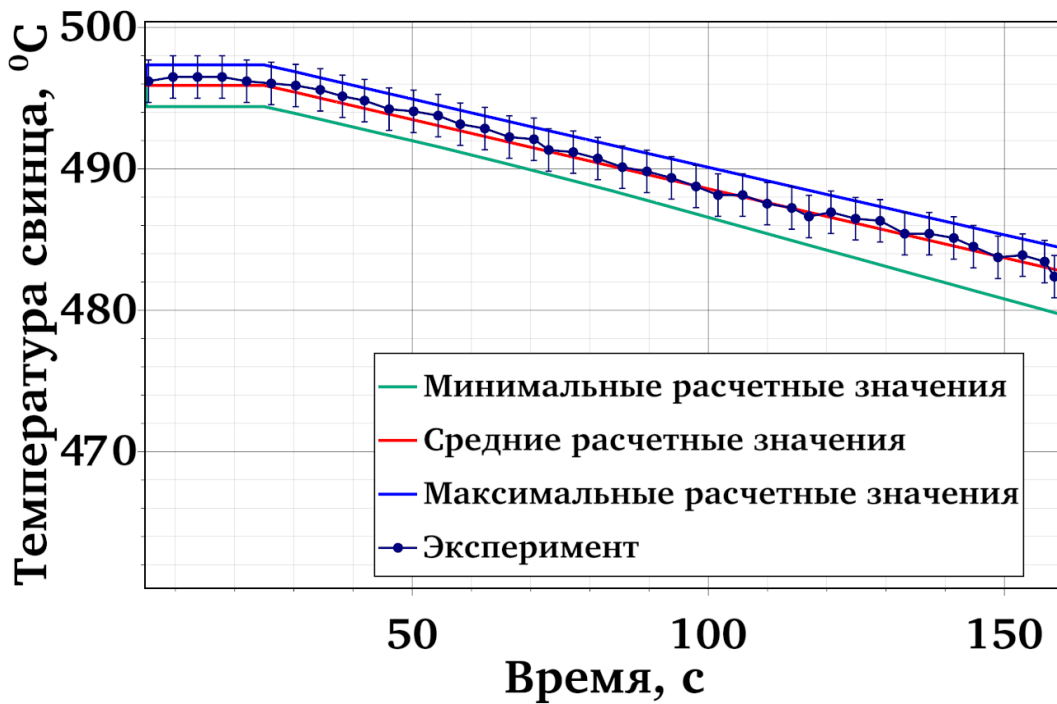


Рисунок 3.3 – Минимальные, средние и максимальные расчетные значения в сравнении с экспериментом для расхода пара 0,2 г/с и расхода жидкости 0,2 г/с

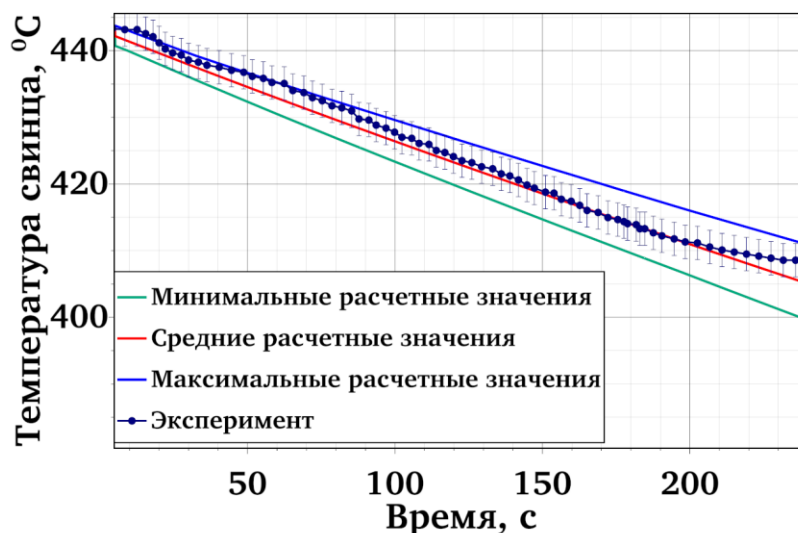


Рисунок 3.4 – Минимальные, средние и максимальные расчетные значения в сравнении с экспериментом для расхода пара 0,2 г/с и расхода жидкости 0,3 г/с

На базе проведенных расчетов были вычислены значения средней абсолютной погрешности для всех моделируемых экспериментов. Для температуры теплоносителя погрешность составила $[-0,3 - 3,3; -0,3 + 3,3]$ °C.

Для оценки влияния параметров варьирования на результаты расчетов были получены коэффициенты чувствительности для всех рассматриваемых режимов. Так как они аналогичны для всех режимов, на рисунке 3.5 показаны результаты для эксперимента с расходом пара 0,2 г/с и расходом жидкости 0,1 г/с.

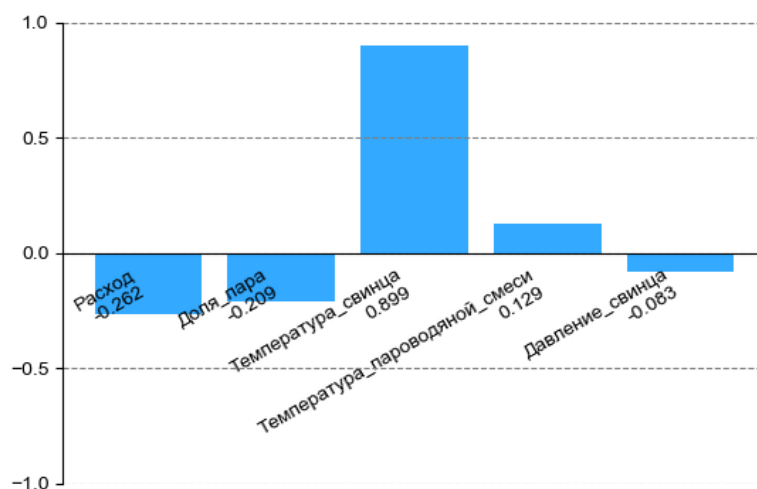


Рисунок 3.5 – Коэффициенты чувствительности для эксперимента с расходом пара 0,2 г/с и расходом жидкости 0,1 г/с

Наибольшее влияние оказывает варьирование температуры свинца, остальные параметры оказывают существенно меньшее влияние на результаты расчетов.

На основании полученных результатов, которые качественно и количественно согласуются с экспериментами, можно сделать вывод об удовлетворительной точности выполненного моделирования по коду HYDRA-IBRAE/LM транспорта пара и пароводяной смеси в свинце.

3.3 Выводы к главе 3

Реализованная в ходе выполнения диссертационного исследования в коде HYDRA-IBRAE/LM модель транспорта пароводяной смеси в свинце позволяет проводить расчеты процессов, которые происходят при разрыве трубок парогенератора РУ с тяжелым жидкометаллическим теплоносителем. Следует отметить, что HYDRA-IBRAE/LM – один из немногих кодов, который позволяет проводить расчеты подобных процессов.

С помощью реализованной модели были проведены многовариантные расчеты экспериментов ИТ СО РАН. В экспериментах проводился впрыск пара и пароводяной смеси в свинец при разных расходах смеси и разной доли пара в ней. Результаты расчетов показали хорошее согласие между результатами расчетов и экспериментальными значениями [35].

4 Разработка и валидация соотношения для описания гидравлических потерь на трение в ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300

4.1 Описание модели кода для расчета гидравлических потерь на дистанционирующих решетках ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300

В коде HYDRA-IBRAE/LM, как и в других системных кодах, для расчета гидравлических потерь давления на трение используется следующая формула:

$$\Delta P = \xi_{тр} \frac{L}{D_H} \frac{\rho \cdot v^2}{2} + \xi_{лок} \frac{\rho \cdot v^2}{2}, \quad (4.1)$$

где P – давление, $\xi_{тр}$ – коэффициент трения о стенку в канале, L – длина канала, D_H – гидравлический диаметр канала, ρ – плотность теплоносителя, $\xi_{лок}$ – коэффициент локального сопротивления, v – скорость теплоносителя.

Коэффициент $\xi_{тр}$ в формуле (4.1) выбирается в зависимости от геометрических параметров канала и от режима течения теплоносителя. Коэффициент $\xi_{лок}$ в большинстве случаев берется из соответствующих справочников, в которых эти зависимости получены на основе обработки большого числа экспериментальных данных. Также данный коэффициент для конкретного элемента установки может быть получен путем CFD расчета.

Для моделирования локальных сопротивлений определенного типа необходимо получить зависимость коэффициента локального сопротивления $\xi_{лок}$ от числа Рейнольдса. Так как в реакторной установке БРЕСТ-ОД-300 дистанционирование твэлов осуществляется с помощью решеток, то для возможности расчета данной ТВС необходимо было разработать и реализовать в расчетном коде формулу, по которой в зависимости от параметров потока будут рассчитываться коэффициенты локальных сопротивлений для решеток.

На основе анализа экспериментов, проведенных в АО «НИКИЭТ» [87],

было разработано соотношение для определения гидравлических потерь на дистанционирующих решетках ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300. Далее в коде HYDRA-IBRAE/LM была реализована полученная формула для расчета коэффициента локального сопротивления одной дистанционирующей решетки РУ БРЕСТ-ОД-300:

$$\xi_{\text{лок}} = A + B \cdot Re + \frac{C}{Re} + \frac{D}{Re^2}, \quad (4.2)$$

где Re – число Рейнольдса для теплоносителя в соединении, ближайшем к локальному сопротивлению; A , B , C и D – коэффициенты, полученные на основании анализа экспериментов, проведенных на установке ЭУСТ (АО «НИКИЭТ», Россия) [70]. Использование данного соотношения при расчетах РУ БРЕСТ-ОД-300 позволит гарантировать заданную точность описания гидравлических потерь на трение на дистанционирующих решетках для чисел Рейнольдса от $1,3 \cdot 10^4$ до $8,2 \cdot 10^4$.

4.2 Верификация и валидация соотношения для описания гидравлических потерь на трение в ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300

4.2.1 Верификация на экспериментах по проливке ТВС свинцовым теплоносителем, проведенных на установке ЭУСТ (Россия)

Целью экспериментов, проведенных на установке ЭУСТ [70] (АО «НИКИЭТ», Россия), было исследование гидравлических потерь на участках полномасштабного макета бесчехловой ТВС центральной зоны реакторной установки БРЕСТ-ОД-300. Теплоносителем был жидкий свинец.

Методика проведения экспериментов была следующей: в начале каждого из пусков контур заполняли жидким свинцом, который после этого разогревали до рабочей температуры (550 ± 5 °C), а далее установку выводили на стационарный режим. Была проведена серия экспериментальных пусков, массовые расходы свинца менялись от 30 кг/с до 207 кг/с. В ходе экспериментов были измерены значения давления в разных точках по высоте тепловыделяющей сборки, а потом

по этим значениям были вычислены перепад давления, числа Рейнольдса, коэффициенты гидравлического сопротивления для каждого из расходов свинца.

4.2.1.1 Моделирование экспериментов с помощью кода HYDRA-IBRAE/LM

При моделировании экспериментов на установке ЭУСТ в объекте, моделирующем ТВС, были заданы несколько дистанционирующих решеток, вычислялись гидравлические потери на участке тепловыделяющей сборки, которые далее сравнивались с экспериментальными значениями.

Для указанных экспериментов также был проведен анализ неопределенностей и чувствительности с использованием методики ИБРАЭ РАН. Сначала были определены параметры, к изменению которых могут быть чувствительны результаты расчетов. В данном случае ими были: давление, расход и температура свинца, корреляция для расчета коэффициента трения в тепловыделяющей сборке и корреляция для вычисления коэффициентов местных сопротивлений на дистанционирующей решетке. Список параметров и диапазон их варьирования показан в таблице 4.1. Диапазоны варьирования параметров были выбраны в соответствии с погрешностями приборов из работы [87].

Таблица 4.1 – Параметры и диапазоны их варьирования

Параметр	Диапазон варьирования
Давление	$\pm 1 \%$
Расход свинца	$\pm 0,5 \%$
Температура свинца	$\pm 2,5 \text{ К}$

Далее было проведено 100 расчетов [88] для каждого из значений расхода свинца. На основании проведенных расчетов были вычислены минимальные, средние и максимальные значения перепада давления для каждого расхода.

Результаты проведенных расчетов показаны на рисунке 4.1. Результаты отнесены к значению перепада давления для наименьшего расхода теплоносителя.

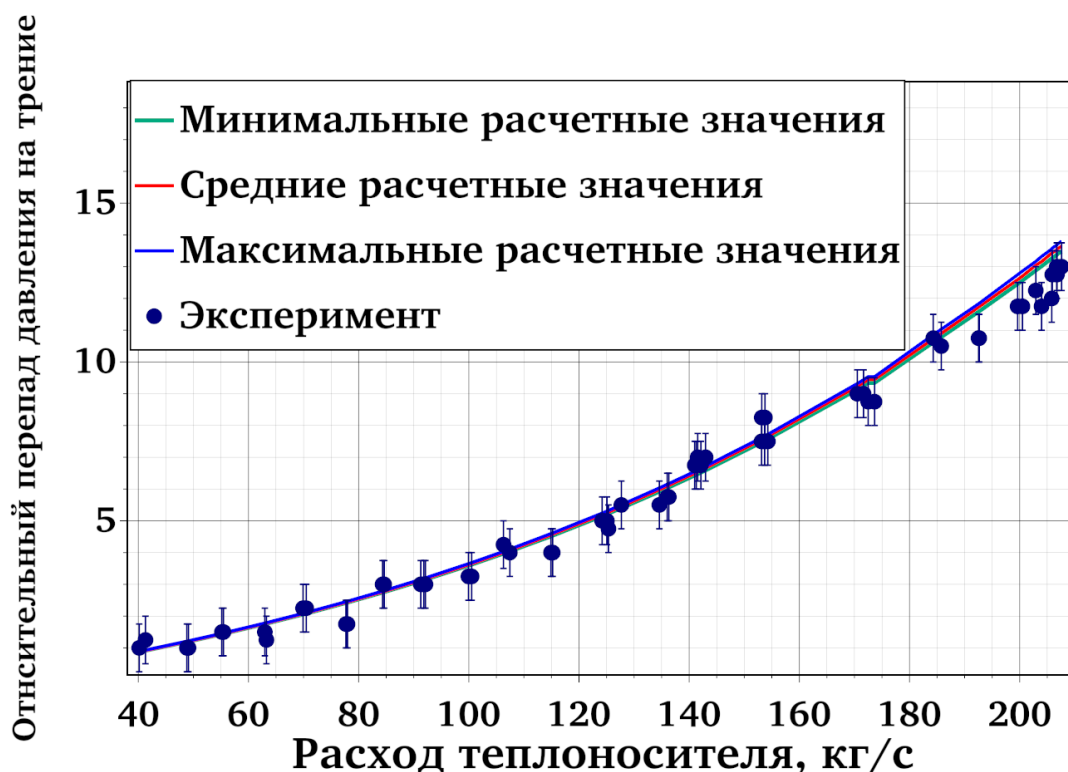


Рисунок 4.1 – Результаты расчетов кодом HYDRA-IBRAE/LM в сравнении с экспериментальными данными

Как видно из рисунка 4.1, практически все экспериментальные значения перепада давления с учетом погрешности попали в диапазон расчетных значений. Это свидетельствует о хорошей точности моделирования перепада давления на ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300.

Средняя относительная погрешность всех проведенных расчетов составила $[5 - 31; 5 + 31]$ %, что свидетельствует о возможности применения кода HYDRA-IBRAE/LM для моделирования течения свинцового теплоносителя в ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300 [70].

Для данных экспериментов был также проведен анализ чувствительности. Так как для всех рассмотренных расходов коэффициенты чувствительности

аналогичны, то далее на рисунках 4.2 – 4.3 приведены значения для двух расходов.

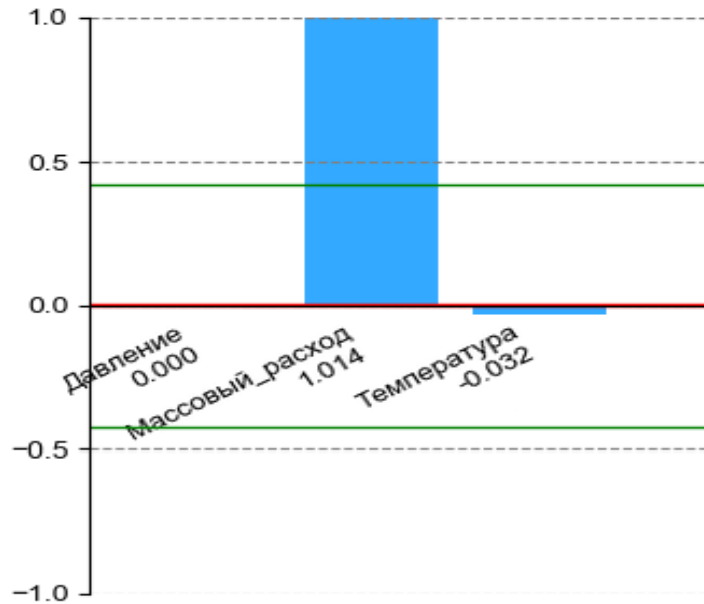


Рисунок 4.2 – Коэффициенты многомерной линейной регрессии для расхода свинца 125,35 кг/с

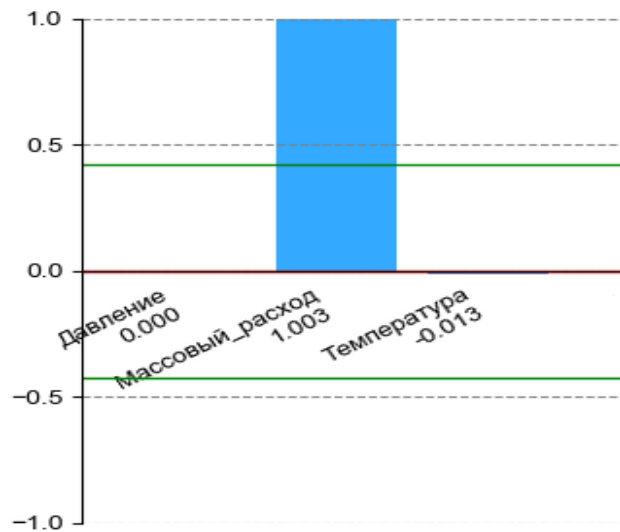


Рисунок 4.3 – Коэффициенты многомерной линейной регрессии для расхода свинца 205,81 кг/с

Наибольшее влияние на результаты оказывает изменение массового расхода теплоносителя. Остальные параметры практически не оказывают влияния на результаты.

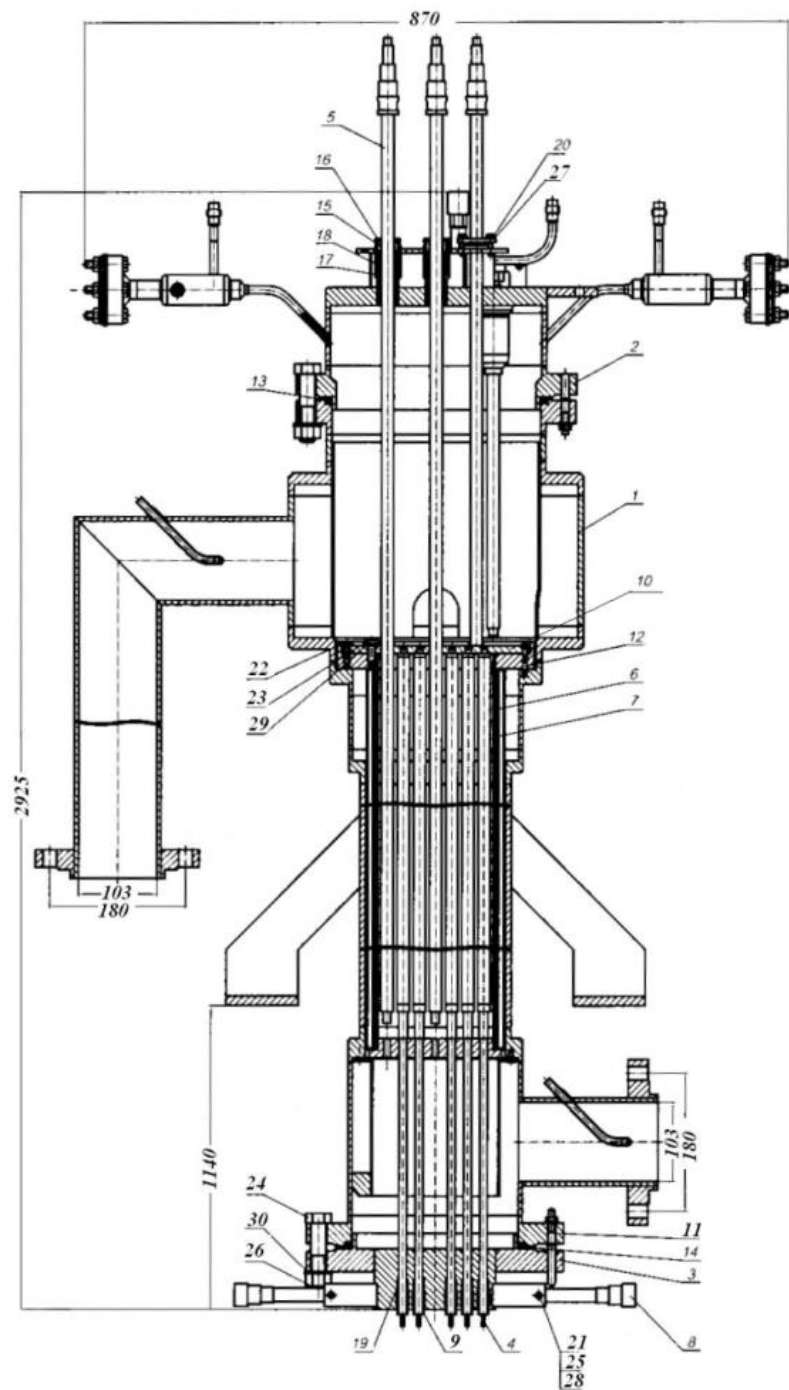
4.2.2 Моделирование экспериментов по исследованию теплообмена при течении эвтектики NaK (Россия)

Эксперименты были проведены на жидкометаллическом трехконтурном стенде 6Б, расположенном в АО «ГНЦ РФ-ФЭИ». Установка содержит три контура: один – с натриевым теплоносителем и два – с эвтектическим сплавом натрий-калий (22 % Na + 78 % K) [89]. Стенд используется для теплогидравлического исследования однофазного течения жидкого металла и обоснования номинальных и аварийных режимов работы реакторов на быстрых нейтронах с жидкометаллическими теплоносителями.

На стенде могут проводиться как эксперименты применительно к реакторам на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем (БН-600, БН-800, БН-1200М, БОР-60, МБИР), так и эксперименты, для которых в качестве теплоносителя используется эвтектический сплав натрий-калий.

Целью данных экспериментов [90] было изучение теплоотдачи и температурных полей имитаторов ТВЭЛов в тепловыделяющей сборке. Объектом проведенного экспериментального исследования была 37-стержневая гексагональная сборка с четырьмя дистанционирующими решетками, являющаяся моделью ТВС активной зоны реактора БРЕСТ-ОД-300.

В качестве теплоносителя использовался сплав натрий-калий (22 % Na + 78 % K), число Прандтля которого близко к числу Прандтля свинца – теплоносителя реактора БРЕСТ-ОД-300. В ходе экспериментов исследовалась теплоотдача и температурные поля в тепловыделяющей сборке. Ее схема представлена на рисунке 4.4. В центральный ТВЭЛ, который является поворотным, по всей длине вмонтированы 12 термопар, позволяющие измерять температуру стенки ТВЭЛа вдоль всей тепловыделяющей сборки. Также есть термопары на входе и выходе из сборки для измерения температуры теплоносителя.



- 1 – корпус; 2 – колпак верхний; 3 – колпак нижний; 4 – имитатор неповоротный;
 5 – имитатор измерительный (поворотный); 6 – обечайка; 7 – вытеснитель;
 8 – рубашка охлаждения; 9 – втулка; 10 – решетка; 11, 12 – направляющие
 шпильки; 13, 14 – прокладка; 15 – втулка; 16 – планка; 17, 18 – шайба;
 19 – прокладка; 20, 21, 22, 23, 24 – болт; 25, 26 – гайка; 27, 28, 29, 30 – шайба

Рисунок 4.4 – Общий вид модельной сборки [90]

Параметры рассматриваемых экспериментов приведены в таблице 4.2.

Таблица 4.2 – Параметры экспериментов

№ режима	Полная мощность сборки, Вт	Средняя скорость через модельную сборку, м/с	Разница температур между выходом и входом сборки, °С
1	137406	2,80	9,1
2	111500	1,89	11,5
3	137150	1,90	13,7
4	111630	1,68	12,8
5	129250	1,65	15

Свойства сплава натрий-калий для расчета были взяты из справочников [91 – 93].

Для моделирования данных экспериментов также были определены параметры, к изменению которых может быть чувствителен расчет: скорость и температура теплоносителя на входе, а также подводимая мощность [94]. Диапазоны варьирования выбирались в соответствии со значениями погрешности экспериментальных приборов. Эти значения приведены в таблице 4.3.

Таблица 4.3 – Диапазоны варьирования параметров

Параметр	Диапазон варьирования
Скорость теплоносителя	$\pm 1 \%$
Температура теплоносителя	$\pm 0,2 \text{ }^\circ\text{C}$
Подводимая мощность	$\pm 1 \%$

Для каждого из экспериментальных режимов было проведено 100 расчетов с варьированием указанных параметров. Результаты проведенных расчетов показаны на рисунке 4.5.

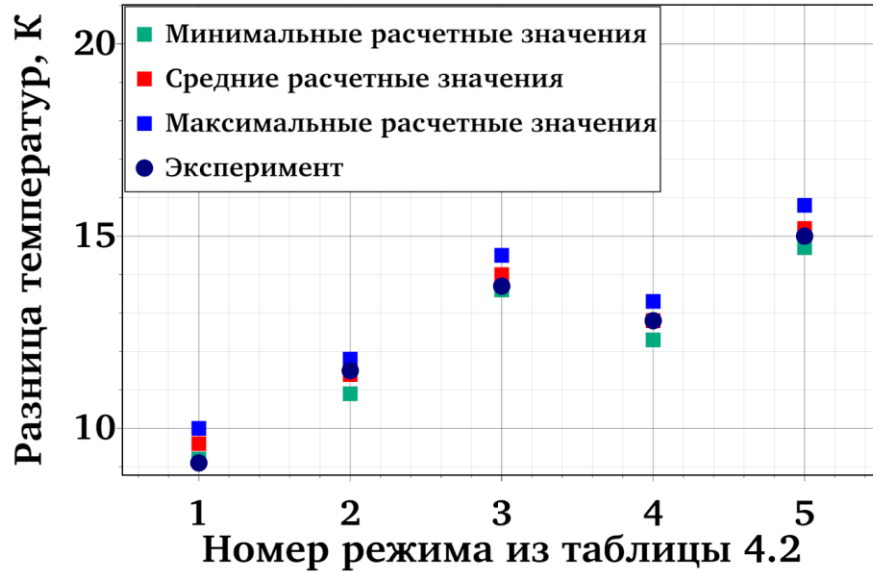


Рисунок 4.5 – Результаты расчетов

Итоговым значением погрешности является диапазон $[0,0 - 0,5; 0,0 + 0,5]$ К.

Для этих экспериментов также были получены коэффициенты чувствительности, которые показаны на рисунке 4.6.

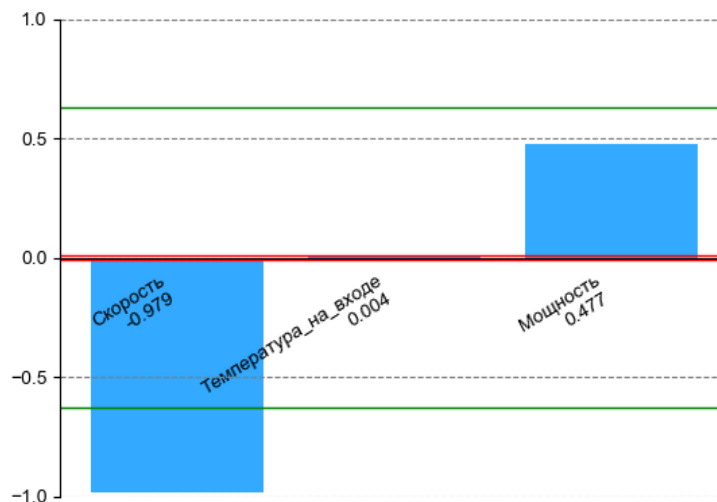


Рисунок 4.6 – Коэффициенты многомерной линейной регрессии для режима 3

Наибольшее влияние на результаты оказывают скорость теплоносителя и мощность энерговыделения. При этом результаты проведенного анализа подтвердили корректность расчетов: коэффициент для мощности является положительным, а для скорости – отрицательным.

4.2.3 Моделирование экспериментов по исследованию теплообмена при течении свинцового теплоносителя (Россия)

Далее будут рассмотрены эксперименты, проведенные в АО «НИКИЭТ» [95] и посвященные исследованию гидродинамики и теплообмена при течении свинцового теплоносителя в макете ТВС, конструктивно подобном натурной ТВС центральной зоны РУ БРЕСТ-ОД-300, для расходов, соответствующих как режимам нормальной эксплуатации, так и нарушений нормальной эксплуатации. Исследования проводились в замкнутом контуре, где основным рассматриваемым элементом был рабочий участок с установленной сборкой трубчатых электронагревателей (РУСТЭН). Схематично моделируемая установка показана на рисунке 4.7.

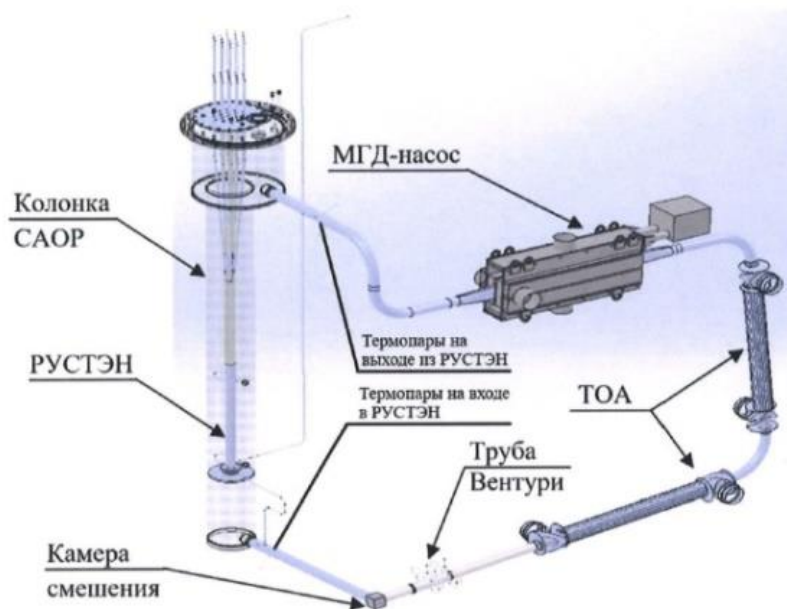


Рисунок 4.7 – Схема экспериментальной установки [95]

В ходе экспериментов фиксировался массовый расход теплоносителя, его начальная температура, а также мощность энерговыделения. При использовании

термопар измерялись значения температур на входе и выходе из РУСТЭН. В ходе моделирования перепад температур теплоносителя, полученный с помощью программного комплекса, сравнивался с экспериментальным значением.

Параметры моделируемых экспериментов приведены в таблице 4.4.

Таблица 4.4 – Параметры экспериментов

№	Массовый расход свинца, кг/с	Общая мощность, Вт	Разница температур, °С
1	79	67023	5
2	21	60921	16
3	48	92988	12
4	48	101844	13
5	72	82986	7

Были выбраны параметры, к изменению которых может быть чувствителен расчет: температура и расход свинца на входе, мощность энерговыделения. В описании экспериментальных исследований было указано, что в ходе экспериментов имели место тепловые потери. Этот факт также был учтен при проведении анализа неопределенностей.

Для температуры, расхода и мощности энерговыделения диапазоны неопределенности были выбраны в соответствии с погрешностями приборов из [95]. Для оценки тепловых потерь в эксперименте была определена разница температур между входом и выходом в РУСТЭН при отсутствии обогрева, она составила 2 °С. Так как погрешность измерения температуры теплоносителя составляла ± 2 °С, то диапазон неопределенности для тепловых потерь составлял от 0 до 22992 Вт.

Параметры с указанием диапазонов варьирования приведены в таблице 4.5.

Таблица 4.5 – Параметры варьирования

Параметр	Диапазон варьирования
Температура свинца на входе	± 2 К
Расход свинца	± 5 %
Мощность энерговыделения	$\pm 2,5$ %
Тепловые потери	0; 22992 Вт

Было проведено 100 расчетов для каждого из экспериментальных пусков, в которых параметры случайным варьировались в указанных диапазонах. Далее проводилась обработка полученных результатов, и были определены минимальные, средние и максимальные расчетные значения. Эти данные приведены в таблице 4.6.

Таблица 4.6 – Результаты многовариантных расчетов

№	Эксперимент, °С	Мин. расчетное значение, °С	Ср. расчетное значение, °С	Макс. расчетное значение, °С
1	5	2,8	5,2	7,4
2	16	12,5	16,1	20,4
3	12	10	11,7	13,3
4	13	11,4	13,1	14,6
5	7	3,8	6,8	9,7

Видно, что рассчитанный перепад температур отличался от экспериментального на десятые доли градуса. Средняя абсолютная погрешность перепада температур теплоносителя в ТВС составила $[-0,5 - 2,7; -0,5 + 2,7]$ К.

Следующая серия экспериментов также была проведена в АО «НИКИЭТ» на том же экспериментальном стенде, она являлась продолжением предыдущей, однако эти эксперименты были уже динамическими, в зависимости от времени менялись расход теплоносителя и подаваемая мощность.

Для указанных экспериментов также был проведен анализ неопределенностей и чувствительности, варьировались те же параметры, что и в стационарных экспериментах.

Результаты расчетов температуры, показанные на рисунках 4.8 – 4.9, уменьшены на значение температуры T_0 . На рисунках T – это полученная расчетная температура свинца, T_0 – некоторое значение, на которое была уменьшена температура. Два набора экспериментальных точек соответствуют значениям с двух термопар, которые находились в сечении на выходе из тестового участка.

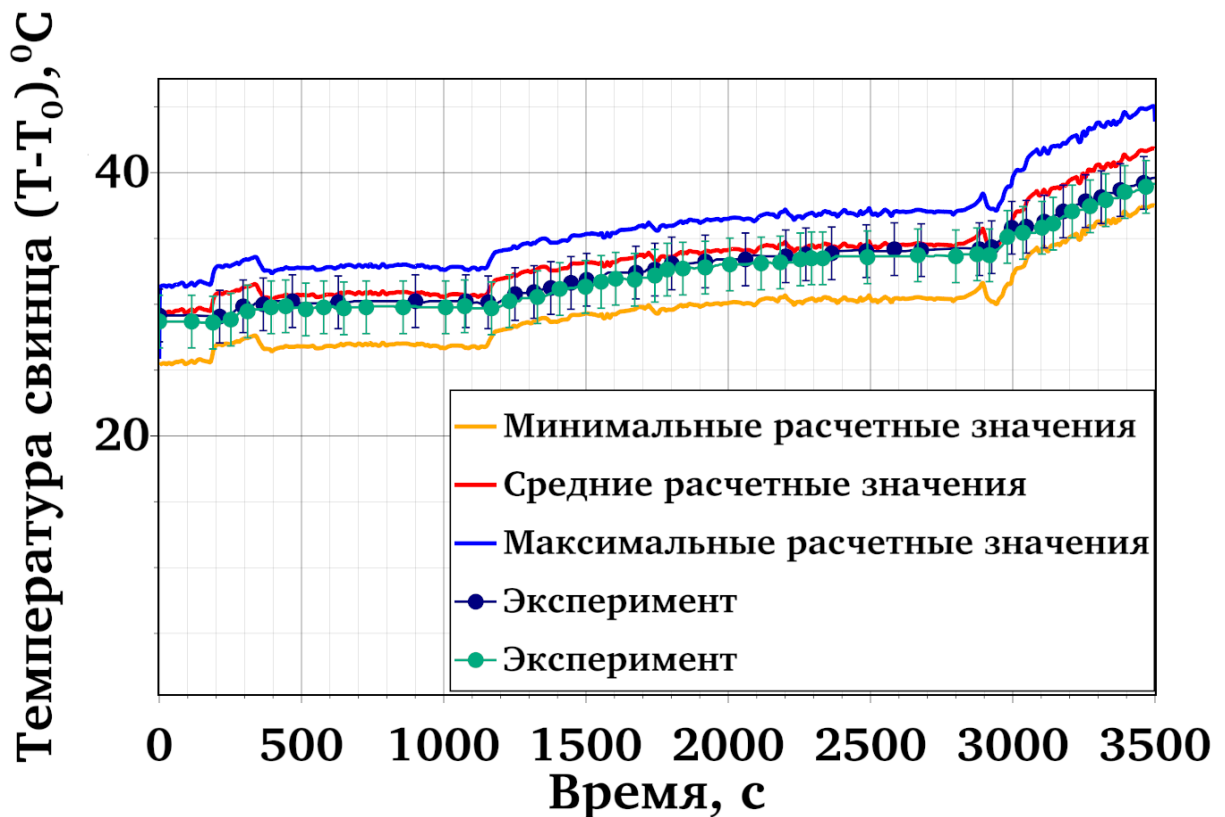


Рисунок 4.8 – Результат моделирования динамических экспериментов, тест 1

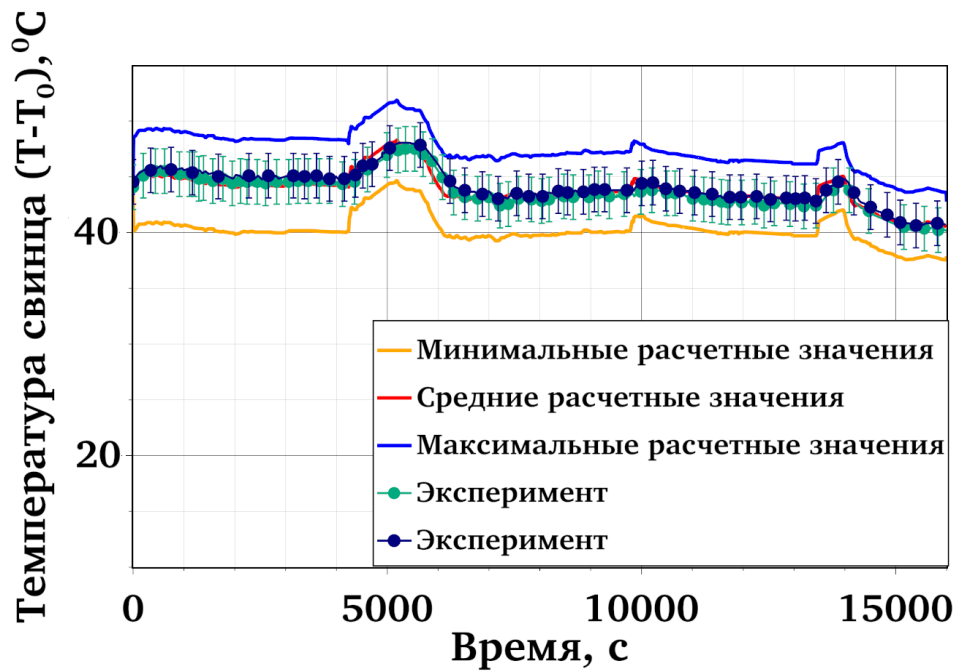


Рисунок 4.9 – Результат моделирования динамических экспериментов, тест 2

Погрешность расчета температуры составила $[0,1 - 2,7; 0,1 + 2,7]$ К.

Для стационарных и динамических экспериментов также был проведен анализ чувствительности для определения, какие параметры оказываются наибольшее влияние на результаты расчетов. Коэффициенты приведены на рисунке 4.10.

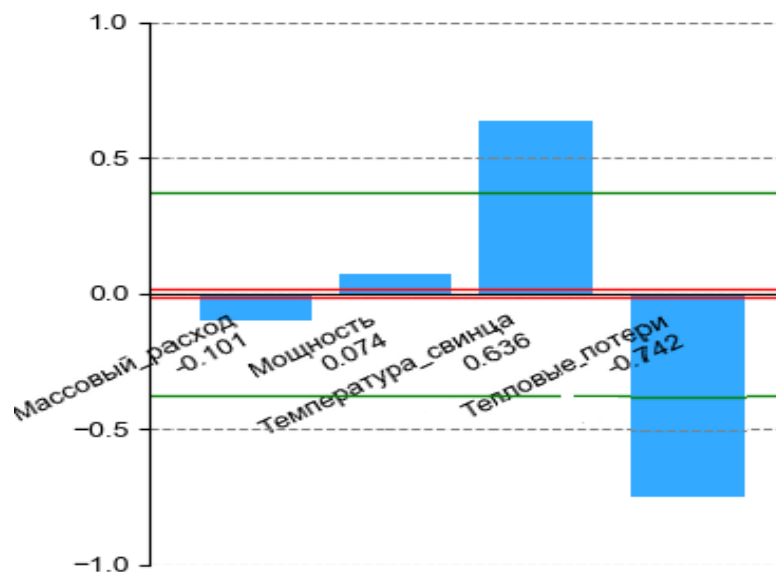


Рисунок 4.10 – Коэффициенты чувствительности

Наибольшее влияние на результаты оказывает изменение температуры свинца на выходе и варьирование тепловых потерь, что подтверждает корректность результатов.

4.3 Выводы к главе 4

Была разработана, имплементирована и валидирована модель расчета гидравлических потерь дистанционирующих решеток ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300, которая позволяет с гарантированной точностью определять гидравлические потери на трение на дистанционирующих решетках.

Была проведена валидация кода на нескольких экспериментах с использованием реализованного соотношения: рассматривались установки, расположенные в АО «НИКИЭТ» и в АО «ГНЦ РФ-ФЭИ».

В ходе диссертационного исследования были промоделированы эксперименты, проведенные в АО «НИКИЭТ». Первые – по исследованию гидравлических потерь на участках полномасштабного макета бесчехловой ТВС центральной зоны реакторной установки БРЕСТ-ОД-300; вторые – по исследованию теплообмена в макете ТВС, конструктивно подобном натурной ТВС центральной зоны РУ БРЕСТ-ОД-300.

Также было проведено моделирование экспериментов, проведенных в АО «ГНЦ РФ-ФЭИ», где исследовался теплообмен в модельной тепловыделяющей сборке периферийной зоны реактора БРЕСТ-ОД-300. Принципиальным отличием этих экспериментов было то, что в качестве теплоносителя использовалась эвтектика натрий-калий.

Полученные результаты свидетельствуют о возможности применения кода HYDRA-IBRAE/LM для моделирования течения свинцового теплоносителя в ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300 [70, 88, 94].

5 Валидация кода HYDRA-IBRAE/LM на маломасштабных интегральных стендах с тяжелым жидкометаллическим теплоносителем

Развитие современных расчетных кодов невозможно без их валидации на различных экспериментальных данных. Моделирование отдельных явлений необходимо для изучения и углубления понимания конкретных физических процессов. Однако для моделирования реальных реакторных установок необходимо исследовать процессы в совокупности, а не только по отдельности. Для решения этой задачи используются интегральные стенды.

Как правило, интегральные стенды являются маломасштабными, так как воспроизводить промышленный объект в натуральную величину слишком дорогостоящая задача. Кроме того, не все виды измерений, которые доступны на маломасштабных стендах, могут быть воспроизведены на полномасштабных. Именно интегральные стенды позволяют перейти от отдельных явлений к их совокупности, проводить исследование и изучать их взаимосвязь. Так как валидация программного комплекса на экспериментах, проведенных на интегральных стендах, демонстрирует способность расчетного кода учитывать различные явления и их взаимное влияние друг на друга, а также то, что полученные результаты могут быть перенесены на реальные объекты большего масштаба с учетом критериев подобия или других масштабных факторов.

Первый подраздел этой главы (5.1) посвящен моделированию экспериментов, проведенных на интегральных стендах HELIOS (Южная Корея) и CIRCE (Италия). В данных экспериментах рассматривается вынужденная циркуляция теплоносителя. Важным обстоятельством является то, что движение теплоносителя в первом эксперименте осуществляется с помощью насоса, а во втором – посредством газлифта. Таким образом, рассматриваемые в экспериментах процессы существенно различаются.

Во втором подразделе (5.2) рассматриваются эксперименты с естественной циркуляцией теплоносителя, так как к данному процессу наблюдается большой интерес [40 – 41], поскольку именно естественная циркуляция теплоносителя

должна обеспечить безопасное расхолаживание РУ при нарушениях нормальной эксплуатации и авариях. Рассматриваемые эксперименты проведены на установках HELIOS (Южная Корея), TALL (Швеция) и TALL-3D (Швеция). Данные эксперименты схожи между собой в методике проведения, а также в исследуемых явлениях и параметрах.

5.1 Валидация кода HYDRA-IBRAE/LM на экспериментах с вынужденной циркуляцией тяжелого жидкометаллического теплоносителя

5.1.1 Моделирование экспериментов на установке HELIOS (Южная Корея) по исследованию гидравлических потерь при наличии локальных сопротивлений

Для изучения теплогидравлических процессов в условиях естественной и вынужденной конвекции агентством по ядерной энергии ОЭСР был сформулирован бенчмарк [96 – 98] на основе экспериментов, проведенных на установке HELIOS (Heavy Eutectic liquid metal Loop for Integral tests of Operability and Safety). Исследования включали два этапа:

- изучение процесса вынужденной циркуляции свинцово-висмутового теплоносителя в изотермических условиях;
- изучение процесса естественной циркуляции свинцово-висмутового теплоносителя в неизотермических условиях.

Валидация программного комплекса HYDRA-IBRAE/LM была проведена по результатам двух этапов бенчмарка. В данном пункте приведены результаты расчетов для вынужденной циркуляции теплоносителя, в пункте 5.2.1 – для естественной. Установка HELIOS [99, 100], которая находится в Сеульском национальном университете (Южная Корея), представляет собой экспериментальный стенд, созданный для обоснования проектируемого в Южной Корее реактора PEACER (Proliferation-resistant, environment-friendly, accident-tolerant, continuable and economical reactor). Основные параметры установки приведены в таблице 5.1.

Таблица 5.1 – Основные характеристики установки HELIOS

Параметр	Значение для установки HELIOS
Число петель	1
Остаточное энерговыделение (10 % от номинальной мощности), МВт	0,0174
Число ТВЭЛОВ	4
ΔT (между горячей ниткой и холодной ниткой), °C	49,4
Площадь проходного сечения обогреваемой части, м ²	0,000507
Расход при естественной циркуляции, кг/с	2,40
Типичная скорость в имитаторе а.з., м/с	0,173

Схема моделируемой установки показана на рисунке 5.1. Циркуляция свинцово-висмутового теплоносителя обеспечивалась с помощью циркуляционного насоса, расход которого был постоянным. На рисунке 5.1 с помощью красных стрелок показано направление движения теплоносителя в контуре.

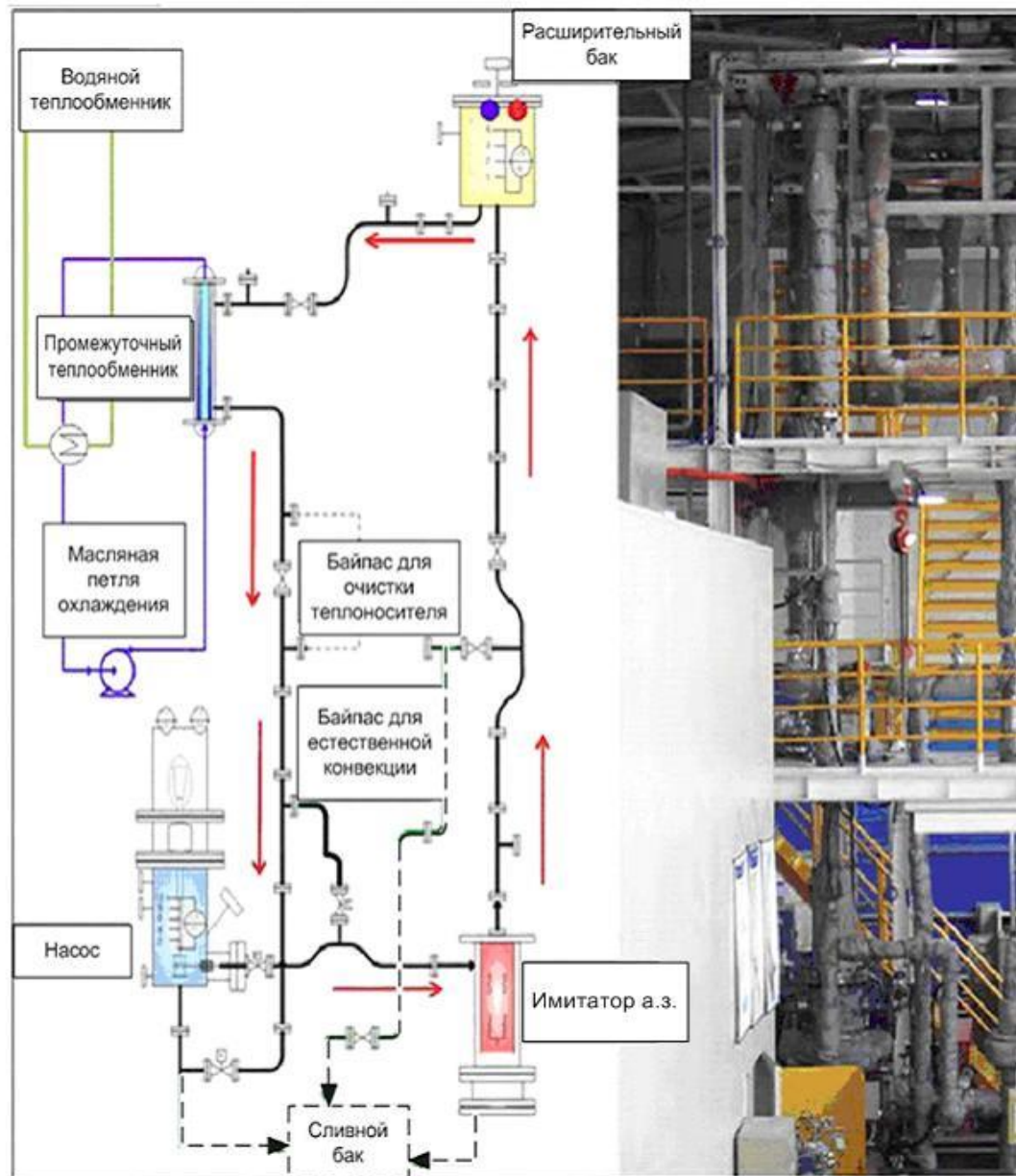


Рисунок 5.1 – Схема установки [97] (надписи переведены на русский язык автором настоящей работы)

Эксперименты проводились при постоянной температуре ($250\text{ }^{\circ}\text{C}$) для двух заданных расходов теплоносителя: $3,27\text{ кг/с}$ и $13,57\text{ кг/с}$. В ходе экспериментов измерялись потери давления на нескольких участках контура. На рисунке 5.2 цифрами показано расположение дифференциальных датчиков давления, используемых для измерения значений в ходе экспериментов.

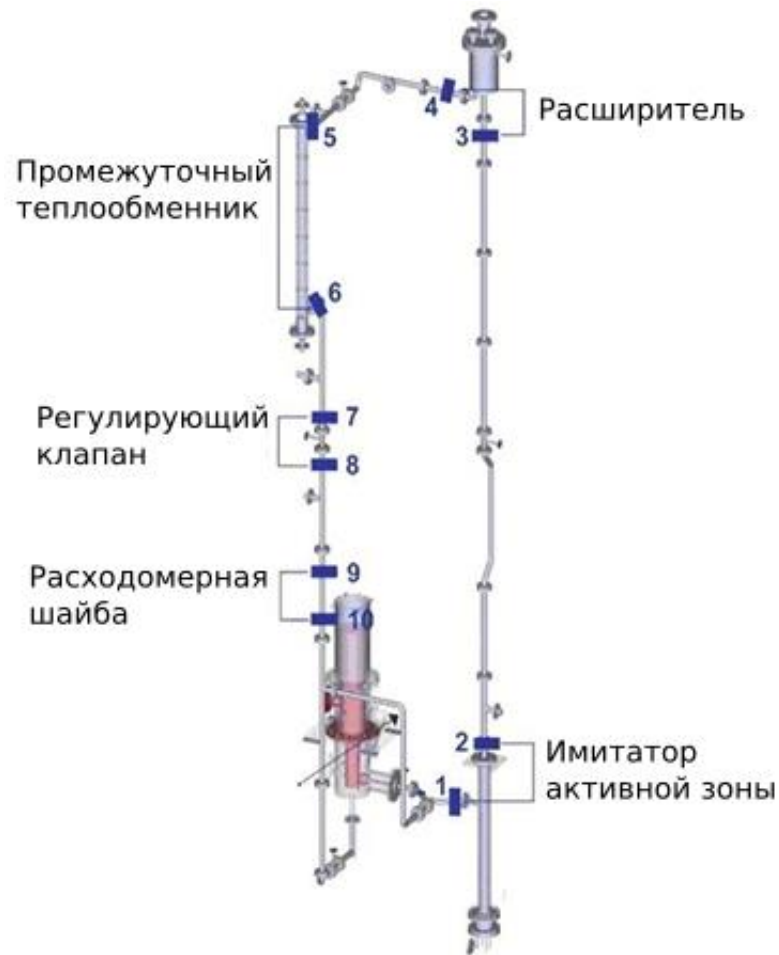


Рисунок 5.2 – Схема расположения дифференциальных датчиков давления [97]
 (надписи переведены на русский язык автором настоящей работы)

На рисунке 5.3 приведена расчётная схема установки с указанием её основных участков.

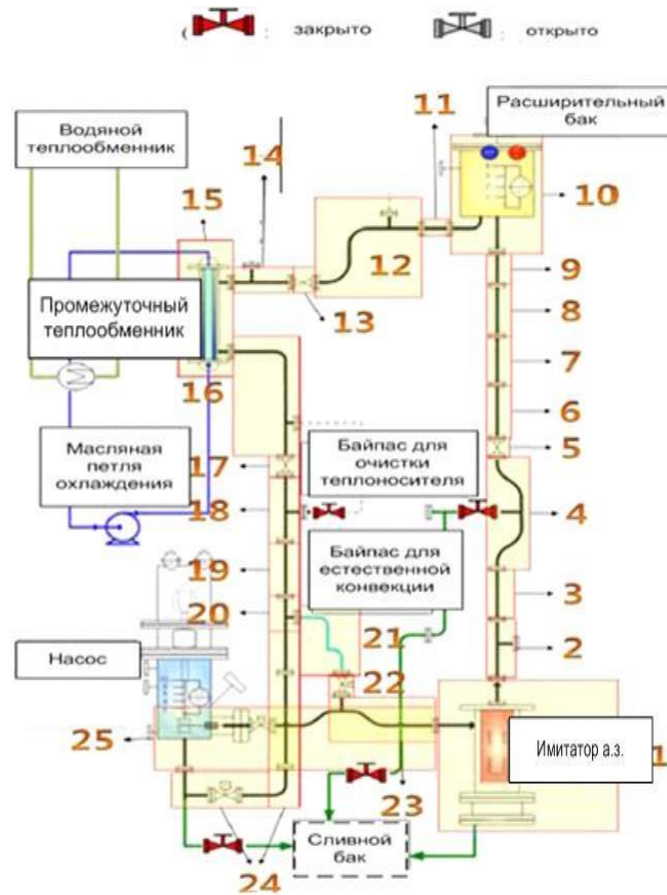


Рисунок 5.3 – Расчётные участки экспериментальной установки [97]
(надписи переведены на русский язык автором настоящей работы)

В таблице 5.2 приведены названия и номера частей контура (в соответствии с рисунком 5.3) с указанием их длин.

Таблица 5.2 – Элементы циркуляционного контура с указанием длин [97]

Номер участка	Название элемента	Длина участка, мм
1	Нагреватель	3633,1
	Сборка нагревателя	
	Стержень-нагреватель	
	Дно	
1	Межфланцевое уплотнение	4,5
2	Труба с фланцем	300
	Тройник	127
	Труба с фланцем	300
	Межфланцевое уплотнение	4,5
3	Труба с двумя фланцами	1000
	Межфланцевое уплотнение	4,5
4	Поворотное колено 45 град.	82,5
	Труба	180,68
	Поворотное колено 45 град.	60
	Труба	718,86
	Тройник	127
	Труба	171,11
	Поворотное колено 45 град.	60
	Труба	180,68
	Поворотное колено 45 град. с фланцем	82,5
Межфланцевое уплотнение	4,5	

Продолжение таблицы 5.2

Номер участка	Название элемента	Длина участка, мм
5	Клапан	216
	Межфланцевое уплотнение	4,5
6	Труба с двумя фланцами	1000
	Межфланцевое уплотнение	4,5
7	Труба с двумя фланцами	1000
	Межфланцевое уплотнение	4,5
8	Труба с одним фланцем	200
	Шайба	400
	Труба с одним фланцем	200
	Межфланцевое уплотнение	4,5
9	Труба с двумя фланцами	500
	Межфланцевое уплотнение	4,5
10	Расширительный бак	872,7
	Межфланцевое уплотнение	4,5
11	Труба с двумя фланцами	500
	Межфланцевое уплотнение	4,5
12	Труба с фланцем	300
	Тройник	127
	Труба	305,41
	Поворотное колено 90 град.	120
12	Поворотное колено 90 град	120

Продолжение таблицы 5.2

Номер участка	Название элемента	Длина участка, мм
	Труба	200
	Межфланцевое уплотнение	4,5
13	Клапан	216
	Межфланцевое уплотнение	4,5
14	Труба с одним фланцем	200
	Тройник	127
	Труба с одним фланцем	382,32
	Межфланцевое уплотнение	4,5
15	Корпус промежуточного теплообменника	2415,5
	Промежуточный теплообменник	–
	Межфланцевое уплотнение	4,5
16	Труба с одним фланцем	219,75
	Поворотное колено 90 град.	120
	Труба	785,5
	Тройник	127
	Труба с одним фланцем	500
	Межфланцевое уплотнение	4,5
17	Клапан	225
	Межфланцевое уплотнение	4,5

Продолжение таблицы 5.2

Номер участка	Название элемента	Длина участка, мм
18	Труба с одним фланцем	500
	Тройник	127
	Труба с одним фланцем	500
	Межфланцевое уплотнение	4,5
19	Труба с двумя фланцами	1000
	Межфланцевое уплотнение	4,5
20	Труба с одним фланцем	500
	Тройник	127
	Труба с одним фланцем	100
	Межфланцевое уплотнение	4,5
21	Труба с одним фланцем	757,12
	Поворотное колено 90 град.	120
	Труба	1204,62
	Поворотное колено 90 град.	120
	Труба с одним фланцем	276,25
	Межфланцевое уплотнение	4,5
22	Клапан	216
	Межфланцевое уплотнение	4,5
23	Труба с одним фланцем	100
	Тройник	127
	Поворотное колено 45 град.	60
	Труба	180,68

Продолжение таблицы 5.2

Номер участка	Название элемента	Длина участка, мм
	Поворотное колено 45 град. с фланцем	82,5
	Межфланцевое уплотнение	4,5
24	Труба с одним фланцем	1000
	Труба с двумя фланцами	1000
	Труба с одним фланцем	52,27
	Поворотное колено 90 град.	120
	Поворотное колено 45 град.	60
	Труба с одним фланцем	217,2
	Клапан	216
	Труба с одним фланцем	300
	Тройник	127
	Труба с одним фланцем	300
	Межфланцевое уплотнение	4,5
25	Сливной бак	977,4
	Межфланцевое уплотнение	4,5
	Клапан	216
	Межфланцевое уплотнение	4,5
	Поворотное колено 45 град.	82,5
	Труба	180,58
	Поворотное колено 45 град.	60
	Тройник	127

Продолжение таблицы 5.2

Номер участка	Название элемента	Длина участка, мм
	Поворотное колено 45 град	60
	Труба	180,58
	Поворотное колено 45 град	82,5
	Межфланцевое уплотнение	4,5

В ходе экспериментов перепад давления на локальных сопротивлениях был измерен на трех участках стенда: на имитаторе активной зоны, клапане и расходомерной шайбе. Значения перепадов давления, полученные в ходе экспериментов, приведены в таблице 5.3.

Таблица 5.3 – Экспериментальные значения перепадов давления на локальных сопротивлениях

Расход, кг/с	Измеренные значения перепадов давления, кПа		
	Имитатор активной зоны	Клапан	Расходомерная шайба
3,27	3,781	0,182	1,194
13,57	52,491	3,025	20,247

Для вычисления коэффициента $\xi_{лок}$ в коде HYDRA-IBRAE/LM реализована библиотека локальных сопротивлений на базе справочника [101], которая позволяет пользователю в удобном и компактном виде задавать основные

параметры локальных сопротивлений: тип, площадь проходного сечения в месте установки и ряд параметров, по которым далее код рассчитывает коэффициент локального сопротивления.

Для расчета потерь давления в имитаторе активной зоны и на расходомерной шайбе использовалась библиотека локальных сопротивлений кода, а для клапана – коэффициенты локального сопротивления задавались во входном файле (их значения взяты из [96]).

По методике для анализа чувствительности и неопределенностей было проведено 100 расчетов с варьированием параметров, которые могут оказывать влияние на результаты расчетов. Такими параметрами являются температура и массовый расход свинца-висмута. Диапазоны варьирования для экспериментальных параметров были взяты из работы [102]. Параметры и диапазоны их варьирования приведены в таблице 5.4.

Таблица 5.4 – Параметры и диапазоны их варьирования

Параметр	Диапазон варьирования
Температура	± 3 К
Массовый расход на входе в канал	± 5 %

При проведении расчетов значения параметров из таблицы 5.4 случайным образом выбирались из соответствующего диапазона варьирования. Далее на базе проведенных расчетов были получены средние, минимальные и максимальные расчетные значения. Они приведены в таблицах 5.5 – 5.6.

Таблица 5.5 – Результаты проведенных расчетов для расхода 3,27 кг/с

Участок	Экспериментальное значение, кПа	Минимальное расчётное значение, кПа	Среднее расчётное значение, кПа	Максимальное расчётное значение, кПа
Имитатор активной зоны	3,781	3,153	3,502	3,795
Клапан	0,182	0,178	0,198	0,215
Расходомерная шайба	1,194	1,059	1,185	1,290

Таблица 5.6 – Результаты проведенных расчетов для расхода 13,57 кг/с

Участок	Экспериментальное значение, кПа	Минимальное расчётное значение, кПа	Среднее расчётное значение, кПа	Максимальное расчётное значение, кПа
Имитатор активной зоны	52,491	47,242	52,226	57,046
Клапан	3,025	2,796	3,094	3,383
Расходомерная шайба	20,247	17,984	19,950	21,859

Как видно из данных, приведенных в таблицах 5.5 и 5.6, результаты расчетов по коду HYDRA-IBRAE/LM с очень высокой точностью описывают перепад давления за счет сил трения [103]. Также видно, что максимальное

значение погрешности достигается при расходе 3,27 кг/с на участке с клапаном, при этом отклонение расчетного значения от экспериментального не столь значительно, однако неопределенность валидации весьма существенна и составляет почти 54 %. Это связано с тем, что погрешность прибора (97,5 Па) в данном случае составляет больше половины экспериментального значения (182 Па).

Таким образом, была получена погрешность валидации $[+ (0,2 - 20,5); + (0,2 + 20,5)] \%$.

Для полученных результатов был проведен анализ чувствительности – это позволило подтвердить корректность расчетов и понять, какие именно параметры оказывают наибольшее существенное влияние на результаты. На рисунках 5.4 – 5.5 показаны полученные коэффициенты чувствительности.

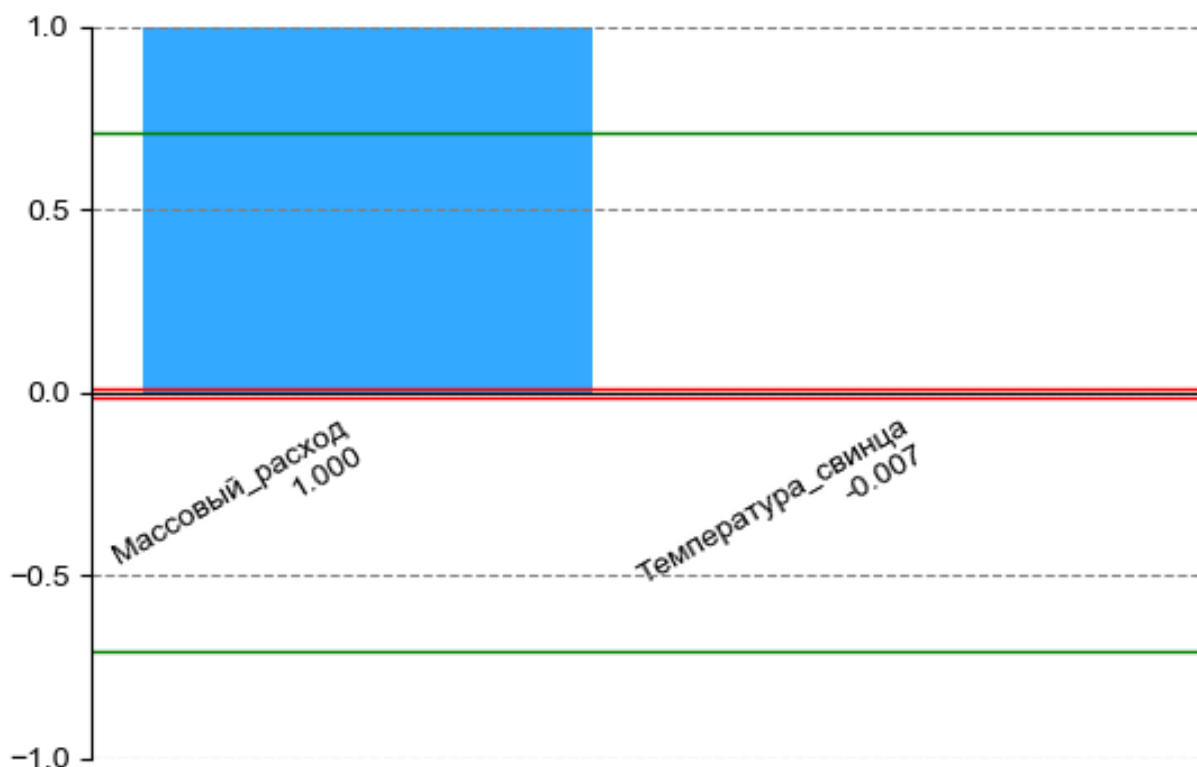


Рисунок 5.4 – Коэффициенты чувствительности гидравлических потерь в имитаторе активной зоны

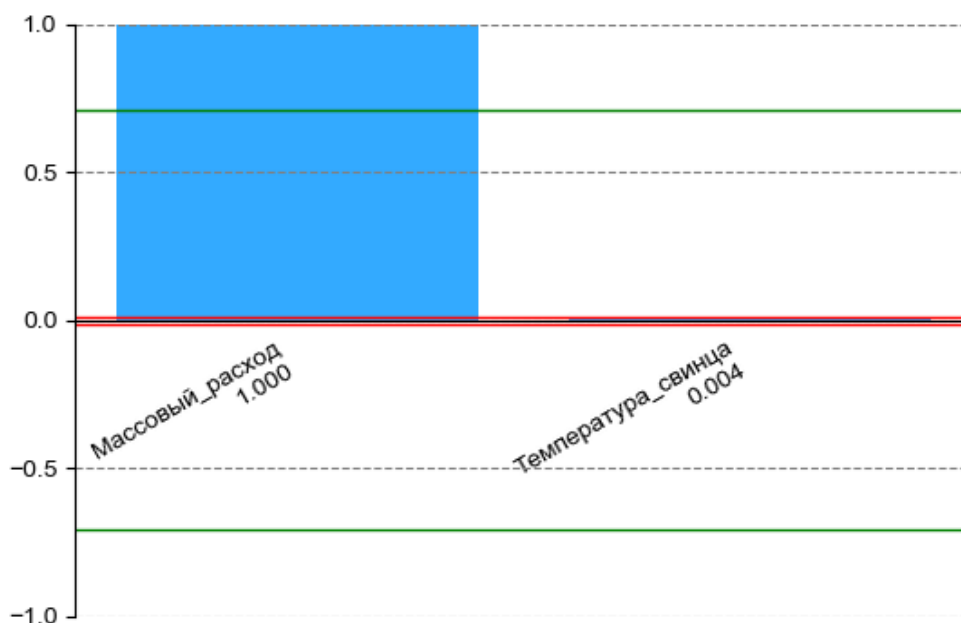


Рисунок 5.5 – Коэффициенты чувствительности гидравлических потерь на расходомерной шайбе

Основное влияние на результаты расчетов оказывает изменение массового расхода, что полностью согласуется с используемыми в коде моделями для расчета перепада давления. Учитывая хорошее согласие результатов расчетов с экспериментальными данными, можно говорить о правильном выборе и корректной реализации замыкающих соотношений и библиотеки локальных сопротивлений в коде для вычисления потерь давления на трение.

5.1.2 Моделирование экспериментов по циркуляции за счет эффекта газлифта на установке CIRCE (Италия)

Целью экспериментов [104], проведенных на установке CIRCE, расположенной в Бразимонском центре ENEA, было исследование возможности установления циркуляции путем закачки газа в бассейн, который содержал свинцово-висмутовую эвтектику в качестве рабочей среды. Основное назначение экспериментальной установки – изучение гидродинамических характеристик, характерных для режимов работы реакторных установок, в которых в качестве теплоносителя используется свинец-висмут. Схематичное представление экспериментального стенда показано на рисунке 5.6.



Рисунок 5.6 – Схематичное представление экспериментальной установки (рисунок заимствован из [104], надписи переведены на русский язык автором настоящей работы)

Эксперименты проводились для различных температур свинца-висмута (от 200 до 320 °С), в изотермических условиях в широком диапазоне расходов аргона (от 0,5 до 7,0 л/с, условия были приведены к нормальным). Эксперименты проводились следующим образом: с помощью специального сопла вводился газ, после чего в однофазной части тестовой секции измерялся расход жидкометаллического теплоносителя. В результате была получена зависимость расхода жидкометаллического теплоносителя от расхода газа.

При моделировании данного эксперимента также были проведены 100 расчетов, в которых случайным образом варьировался расход газа в пределах $\pm 10\%$ от номинального значения [37]. Диапазон варьирования был получен с учетом погрешности приборов 2 %, приведенной в работе [104], и так как экспериментальные данные приведены в графическом виде, то была учтена погрешность оцифровки. В итоге был получен коридор зависимости расхода жидкости от расхода газа, он показан на рисунке 5.7.

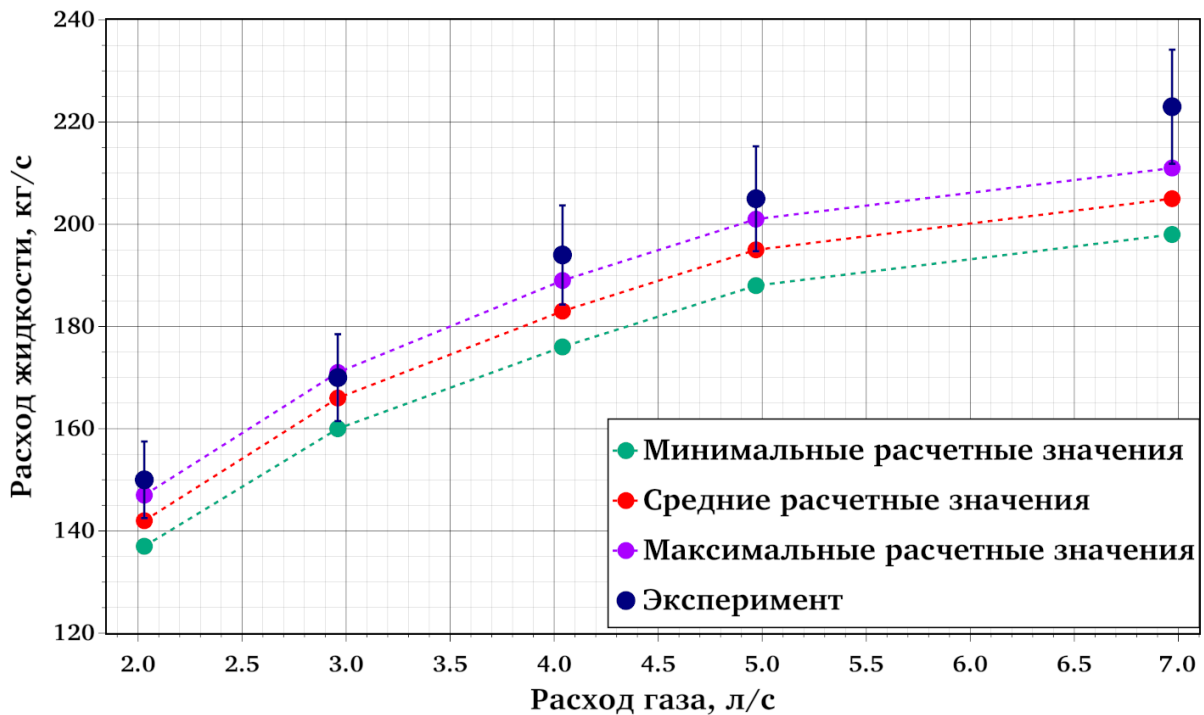


Рисунок 5.7 – Зависимость расхода жидкости от объёмного расхода газа (приведён к нормальным условиям)

На базе проведенных расчетов были вычислены значения средней относительной погрешности для всех промоделированных экспериментов. Для массового расхода теплоносителя погрешность составила $[-5 - 4; -5 + 4]\%$. Так как варьировался только один параметр – расход газа, то коэффициенты чувствительности демонстрируют полную зависимость только от этого параметра. По этой причине здесь они не приводятся.

5.2 Валидация кода HYDRA-IBRAE/LM на экспериментах по исследованию естественной циркуляции теплоносителя

5.2.1 Моделирование экспериментов, проведенных на установке HELIOS (Южная Корея)

На установке HELIOS, описание которой приведено в пункте 5.1.1, помимо экспериментов с вынужденной циркуляцией теплоносителя, были проведены и исследования естественной циркуляции [105].

Эксперименты были проведены для нескольких значений мощности имитатора а.з.: 9,8; 15,0; 27,0 и 33,6 кВт, в зависимости от этого значения устанавливался расход теплоносителя в контуре, а также разность температур на границах обогреваемой части. Параметры моделируемых экспериментов приведены в таблице 5.7.

Таблица 5.7 – Экспериментальные данные

Мощность энерговыделения, кВт	Расход теплоносителя, кг/с	Разность температур до и после имитатора а.з., °С
9,8	1,8	36,52
15,0	2,09	49,01
27,0	2,74	66,78
33,6	2,83	79,12

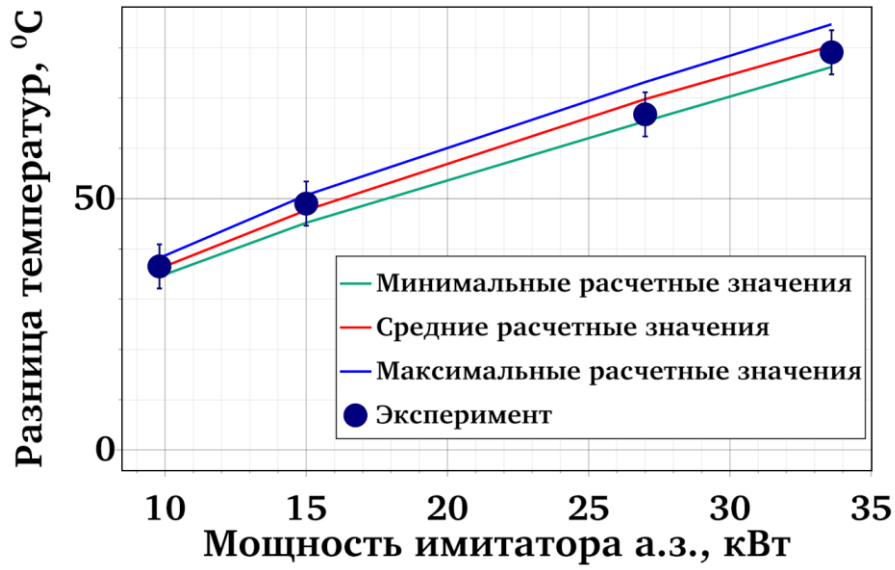
Отметим, что при оценке баланса энергии было получено, что максимальные тепловые потери наблюдались при наибольшей мощности энерговыделения – 33,6 кВт, они составляли 2,6 %, что является не столь значительной величиной, но эти значения также были учтены при многовариантных расчетах.

Сначала были выбраны параметры, к которым могут быть чувствительны результаты расчетов. В данном случае это начальная температура теплоносителя, мощность энерговыделения, тепловые потери и коэффициенты местных сопротивлений. Исходя из экспериментальных неопределенностей, были выбраны диапазоны варьирования (смотреть таблицу 5.8). Далее для каждого из значений энерговыделения было проведено 100 расчетов, в которых случайным образом менялись параметры в диапазоне варьирования.

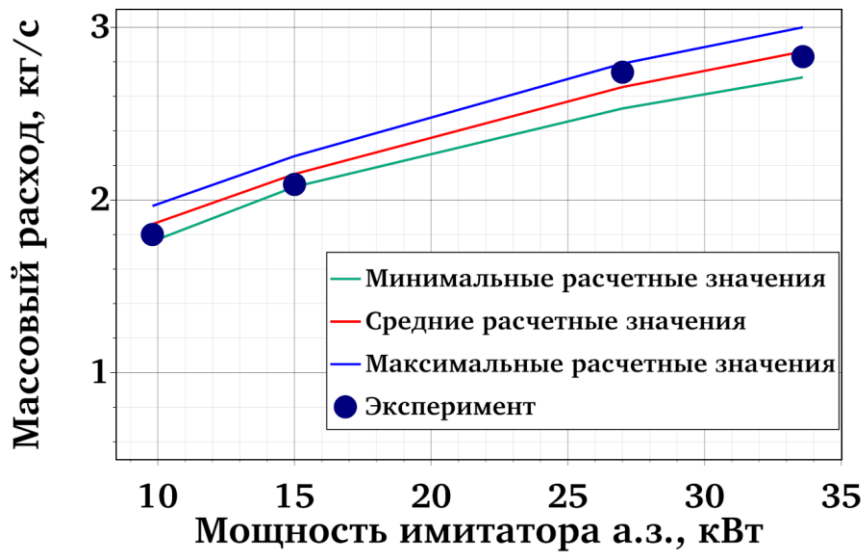
Таблица 5.8 – Параметры и диапазоны варьирования

№	Параметр	Диапазон варьирования
1.	Начальная температура теплоносителя	$\pm 2,2$ К
2.	Мощность энерговыделения	± 3 %
3.	Тепловые потери	$0 - 0,026 Q$, Q - подаваемая мощность на имитаторе а.з.
4.	Коэффициенты местных сопротивлений	± 20 %

После обработки результатов проведенных расчетов были получены минимальные, средние и максимальные значения расчетных параметров: массового расхода свинца-висмута, разницы температур до и после имитатора а.з., а также температуры СВЭ вдоль длины установки. Результаты расчетов [36] показаны на рисунке 5.8. Экспериментальная неопределенность массового расхода очень мала, поэтому ее не видно на рисунке.



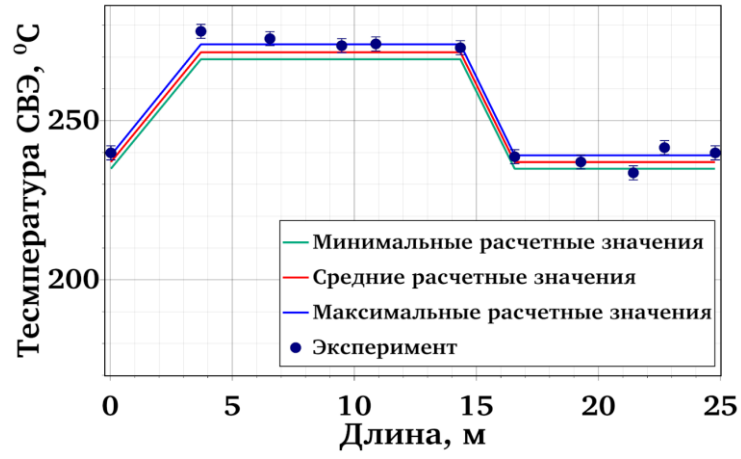
(а)



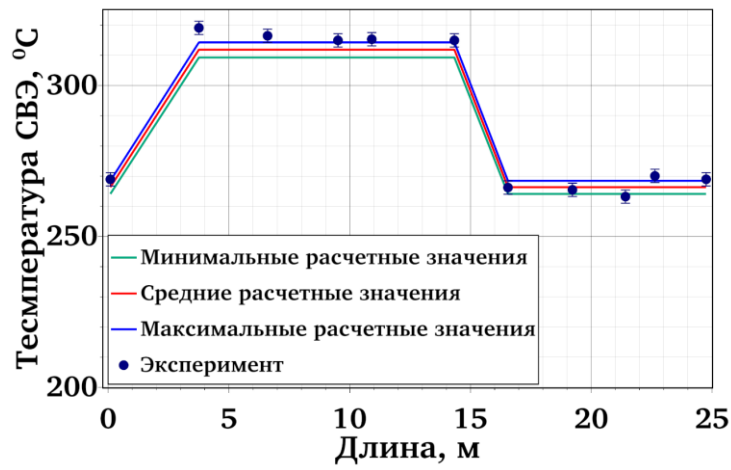
(б)

Рисунок 5.8 – Результаты расчетов разницы температур (а) и массового расхода теплоносителя (б)

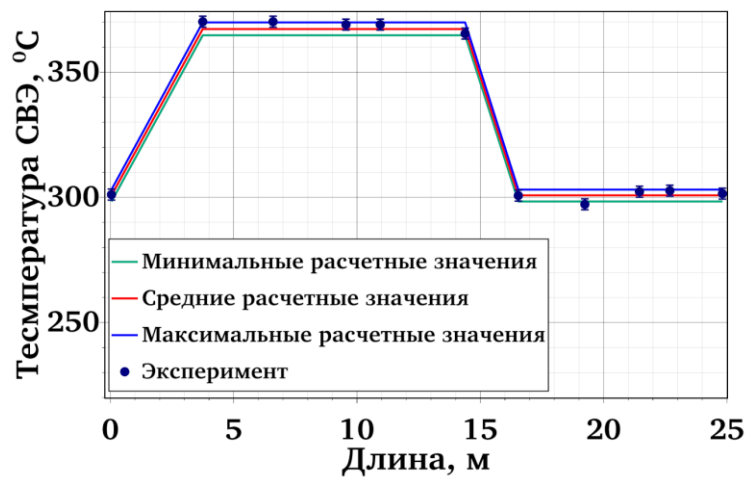
Также были вычислены значения температуры теплоносителя по всей длине установки для всех значений энерговыделения. Полученные значения в сравнении с экспериментом показаны на рисунке 5.9.



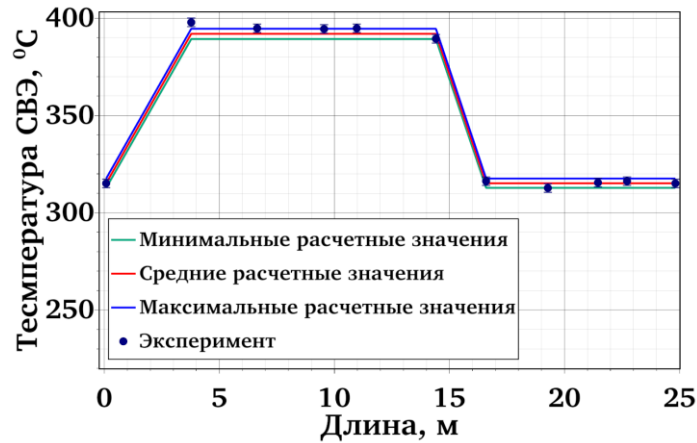
(a)



(б)



(в)



(г)

Рисунок 5.9 – Результаты расчета температур теплоносителя вдоль длины установки для разных энерговыделений: 9,8 кВт (а), 15 кВт (б), 27 кВт (в) и 33,6 кВт (г)

Видно, что полученные результаты [36], показанные на рисунке 5.9, близки к экспериментальным значениям. Так как тепловые потери учитывались в мощности энерговыделения, то значения температуры сразу после обогреваемой части чуть сильнее отличаются от экспериментальных значений. Однако к концу участка наблюдается хорошее согласие.

Погрешность вычисления расхода теплоносителя составила $[5,8 - 3,2; 5,8 + 3,2]\%$, температуры теплоносителя – $[-2,0 - 4,7; -2,0 + 4,7]$ К, что является хорошим результатом для моделирования такого процесса как естественная циркуляция теплоносителя. Хорошая точность полученных результатов была достигнута, во-первых, за счет использования моделей и соотношений, базирующихся на богатом экспериментальном материале, а, во-вторых, в силу детального учета геометрии моделируемой установки, что позволило максимально точно определить значения сопротивлений на разных частях установки, и далее корректно вычислить массовый расход и температуры вдоль контура.

Для данного эксперимента также был проведен анализ чувствительности для значений массового расхода и разности температур, его результаты показаны

на рисунках 5.10 – 5.11. Так как для всех значений мощности энерговыделения результаты аналогичны, показаны коэффициенты для значения мощности 15 кВт.

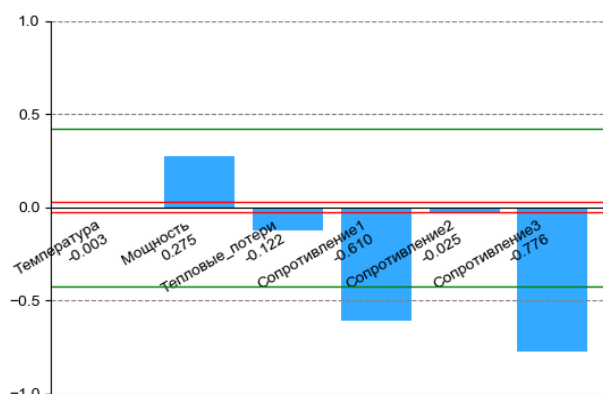


Рисунок 5.10 – Коэффициенты чувствительности для массового расхода теплоносителя

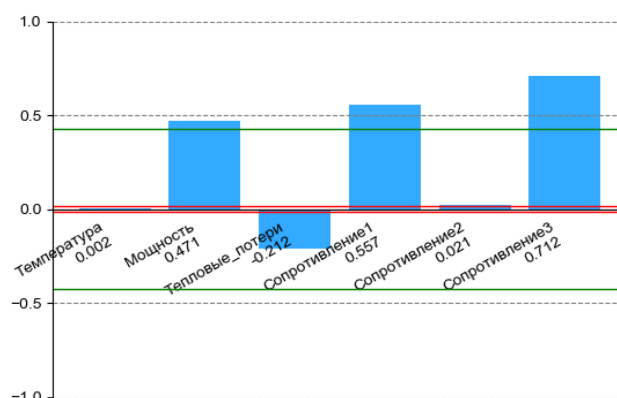


Рисунок 5.11 – Коэффициенты чувствительности для разницы температур теплоносителя до и после имитатора а.з.

Так как диапазоны варьирования коэффициентов местных сопротивлений отличались, они варьировались независимо: Сопротивление 1 – это значение для имитатора а.з., сопротивление 2 – для теплообменника, сопротивление 3 – на расходомерной шайбе. Таким образом, наиболее существенное из местных сопротивлений влияние на результаты оказывает варьирование значений для имитатора а.з. и расходомерной шайбы. Также существенное влияние оказывает изменение мощности энерговыделения и тепловых потерь.

5.2.2 Моделирование экспериментов по исследованию естественной циркуляции теплоносителя, проведенных на установке TALL (Швеция)

Следующей рассматриваемой установкой является шведский стенд TALL. Данная установка использовалась для целого ряда экспериментов по течению свинцово-висмутовой эвтектики: изучения гидравлических сопротивлений при разных скоростях теплоносителя [106], теплообмена между СВЭ и глицерином [107], теплообмена в кольцевом зазоре [108]. Также на этой установке были проведены эксперименты по изучению естественной циркуляции теплоносителя в замкнутом контуре [109]. Схема экспериментальной установки показана на рисунке 5.12.

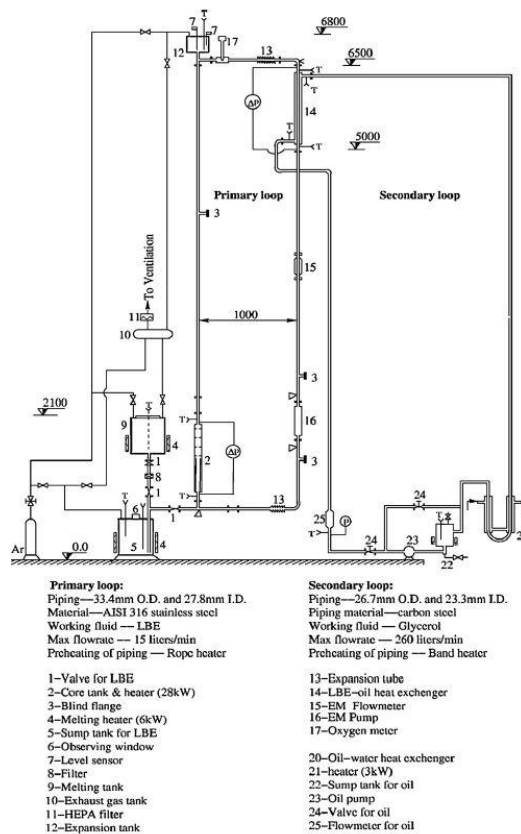


Рисунок 5.12 – Схема экспериментальной установки [109]

Контур состоит из следующих основных элементов: имитатор активной зоны; теплообменник со СВЭ во внутренней трубе первого контура и глицерином – в кольцевом зазоре со стороны второго контура; насос. Высота

стенда составляла 6,8 м, внутренний диаметр труб 27,8 мм. Трубы были сделаны нержавеющей стали 316 или 316L.

Обогрев осуществлялся в имитаторе а.з., тепло отводилось в теплообменнике. За счет нагрева и возникшей разницы температур устанавливалась естественная циркуляция теплоносителя. Следует отметить, что проведенные оценки показали наличие тепловых потерь при проведении экспериментов. Это было учтено при проведении многовариантных расчетов.

Было проведено несколько экспериментов с разной мощностью нагрева и разными начальными температурами теплоносителя, чтобы изучить влияние разных факторов на процесс естественной циркуляции. Далее будут представлены результаты расчетов для значения мощности 11 кВт.

Для экспериментов на установке TALL также были проведены многовариантные расчеты, в которых варьировались начальные температуры теплоносителя, мощность энерговыделения, тепловые потери и коэффициенты местных сопротивлений. Параметры и диапазоны их варьирования, которые были выбраны экспертно, приведены в таблице 5.9.

Таблица 5.9 – Параметры и диапазоны их варьирования

Параметр	Диапазон варьирования	Вид распределения
Начальная температура теплоносителя	$\pm 2,5$	равномерное
Мощность энерговыделения	$\pm 10 \%$	равномерное
Коэффициенты местных сопротивлений	$\pm 15 \%$	равномерное
Тепловые потери	0 – 0,1Q, Q – подаваемая мощность на имитаторе а.з.	равномерное

Результаты проведенных расчетов показаны на рисунке 5.13.

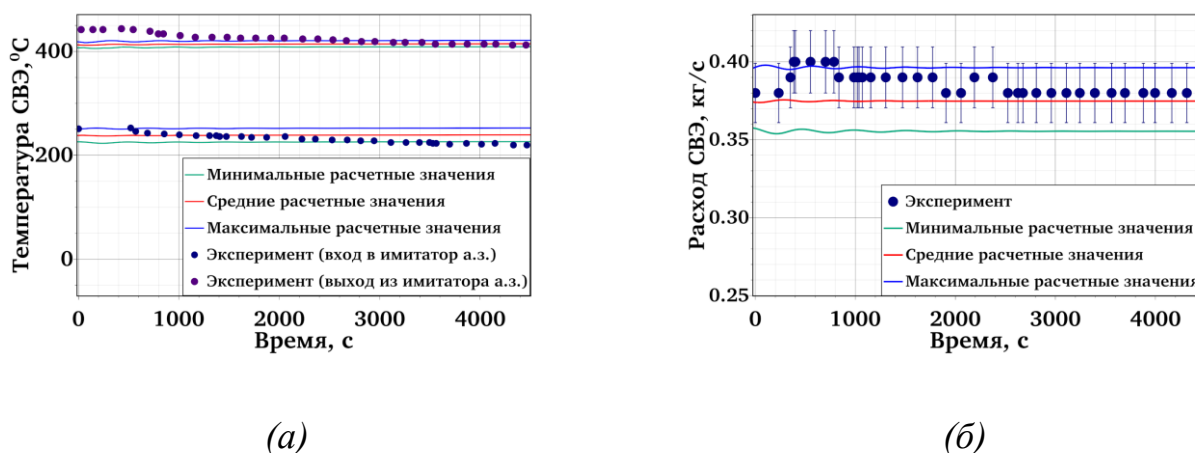


Рисунок 5.13 – Результаты расчетов разницы температур (а) и массового расхода теплоносителя (б)

Видно хорошее качественное и количественное соответствие между результатами расчета [36] и экспериментальными данными. Погрешность расчета массового расхода составила $[-0,01 - 0,02; -0,01 + 0,02]$ кг/с, температуры свинца-висмута $[-2,0 - 14,6; -2,0 + 14,6]$ °С.

Для данного эксперимента был проведен анализ чувствительности, его результаты показаны на рисунках 5.14 – 5.16 (для массового расхода и температуры теплоносителя на входе и выходе из имитатора а.з.).

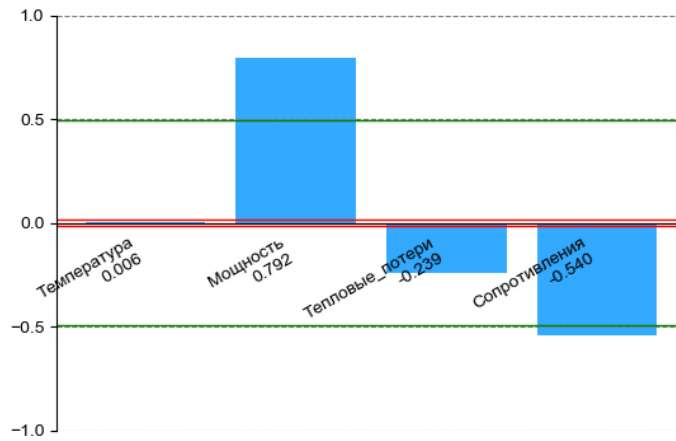


Рисунок 5.14 – Коэффициенты чувствительности для значения расхода

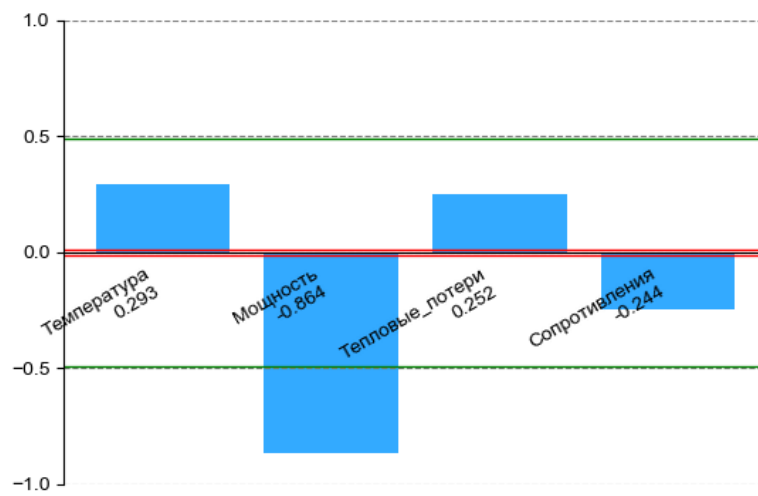


Рисунок 5.15 – Коэффициенты чувствительности для значения температуры на входе в имитатор а.з.

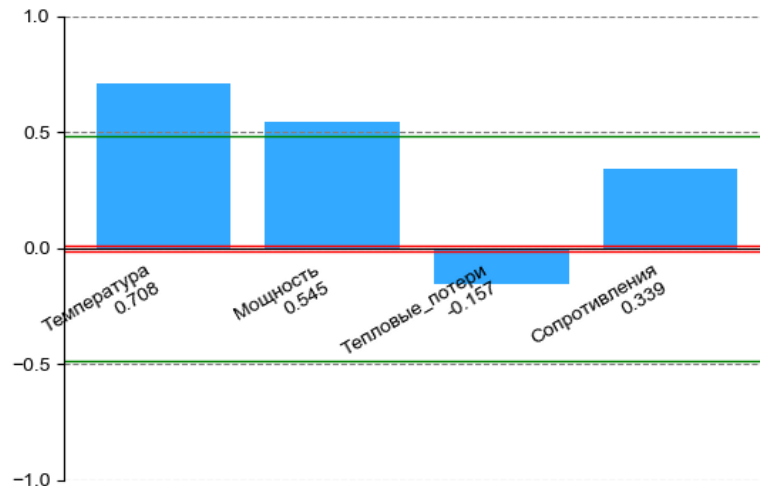


Рисунок 5.16 – Коэффициенты чувствительности для значения температуры на выходе из имитатора а.з.

Полученные коэффициенты чувствительности подтверждают соответствие используемых моделей физике процесса, так как, например, на массовый расход наибольшее влияние оказывают мощность и местные сопротивления. На температуры – варьирование температуры на входе и также мощность энерговыделения.

Также следует отметить, что результаты анализа чувствительности очень схожи с полученными в пункте 5.2.1, что объясняется схожестью экспериментов и измеряемых в них величин.

5.2.3 Моделирование экспериментов по исследованию естественной циркуляции теплоносителя, проведенных на установке TALL-3D (Швеция)

В ходе диссертационного исследования были также рассмотрены эксперименты, проведенные на установке TALL-3D [110, 111]. Она является модификацией установки TALL, результаты моделирования которой приведены в пункте 5.2.2, к которой была добавлена еще одна ветка циркуляции

теплоносителя. Схема установки показана на рисунке 5.17. Она состоит из трех веток: первой ветки (где расположен основной нагреватель, на рисунке 5.17 слева), второй ветки (где находится тестовая секция, посередине на рисунке 5.17) и третьей ветки (где был теплообменник, справа на рисунке 5.17).

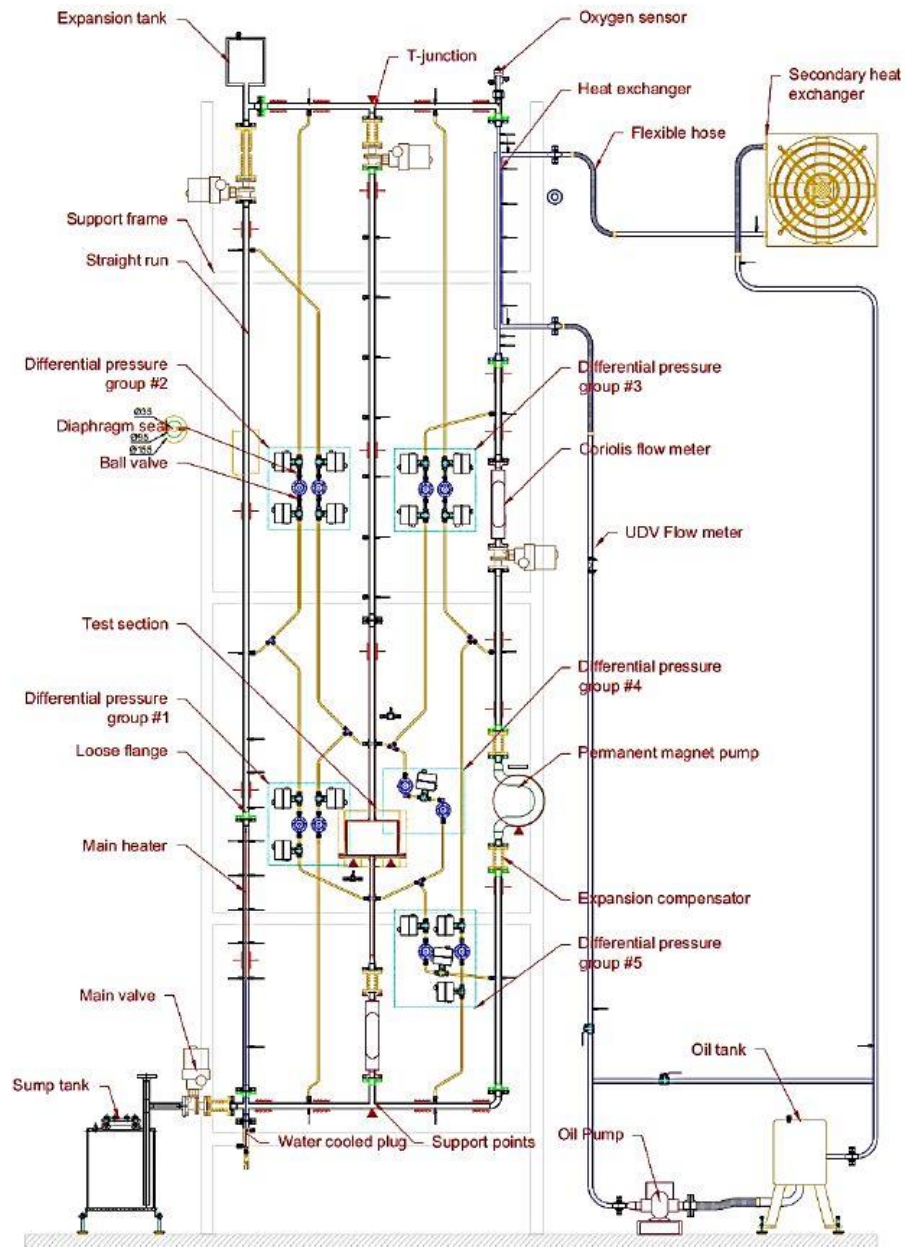


Рисунок 5.17 – Схема экспериментальной установки [111]

В ветке основного нагревателя находился один имитатор твэла диаметром 8,2 мм и мощностью 27 кВт. Нагреватель тестовой секции имел мощность 15 кВт. Теплосъемная мощность теплообменника превышает 15 кВт.

В ходе проведенных экспериментальных исследований рассматривались две ситуации: когда есть обогрев только на основном нагревателе; когда мощность подается и на основном нагревателе, и на нагревателе тестовой секции. Во всех экспериментальных пусках сначала работал насос, спустя некоторое время он отключался, после чего устанавливалась естественная циркуляция. Параметры рассматриваемых экспериментов приведены в таблице 5.10.

Таблица 5.10 – Параметры экспериментов

Номер пуска (теста)	Начальный расход теплоносителя, заданный с помощью насоса, кг/с	Начальная температура теплоносителя, °С	Мощность основного нагревателя, кВт	Мощность нагревателя тестовой секции, кВт
301-04	3,3	250	3,2	4,0
310-01	4,6	241	8,6	0

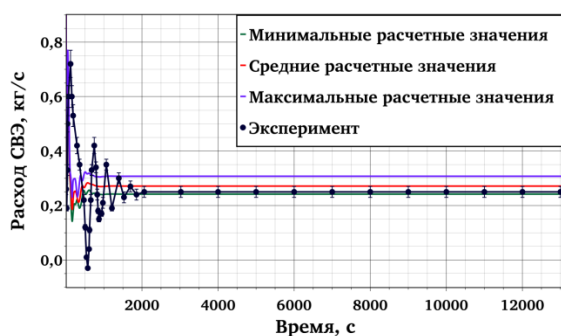
Для указанных экспериментов также были проведены многовариантные расчеты в соответствии с используемой методикой. Диапазоны варьирования были выбраны на основании работ [110, 111], они перечислены в таблице 5.11.

Таблица 5.11 – Перечень варьируемых параметров

Параметр	Диапазон варьирования	Вид распределения
Начальная температура теплоносителя	$\pm 2,5$	равномерное
Мощность энергоснабжения основного нагревателя	$\pm 7 \%$	равномерное
Мощность энергоснабжения нагревателя тестовой секции	$\pm 7 \%$	равномерное
Коэффициент местного сопротивления клапана	10 – 30	равномерное
Коэффициент местного сопротивления насоса	29 – 41	равномерное
Тепловые потери на участке основного нагревателя	$0 - 0,1Q$, Q - подаваемая мощность на основном нагревателе	равномерное
Тепловые потери на участке тестовой секции	$0 - 0,1Q$, Q - подаваемая мощность на участке тестовой секции	равномерное
Начальный расход теплоносителя	$\pm 5 \%$	равномерное

На основании проведенных расчетов был выполнен анализ результатов, по итогам которого были получены минимальные, средние и максимальные значения массового расхода и температуры свинцово-висмутового теплоносителя. Для моделирования динамического режима необходим детальный учет всех тепловых

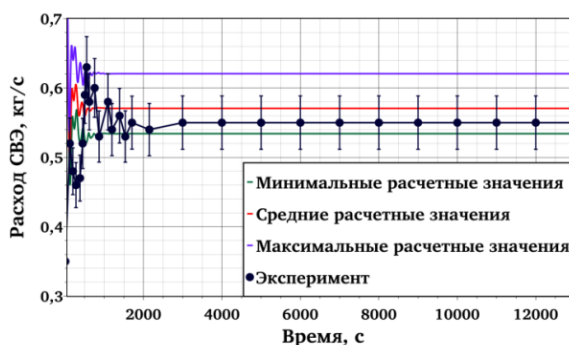
параметров установки, однако часть этой информации отсутствовала в материалах по эксперименту. По этой причине основное внимание уделялось расчету стационарных значений параметров. На рисунках 5.18 – 5.21 показаны результаты расчетов массового расхода и температур свинцово-висмутового теплоносителя в трех экспериментальных ветках.



(a)

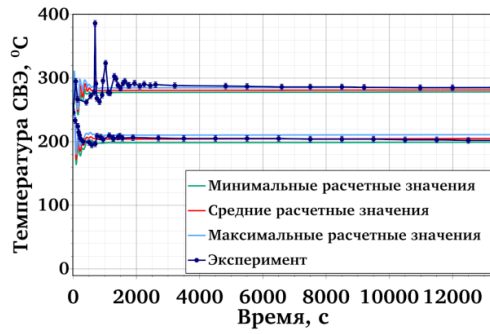


(б)

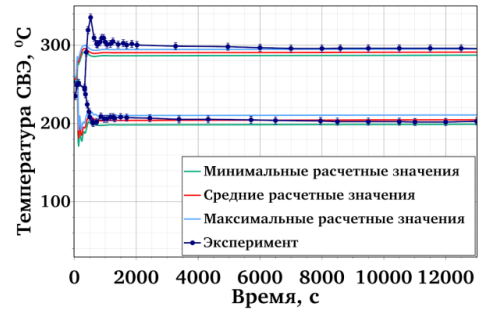


(в)

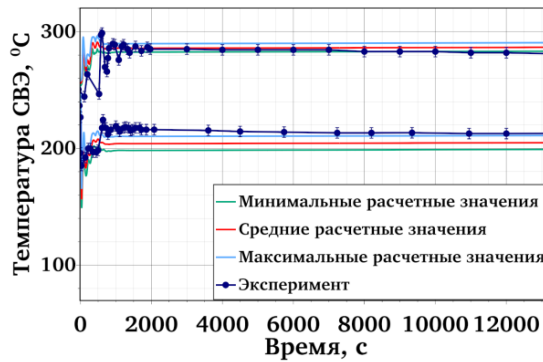
Рисунок 5.18 – Результаты расчетов массового расхода теплоносителя для первой, второй и третьей веток ((a), (б) и (в) соответственно) для теста 301-04



(a)

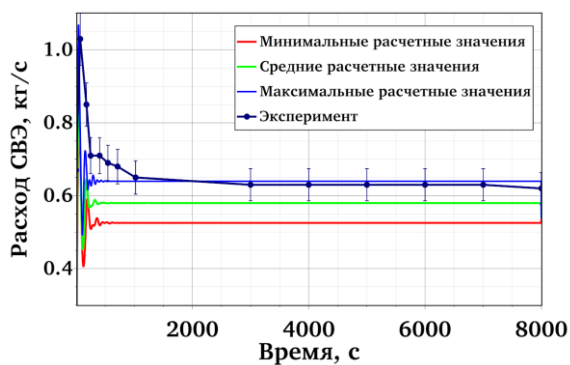


(б)

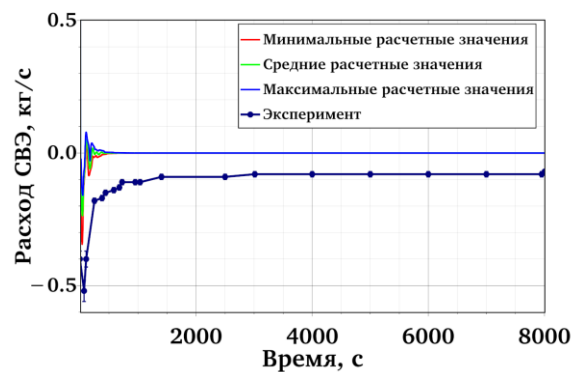


(в)

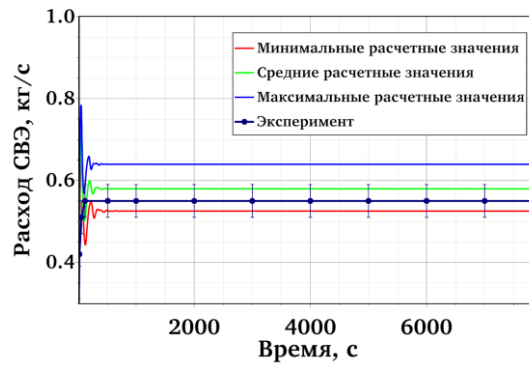
Рисунок 5.19 – Результаты расчетов температуры теплоносителя для первой, второй и третьей веток ((a), (б) и (в) соответственно) для теста 301-04



(a)

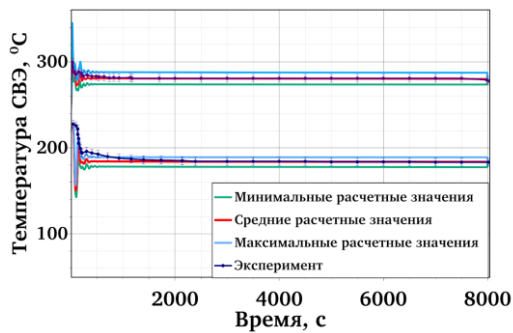


(б)

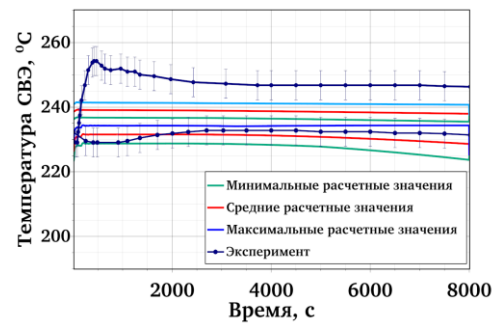


(в)

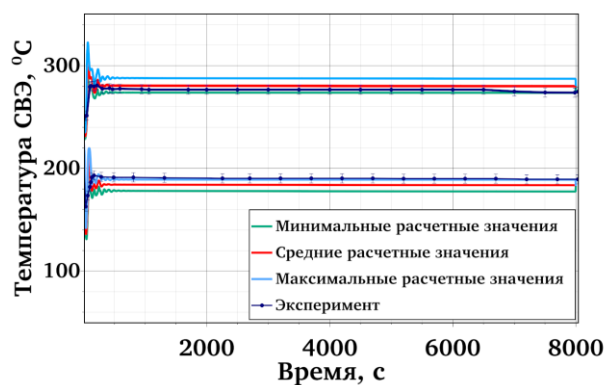
Рисунок 5.20 – Результаты расчетов массового расхода теплоносителя для первой, второй и третьей веток ((а), (б) и (в) соответственно) для теста 310-01



(а)



(б)



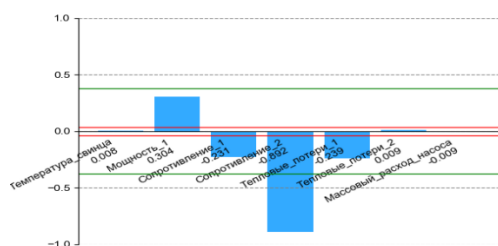
(в)

Рисунок 5.21 – Результаты расчетов температуры теплоносителя для первой, второй и третьей веток ((а), (б) и (в) соответственно) для теста 310-01

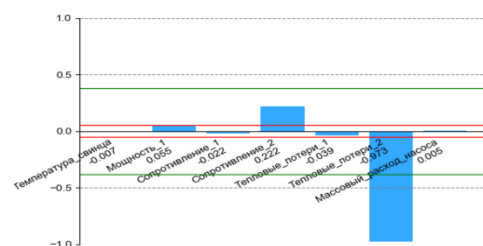
Как видно из рисунков 5.18 – 5.21, наибольшее расхождение с экспериментальными данными наблюдается на участке тестовой секции. Вероятно, это связано с неопределенностями значений гидравлических сопротивлений на разных участках контура, что очень сильно проявилось именно в случае маленького значения расхода. Также следует отметить, что информация про тепловые потери в описании эксперимента отсутствует, хотя разница температур и наличие движения теплоносителя на участке тестовой секции свидетельствуют о наличии потерь тепла.

Для данных экспериментов также были вычислены значения погрешностей. Так как значения массового расхода в некоторых пусках были близки к нулю, то была вычислена абсолютная погрешность, которая составила $[0,03 - 0,15; 0,03 + 0,15]$ кг/с. Для температуры теплоносителя погрешность составила $[-2,2 - 7,8; -2,2 + 7,8]$ °С, что свидетельствует о хорошей точности моделирования данных экспериментов.

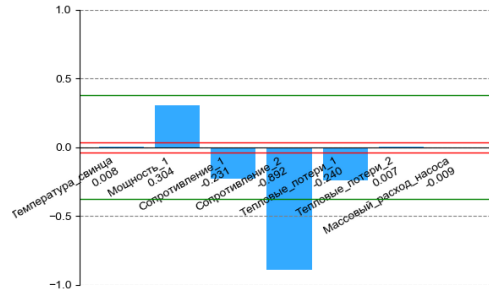
Для указанных экспериментов также был проведен анализ чувствительности для расходов и температур на разных частях экспериментальной установки. Коэффициенты чувствительности показаны на рисунках 5.22 – 5.25. Для каждой из трех веток проводилось сравнение с экспериментом для двух термопар, расположенных в нижней и верхней частях установки. Поэтому анализ чувствительности также был проведен для двух значений температур для каждой из веток.



(a)

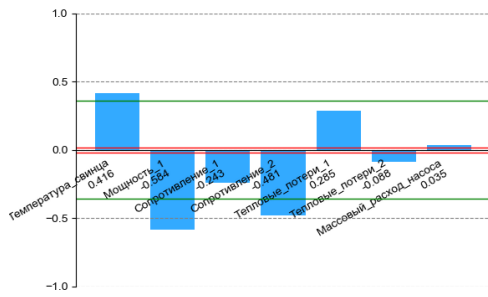


(б)

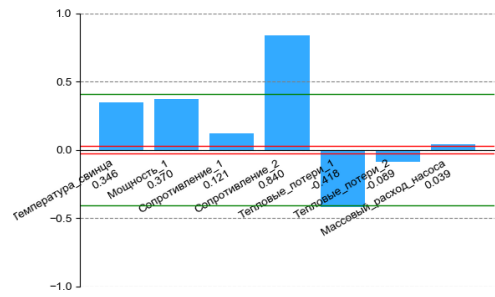


(v)

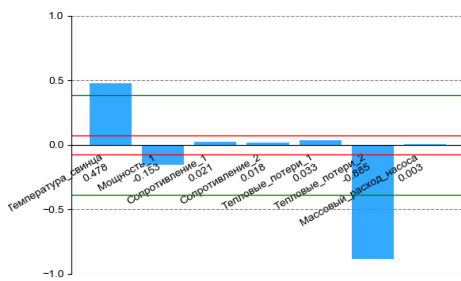
Рисунок 5.22 – Коэффициенты чувствительности для расхода теплоносителя для первой, второй и третьей веток ((a), (b) и (v) соответственно), тест 310-01



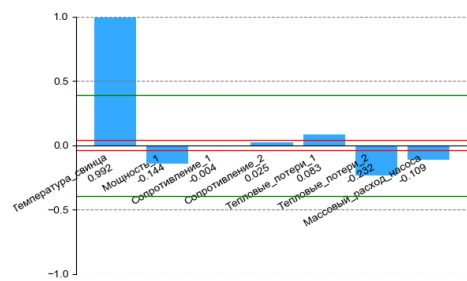
(a)



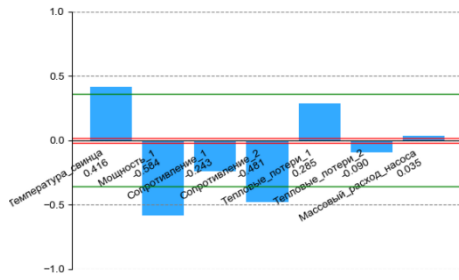
(b)



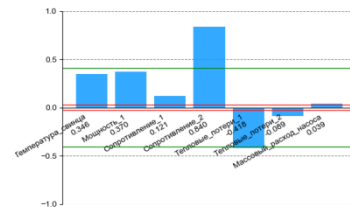
(g)



(e)

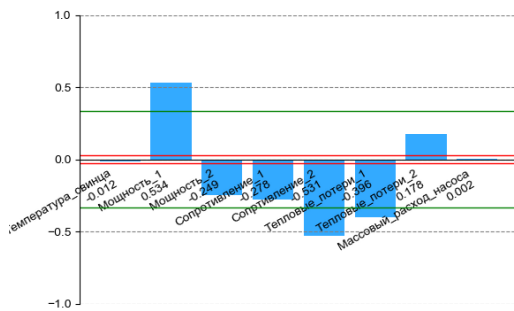


(d)

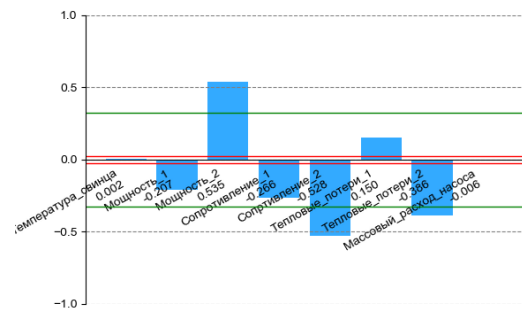


(e)

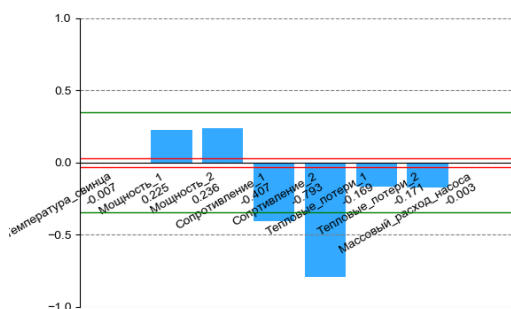
Рисунок 5.23 – Коэффициенты чувствительности для температуры теплоносителя в первой ((a), (б)), во второй ((e), (z)) и третьей ((d), (e)) ветках для теста 310-01



(a)

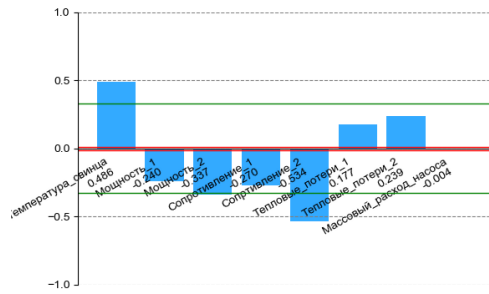


(б)

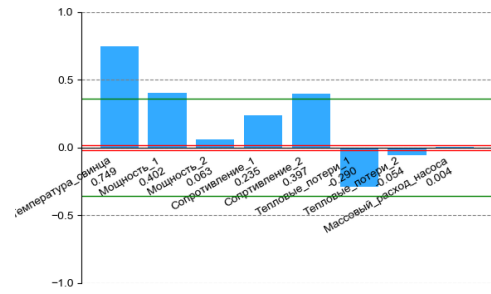


(в)

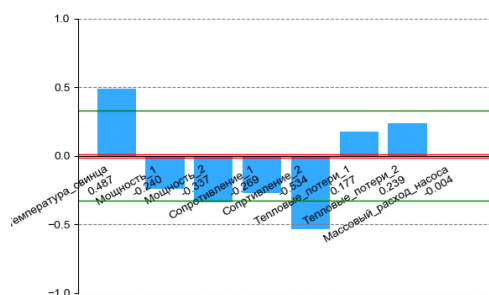
Рисунок 5.24 – Коэффициенты чувствительности для расхода теплоносителя для первой, второй и третьей веток ((a), (б) и (в) соответственно), тест 301-04



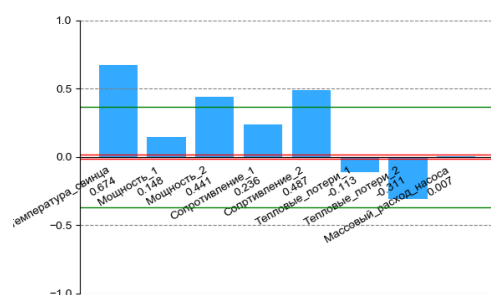
(a)



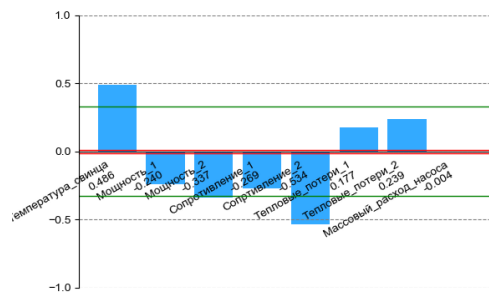
(б)



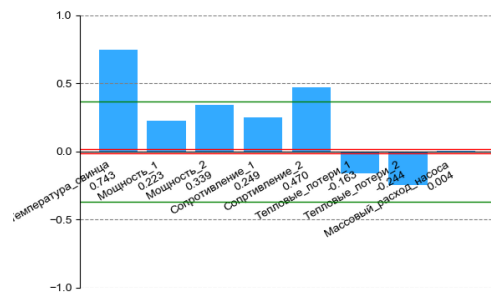
(в)



(г)



(д)



(е)

Рисунок 5.25 – Коэффициенты чувствительности для температуры теплоносителя в первой ((a), (б)), во второй ((в), (г)) и третьей ((д), (е)) ветках для теста 301-04

Экспериментальные режимы различались между собой по мощности энерговыделения в разных ветках, из-за чего в трех ветках устанавливались разные расходы. На основе полученных значений коэффициентов

чувствительности можно сделать следующие выводы. В режиме 310-01 во второй ветке было нулевое энерговыделение, поэтому на расход во второй ветке существеннее всего влияют тепловые потери в ней, при этом на расходы в первой и третьей ветках наибольшее влияние оказывает варьирование коэффициентов местных сопротивлений. Для экспериментального режима 301-04, где мощности энерговыделения в первой и второй ветках различались не так сильно, варьирование местных сопротивлений по-прежнему оказывает значительную роль, но и другие параметры тоже вносят существенный вклад.

Схожая картина наблюдается и для температур: в тесте 310-01 во второй ветке с нулевым энерговыделением распределение коэффициентов чувствительности несколько иное, чем для первой и третьей веток. На температуры во второй ветке наибольшее влияние оказывает варьирование начальной температуры и тепловых потерь, для первой и третьей – практически все параметры вносят вклад. При этом для теста 301-04 такой тенденции не наблюдается: нельзя выделить только один параметр, оказывающий максимальное влияние на результаты. Также следует отметить схожую картину распределения коэффициентов чувствительности для температур по высоте в разных ветках. Для теста 301-04 коэффициенты чувствительности для температур (а), (в), (д), по сути, аналогичны между собой, то же самое наблюдается и для (б), (г), (е).

Таким образом, проведенный анализ чувствительности для данных экспериментов показал более сложные результаты, чем для предыдущих экспериментов по естественной циркуляции: значения параметров существенно различаются между собой и, в большинстве случаев, нет одного доминирующего параметра.

5.3 Выводы к главе 5

Данная глава посвящена результатам моделирования экспериментов, проведенных на маломасштабных интегральных стендах: HELIOS (Южная

Корея), CIRCE (Италия), TALL и ее модифицированная версия – установка TALL-3D (Швеция).

Эксперименты, проведенные на установке HELIOS, посвящены определению потерь давления на локальных сопротивлениях. Рассматривались несколько участков экспериментальной установки: имитатор активной зоны, клапан, расходомерная шайба.

В экспериментах на установке CIRCE изучался эффект газлифта. В ходе экспериментов осуществлялась подача газа в свинцово-висмутую эвтектику, после чего измерялся полученный расход жидкости.

На установках HELIOS, TALL и TALL-3D исследовалась естественная циркуляция свинцово-висмутовой эвтектики. Эксперименты проводились по схожему принципу: в одной части установки осуществлялся нагрев теплоносителя, а в другой – теплоотвод, за счет чего в контуре устанавливалась естественная циркуляция теплоносителя.

Эксперименты с этих установок были использованы для валидации кода HYDRA-IBRAE/LM. Результаты проведенного моделирования показали хорошую точность расчета с помощью программного комплекса [36, 37, 103].

Полученные результаты валидации кода HYDRA-IBRAE/LM вошли в обосновывающий отчет и позволили получить аттестационный паспорт программы для ЭВМ регистрационный № 577 от 15 июня 2023 г.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В рамках диссертационного исследования поставленная цель была достигнута: выполнено развитие моделей кода HYDRA-IBRAE/LM для повышения точности моделирования отдельных параметров при расчетном обосновании безопасности реакторных установок типа БРЕСТ-ОД-300 и БН-1200М, проведена валидация кода HYDRA-IBRAE/LM на экспериментальных данных, определены значения погрешностей расчета отдельных параметров.

В результате выполненной работы:

- проведено развитие, реализация, валидация моделей для дисперсно-кольцевого режима течения водяного теплоносителя: трехжидкостной модели и усовершенствованной модели расчета коэффициента межфазного трения для двухжидкостного подхода. Данные модели позволили более реалистично моделировать дисперсно-кольцевой режим течения водяного теплоносителя;
- реализованы и валидированы модели течения и теплообмена пароводяной смеси со свинцовым теплоносителем. Данный подход позволяет повысить точность моделирования аварийной ситуации, возникающей при разрыве трубок парогенератора;
- разработано, реализовано, верифицировано и валидировано соотношение для описания гидравлических потерь на трение в ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300;
- выполнена валидация кода на экспериментальных данных, полученных на маломасштабных интегральных стендах с тяжелым жидкометаллическим теплоносителем. Для всех проведенных расчетов был выполнен анализ неопределенностей и чувствительности. На современном методическом уровне в соответствии с РБ-166-20 была выполнена оценка погрешностей результатов расчетов.

Разработанные и реализованные в рамках диссертационной работы модели позволили расширить область применения и повысить точность кода HYDRA-

IBRAE/LM применительно к моделированию реакторных установок с жидкометаллическими теплоносителями. Результаты расчетов, выполненные в рамках данного диссертационного исследования, позволили получить аттестационный паспорт программы для ЭВМ регистрационный № 577 от 15 июня 2023 г., в котором в область применения программы включена РУ БРЕСТ-ОД-300 [10].

Версия кода HYDRA-IBRAE/LM с реализованными моделями использовалась в АО «НИКИЭТ» для расчетного обоснования безопасности РУ БРЕСТ-ОД-300 в режимах с межконтурными течами парогенератора и продолжает использоваться в АО «НИКИЭТ» и ИБРАЭ РАН в составе кодов ЕВКЛИД/V1 и ЕВКЛИД/V2 для расчетного обоснования безопасности РУ БР-1200 в режимах нарушений нормальной эксплуатации, при проектных и запроектных авариях.

Дальнейшее развитие исследования предполагает уточнение замыкающих соотношений кода, расширение валидационной базы и развитие многомерных моделей для повышения точности расчетных обоснований.

Исследования, результаты которых представлены в диссертации, являются частью работ, выполненных в рамках проекта «Коды нового поколения» проектного направления «Прорыв» и Государственного контракта на выполнение научно-исследовательских работ «Разработка интегрированных систем кодов нового поколения для разработки и обоснования безопасности ядерных реакторов, проектирования атомных электростанций, создания технологий и объектов ядерного топливного цикла (Государственные контракты № Н.4х.44.9Б.14.1037 от 17.02.2014, № Н.4х.241.9Б.17.1018 от 20.02.2017 и № Н.4о.241.19.21.1068 от 14.04.2021).

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

Сокращения:

а.з.	– активная зона.
АЭС	– атомная электростанция.
БРЕСТ-ОД-300	– опытно-демонстрационный реактор на быстрых нейтронах со свинцовым теплоносителем электрической мощностью 300 МВт.
ОЭСР	– организация экономического сотрудничества и развития.
РУ	– реакторная установка.
РЯ	– расчетная ячейка.
СВЭ	– свинцово-висмутовая эвтектика.
ТВС	– тепловыделяющая сборка.
ТВЭЛ	– тепловыделяющий элемент.
CFD	– (от англ. computational fluid dynamics) вычислительная гидродинамика.

Обозначения:

A	– площадь проходного сечения канала, m^2 .
a_i	– плотность площади межфазной поверхности, $1/m$.
c_p	– теплоёмкость при постоянном давлении, Дж/кг/К.
D	– диаметр канала, м.
D_d	– диаметр капель, м.
D_H	– характерный размер, м.
g	– ускорение свободного падения, m/s^2 .
G	– удельный массовый расход, $kg/m^2/s$.
h	– удельная энтальпия фазы, Дж/кг.
h_{ik}	– удельная энтальпия фазы k на межфазной границе, Дж/кг.
h_{sk}	– удельная энтальпия фазы k на линии насыщения, Дж/кг.

h_{*k}	– удельная энтальпия «источника/стока» фазы k , Дж/кг.
H_{pump}	– напор насоса, Н/м ³ .
I_k	– внешний источник импульса, Н/м ³ .
j	– приведённая скорость, м/с.
k_s	– абсолютная шероховатость стенок канала, м.
L	– длина участка, м.
La	– параметр капиллярности (капиллярная постоянная), м.
P	– давление, Па.
Pe	– число Пекле.
Pr	– число Прандтля.
Q_{ik}	– объемная мощность теплопереноса между фазой и межфазной границей, Вт/м ³ .
Q_{wk}	– объемная мощность теплопереноса между фазой и стенкой канала, Вт/м ³ .
Re	– число Рейнольдса.
S_k	– удельная интенсивность внешнего источника фазы теплоносителя, кг/м ³ /с.
T	– температура, К.
t	– время, с.
T_{ik}	– температура фазы на межфазной границе, К.
T_s	– температура насыщения, К.
V	– объём, м ³ .
v	– скорость, м/с.
We	– число Вебера.
X	– массовое расходное паросодержание, кг/с.
z	– аксиальная координата, м.
α	– коэффициент теплоотдачи, Вт/(м ² К).
Γ_k	– интенсивность межфазного массообмена фазы k на межфазной границе, кг/м ³ /с.

δ	– толщина, м.
η	– динамическая вязкость, Па·с.
λ	– коэффициент теплопроводности, Вт/м/К.
μ	– динамическая вязкость, Н·с/м ² .
ν	– кинематическая вязкость, м ² /с.
ξ	– коэффициент гидравлического сопротивления за счет трения о стенку.
ρ	– плотность, кг/м ³ .
σ	– поверхностное натяжение, Н/м.
τ_{ik}	– сила трения между фазой и межфазной границей, отнесенная на единицу объема, Н/м ³ .
τ_{wk}	– сила трения на единицу объема между фазой и стенкой канала, Н/м ³ .
φ	– объёмное газосодержание.
φ_k	– объёмная концентрация фазы.

Нижние индексы:

2ph	– параметры, относящиеся к двухфазному потоку теплоносителя.
d	– параметры капель.
f	– параметры жидкой фазы.
g	– параметры газовой фазы.
i	– параметры на межфазной границе.
k	– идентификатор фазы (f, g).
s	– параметры в состоянии насыщения.
w	– параметры на стенке.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1 Энергетическая стратегия России на период до 2035 г. / Утверждена распоряжением Правительства Российской Федерации от 09.06.2020 г. № 1523-р.
- 2 Адамов Е.О., Орлов В.В., Рачков В.И. и др. Ядерная энергетика с естественной безопасностью: смена устаревшей парадигмы, критерии // Известия Российской Академии Наук. Энергетика. – 2015. – №. 1. – С. 13–29.
- 3 Адамов Е.О., Джалавян А.В., Лопаткин А.В. и др. Концептуальные положения стратегии развития ядерной энергетики России в перспективе до 2100 г. // Атомная энергия. – 2012. – Т. 112. – №. 6. – С. 319–330.
- 4 Алексеев П.Н., Асмолов В.Г., Гагаринский А.Ю., Кухаркин Н.Е., Семченков Ю.М., Сидоренко В.А., Субботин С.А., Цибульский В.Ф., Штромбах Я.И. О стратегии развития ядерной энергетики России до 2050 г. // Атомная энергия. – 2011. – Т. 111. – №. 4. – С. 183–196.
- 5 Большов Л.А., Мосунова Н.А., Стрижов В.Ф. и др. Расчетные коды нового поколения для новой технологической платформы ядерной энергетики // Атомная энергия. – 2016. – Т. 120. – №. 6. – С. 303–312.
- 6 НП-001-15 «Общие положения обеспечения безопасности атомных станций», федеральные нормы и правила в области использования атомной энергии, утверждены приказом Федеральной службы по экологическому, технологическому и атомному надзору от 17 декабря 2015 г. № 552.
- 7 Safety Assessment for Facilities and Activities: General Safety Requirements. – International Atomic Energy Agency, Vienna. – 2017.
- 8 Alipchenkov V. M., Anfimov A. M., Afremov D. A., Gorbunov V. S., Zeigarnik Yu. A., Kudryavtsev A. V., Osipov S. L., Mosunova N. A., Strizhov V. F., Usov E. V. Fundamentals, current state of the development of, and prospects for further improvement of the new-generation thermal-hydraulic computational HYDRA-IBRAE/LM code for simulation of fast reactor systems // Thermal Engineering. – 2016. – Т. 63. – №. 2. – С. 130-139.

9 Свидетельство о гос. регистрации программы для ЭВМ. Программа для решения задач нестационарной теплогидравлики применительно к реакторным установкам и экспериментальным стендам с натриевым, свинцовым и свинцово-висмутовым теплоносителями. Версия 1.9 (HYDRA-IBRAE/LM/V1.9) с препроцессором. Алипченков В.М., Беликов В.В., Беликова Г.В., Бутов А.А., Вабищевич Н.П., Веретенцев В.А., Власенко А.Е., Грудцын Я.В., Дробышевская И.Н., Ильясова О.Х., Исаков А.Б., Климонов И.А., Кудашов И.Г., Мосунова Н.А., Назарова С.Н., Палагин А.В., Стрижов В.Ф., Чухно В.И., Усов Э.В., Хачатрян К.С. – 2022. – № 2022617904.

10 Аттестационный паспорт программы для электронных вычислительных машин «Программа для решения задач нестационарной теплогидравлики применительно к реакторным установкам и экспериментальным стендам с натриевым, свинцовым и свинцово-висмутовым теплоносителями. Версия 1.9 (HYDRA-IBRAE/LM/V1.9) с препроцессором» № 577 от 15 июня 2023 г.

11 Мосунова Н.А. Интегральный код ЕВКЛИД/V1 для обоснования безопасности реакторных установок на быстрых нейтронах с жидкометаллическим теплоносителем. Часть 1: Базовые модели // Теплоэнергетика. – 2018. – №5. – С.69–84.

12 Мосунова Н.А. Развитие научно-методических основ и разработка интегрального программного комплекса для моделирования реакторных установок на быстрых нейтронах с жидкометаллическими теплоносителями / Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. – Москва, 2018. – 333 с.

13 Бутов А.А., Жданов В.С., Климонов И.А., Кудашов И.Г., Кутлиметов А.Э., Лобанов П.Д., Мосунова Н.А., Сорокин А.А., Стрижов В.Ф., Усов Э.В., Чухно В.И. Верификация кода ЕВКЛИД/V2 на основе экспериментов с разрушением элементов активной зоны реактора с жидкометаллическим теплоносителем // Теплоэнергетика. – 2019. – № 5. – С.16–24.

14 Бутов А.А., Жданов В.С., Климонов И.А., Кудашов И. Г., Кутлиметов А. Э., Мосунова Н.А., Сорокин А.А., Стрижов В.Ф., Фролов С.А., Усов Э.В., Чухно В.И. Физические модели для расчета разрушений ТВЭЛ и активной зоны реактора с жидкометаллическим теплоносителем, реализованные в коде ЕВКЛИД/V2 // Теплоэнергетика. – 2019. – № 5. – С.5–15.

15 Mesina G. L. A history of RELAP computer codes // Nuclear Science and Engineering. – 2016. – Т. 182. – №. 1. – С. v-ix.

16 RELAP5/MOD0 Code Description // CDAP-TR-057. INEL. – 1979.

17 Wheeler C.L. et al. COBRA-IV-I: An interim version of COBRA for thermal-hydraulic analysis of rod bundle nuclear fuel elements and cores. – Battelle Pacific Northwest Labs, Richland, Wash 1976. – №. BNWL-1962.

18 Solbrig C.W., Barnum D.J. The RELAP computer code: Part 1. Application to nuclear power-plant analysis // Nucl. Saf. – 1976. – Т. 71. – №. 2. – С. 194.

19 Glaeser H. Validation and uncertainty analysis of the ATHLET thermal-hydraulic computer code // Proceedings of the Second Regional Meeting on Nuclear Energy in Central Europe. – 1995. – №. INIS-SI--001. – С. 591–598.

20 Krepper E., Prasser H. M. Natural circulation experiments at the ISB-VVER integral test facility and calculations using the thermal-hydraulic code ATHLET // Nuclear technology. – 1999. – Т. 128. – №. 1. – С. 75–86.

21 Rousseau J., Houdayer G. Advanced safety code CATHARE summary of verification studies on «separate effect» experiments // Thermal hydraulics of nuclear reactors. – 1983. – С. 343-351.

22 Liles D. R., Mahaffy J. H. TRAC-PF1: an advanced best-estimate computer program for pressurized water reactor analysis. – Los Alamos National Lab., NM (USA), 1984. – №. NUREG/CR-3567; LA-9944-MS.

23 Aoyama T., Sekine T., Tabuchi S. Characterization of neutron field in the experimental fast reactor JOYO for fuel and structural material irradiation test // Nuclear Engineering and Design. – 2004. – Т. 228. – №. 1–3. – С. 21–34.

24 Pillon S., Sudreau F., Gaillard-Groleas G. Contribution of Phenix to the development of transmutation fuels and targets in sodium fast breeder reactors // Nuclear technology. – 2006. – Т. 153. – №. 3. – С. 264-273.

25 Guidez J., Prêlé G. Superphenix: technical and scientific achievements. – Paris, France : Atlantis Press, 2017. – Т. 160.

26 Драгунов Ю.Г., Лемехов В.В., Смирнов В.С. и др. Технические решения и этапы разработки реакторной установки БРЕСТ-ОД-300 // Атомная энергия. – 2012. – Т. 113. – №. 1. – С. 58–64.

27 Васяев А. В. и др. Современное состояние проекта БН-1200М: Обзор // Атомная энергия. – 2025. – Т. 138. – №. 3. – С. 99–108.

28 Meloni P. et al. Investigation of RELAP capability to simulate the LBE cooling system thermal-hydraulic // Actinides and fission product partitioning and transmutation. – 2005. – С. 637–647.

29 Meloni P. et al. Implementation and Preliminary Verification of the RELAP5/PARCS Code for Pb-Bi Cooled Subcritical System // Proc. of the International Conference on Accelerator Applications AccApp01, Nuclear American Society, Reno, USA. – 2001.

30 Meloni P. et al. Investigation of RELAP5 Capability to simulate the LBE Cooling System Thermal-Hydraulic // Proc. of the 8th Information Exchange Meeting on Transmutation and Partitioning (IEMTP), Las Vegas, USA. – 2004.

31 Fiori F., Zhou Z. Assessment Study of RELAP5/SCDAP Capability to Reproduce Liquid Metal Fluid Thermal Hydraulic Behaviour // International Conference on Nuclear Engineering. – American Society of Mechanical Engineers, 2014. – Т. 45912. – V02BT09A010.

32 Sun Q. et al. Modification of RELAP/SCDAPSIM/MOD4.0 for Liquid Metal in Contact With Noncondensable Gas // International Conference on Nuclear Engineering. – American Society of Mechanical Engineers, 2018. – Т. 51470. – V005T05A022.

- 33 Wahnou S.S.P. et al. Multi-physics models for design basis accident analysis of sodium fast reactors. Part I: Validation of three-dimensional TRACE thermal-hydraulics model using Phenix end-of-life experiments // Nuclear Engineering and Design. – 2018. – T. 331. – C. 331–341.
- 34 Ivanov V. et al. Application of ATHLET/DYN3D coupled codes system for fast liquid metal cooled reactor steady state simulation // Journal of Physics: Conference Series. – IOP Publishing, 2017. – T. 781. – №. 1. – 012034.
- 35 Alipchenkov V.M., Grudtsyn Ya.V., Ilyasova O.H., Mosunova N.A. Simulation of the processes occurring during steam generator tube rupture in the lead cooled reactor unit using HYDRA-IBRAE/LM code // Progress in Nuclear Energy. – 2022. – V. 149. – 104278.
- 36 Ilyasova O.H., Alipchenkov V.M., Mosunova N.A., Grudtsyn Ya.V. Simulation of natural circulation experiments for heavy liquid metal coolant using HYDRA-IBRAE/LM code // Progress in Nuclear Energy. – 2024. – V. 173. – 105233.
- 37 Grudtsyn Y.V., Alipchenkov V.M., Mosunova N.A., Ilyasova O.H., Morkin M.S. Simulation of the gas-lift effect for lead and lead-bismuth coolants in HYDRA-IBRAE/LM thermohydraulic code // Progress in Nuclear Energy. – 2024. – V. 173. – 105275.
- 38 RELAP5-3D Code Manual. Volume I: Code Structure, System Models and Solution Methods. – INEEL-EXT-98-00834, 2012.
- 39 Aumiller D. L., Tomlinson E. T., Bauer R. C. A coupled RELAP5-3D/CFD methodology with a proof-of-principle calculation // Nuclear Engineering and Design. – 2001. – T. 205. – №. 1–2. – C. 83–90.
- 40 Gong L., Peng C. Analysis of the heat-carrying performance of natural circulation loop using modified RELAP5/MOD3.4 // Case Studies in Thermal Engineering. – 2022. – V. 39. – 102387.

- 41 Rawashdeh A.A.M., Cong T., Ali M.M.M. Experimental and analytical natural circulation analysis of the Jordanian 5 MW research reactor using plate type fuel by RELAP5 MOD3.3 // *Annals of Nuclear Energy*. – 2022. – T. 175. – 109233.
- 42 Lorusso P., Polidori M., Del Nevo A., Lombardo C., Martelli D., Meloni P., Tarantino M. State-of-the-art review of the T/H system codes RELAP5 for HLM applications // *Nuclear Engineering and Design*. – 2023. – T. 414. – 112627.
- 43 Brun B., Parent M., Spindler B. Three-dimensional two-phase flow module of the code CATHARE 2 / *Proceedings of the first international conference on supercomputing in nuclear applications (SNA'90)*. – 1990. – C. 218–226.
- 44 Jayanti S., Valette M. Prediction of dryout and post-dryout heat transfer at high pressures using a one-dimensional three-fluid model // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2004. – T. 47. – №. 22. – C. 4895–4910.
- 45 Fu S.W., Liu X.J., Zhou C., Xu Z.H., Yang Y.H., Cheng X. Modification and application of the system analysis code ATHLET to trans-critical simulations // *Annals of Nuclear Energy*. – 2012. – T. 44. – C. 40–49.
- 46 Spore J.W., Elson J.S., Jolly-Woodruff S.J., Knight T.D., Lin J.C., Nelson R.A., Murra C. TRAC-M/Fortran 90 (Version 3.0) Theory Manual // Los Alamos National Laboratory. – 2000.
- 47 Taylor D.D. TRAC-BD1/MOD1: an advanced best estimate computer program for boiling water reactor transient analysis. Volume 1. Model description. – EG and G Idaho, Inc., Idaho Falls (USA), 1984. – №. NUREG/CR-3633-Vol. 1; EGG-2294-Vol. 1.
- 48 Lee S.I., No H.C. The Implementation of a Three-field Model into TRAC-M/F90 and its Application to Annular-mist Flow // *Journal of nuclear science and technology*. – 2006. – T. 43. – №. 1. – C. 88–97.
- 49 Stempniewicz M. M., Roelofs F. Molten salt modelling in SPECTRA applied to MSRE // *Nuclear Engineering and Design*. – 2021. – T. 384. – 111483.

50 Stempniewicz M. M., Sloodman M. L. F., Wiersema H. T. Validation of system codes RELAP5 and SPECTRA for natural convection boiling in narrow channels // Nuclear Engineering and Design. – 2016. – Т. 307. – С. 130–143.

51 Chen Y., Zhang D., Liang Y., Wang S., Yu Q., Wang C., Tian W., Su G. H. Preliminary development and validation of ACENA code for heavy liquid metal-gas two phase flow simulation // Annals of Nuclear Energy. – 2021. – Т. 161. – 108452.

52 Tak N. I., Lim H. S., Hong J., Yoon J., Park B. H., Eoh J. Improvement of GAMMA+ code for system transient and thermo-fluid safety analysis of sodium-cooled fast reactors // Nuclear Engineering and Design. – 2022. – Т. 399. – 112002.

53 Martin K., Casamor M., Martinez-Quiroga V., Perez-Ferragut M., Zhongyun J., Freixa J. Application of the ANT assessment methodology for validating LOCUST 1.2 thermal-hydraulic code // Nuclear Engineering and Design. – 2024. – Т. 427. – 113410.

54 Юдов Ю.В. Двухжидкостная модель нестационарной контурной теплогидравлики и ее численная реализация в расчетном коде КОРСАР // Теплоэнергетика. – 2002. – №. 11. – С. 17–21.

55 Юдов Ю.В., Волкова С.Н., Мигров Ю.А. Замыкающие соотношения теплогидравлической модели расчетного кода КОРСАР // Теплоэнергетика. – 2002. – №. 11. – С. 22–29.

56 Волкова С.Н., Бенедиктов Д.В., Вакарин А.В., Данилов И.Г., Мицкевич А.В., Попов А.О., Ярушина А.В. Разработка, верификация и практическое использование расчётного кода КОРСАР/ЖМТ // Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок. – 2021. – №. 2. – С. 25–34.

57 Рогов А. А., Дедуль А. В. Моделирование теплообменных процессов в парогенераторах реакторных установок со свинцово–висмутовым теплоносителем при межконтурных течах // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных реакторов. – 2016. – №. 2. – С. 5–13.

58 Becker K. M., et al. An Experimental Investigation of Post Dryout Heat Transfer, KTH-NEL-33. – Royal Institute of Technology, 1983.

59 Ильясова О.Х., Дробышевская И.Н. Доработка моделей кода HYDRA-IBRAE/LM/V2 и их верификация на экспериментах Беккера по исследованию кризиса теплообмена // Сборник трудов XX научной школы молодых ученых ИБРАЭ РАН. – 2019. – С. 87–90.

60 Уоллис Г. Одномерные двухфазные течения. – М., 1972. – 442 с.

61 Alipchenkov V.M., Nigmatulin R.I., Soloviev S.L., Stonik O.G., Zaichik L.I., Zeigarnik Y. A. A three-fluid model of two-phase dispersed-annular flow // International journal of heat and mass transfer. – 2004. – Т. 47. – №. 24. – С. 5323–5338.

62 Справочник по теплогидравлическим расчётам в ядерной энергетике. Т. 1. Теплогидравлические процессы в ЯЭУ / Под ред. Кириллова П.Л. – М.: ИздАТ, 2010.

63 Hewitt G. F., Govan A. H. Phenomenological modelling of non-equilibrium flows with phase change // International journal of heat and mass transfer. – 1990. – Т. 33. – №. 2. – С. 229–242.

64 Хьюитт Д., Холл-Тэйлор Н. Кольцевые двухфазные течения: Пер. с англ. – Энергия, 1974.

65 Schadel S.A., Leman G.W., Binder J.L., Hanratty T.J. Rates of atomization and deposition in vertical annular flow // International journal of multiphase flow. – 1990. – Т. 16. – №. 3. – С. 363–374.

66 Нигматулин Р. И. Основы механики гетерогенных сред. – Наука, 1978.

67 Fukano T., Furukawa T. Prediction of the effects of liquid viscosity on interfacial shear stress and frictional pressure drop in vertical upward gas–liquid annular flow // International journal of multiphase flow. – 1998. – Т. 24. – №. 4. – С. 587–603.

68 Asali J. C., Hanratty T. J., Andreussi P. Interfacial drag and film height for vertical annular flow // AIChE Journal. – 1985. – Т. 31. – №. 6. – С. 895–902.

69 Kataoka I., Ishii M., Mishima K. Generation and size distribution of droplet in annular two-phase flow. – 1983.

70 Алипченков В.М., Беликов В.В., Вепрев Д.П., Горобец А.В., Ильясова О.Х., Исаков А.Б., Мосунова Н.А., Назарова С.Н., Палагин А.В., Шершов А.В. Интегральный код нового поколения ЕВКЛИД/V1 для обоснования безопасности АЭС на быстрых нейтронах: новые модели, расширенные возможности // Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики. – 2018. – С. 786–797.

71 Sugawara S. Analytical prediction of CHF by FIDAS code based on three-fluid and film-dryout model // Journal of Nuclear Science and Technology. – 1990. – Т. 27. – №. 1. – С. 12–29.

72 Oberkampf W.L., Roy C.J. Verification and Validation in Scientific Computing. – Cambridge University Press, 2010.

73 Standard for Verification and Validation in Computational Fluid Dynamics and Heat Transfer. – ASME. – 2009. – 100 p.

74 Glaeser H. GRS method for uncertainty and sensitivity evaluation of code results and applications // Science and Technology of Nuclear Installations. – 2008. – V. 2008.

75 Руководство по безопасности «Расчетные соотношения и методики расчета гидродинамических и тепловых характеристик элементов и оборудования ядерных энергетических установок с жидкометаллическим теплоносителем». РБ-075-12.

76 IAEA, Best Estimate Safety Analysis for Nuclear Power Plants: Uncertainty Evaluation // Safety Reports Series №. 52. – 2008.

77 Моисеенко Е.В., Мосунова Н.А. Методика оценки неопределённостей результатов расчёта для задач обоснования безопасности объектов использования атомной энергии // Вопросы радиационной безопасности – 2018 – № 2 (90). – С. 24 – 34.

78 Moiseenko E. V., Filippov A. S. A methodology for multivariate simulation with massively parallel computing systems for NPP safety assessment: VARIA code // Journal of Engineering Thermophysics. – 2011. – Т. 20. – №. 3. – С. 249–259.

79 Руководство по безопасности при использовании атомной энергии «Рекомендации по оценке погрешностей и неопределенностей результатов расчетных анализов безопасности атомных станций». РБ-166-20.

80 Quantifying reactor safety margins. Application of Code Scaling, Applicability, and Uncertainty Evaluation Methodology to a Large-Break, Loss-of-Coolant Accident // NUREG/CR-5249. – Idaho National Engineering Laboratory, 1989.

81 D'Auria F., Debrecin N., Galassi G.M. Outline of the uncertainty methodology based on accuracy extrapolation // Nuclear Technology. – 1994. – Т. 109. – № 1. – С. 21–38.

82 Wilks S. S. Determination of sample sizes for setting tolerance limits // The Annals of Mathematical Statistics. – 1941. – Т. 12. – №. 1. – С. 91–96.

83 Безносков А.В., Пинаев С.С., Давыдов Д.В., Молодцов А.А., Бокова Т.А., Мартынов П.Н., Рачков В.И. Экспериментальное исследования характеристик контактного теплообмена свинцовый теплоноситель-рабочее тело // Атомная энергия. – 2005. – Т. 98. – №. 3. – С. 182–187.

84 Безносков А.В., Бокова Т.А., Новожилова О.О., Матюнин А.К., Химич В.Л., Пичков С.Н. Экспериментальные исследования процессов сопровождающих аварию «Межконтурная неплотность ПГ» в РУ с ТЖМТ // Известия высших учебных заведений. Ядерная энергетика. – 2012. – №. 4. – С. 92–101.

85 Исхаков А.Ш., Мелихов В.И., Мелихов О.И. Численное моделирование гидродинамического воздействия на трубки парогенератора реактора «БРЕСТ-300» при аварии «межконтурная неплотность» // Вестник МЭИ. – 2017. – №. 3. – С. 33–40.

86 ИТ СО РАН. Отчёт о НИОКР. «Выполнение экспериментальных работ по верификации кодов нового поколения», инв. № 107/1-6/1 2018.

87 ОАО «НИКИЭТ». Исследование гидравлических характеристик полномасштабного макета бесчехловой сборки ТВС ЦЗ РУ БРЕСТ-ОД-300 на ЭУСТ. Протокол 232.1502. – 2016.

88 Ильясова О.Х. Моделирование кодом HYDRA-IBRAE/LM/V2 экспериментов по проливке тепловыделяющей сборки свинцовым теплоносителем // Сборник трудов XIX научной школы молодых ученых ИБРАЭ РАН. – 2018. – С. 105–108.

89 Электронный источник: <https://www.ippe.ru/facilities/thermal-physics/heat-hydraulic-liquid-metal/178-6b>.

90 АО «ГНЦ РФ-ФЭИ». Отчет о НИОКР «Экспериментальные исследования для определения коэффициентов теплоотдачи и температурных полей в модельной ТВС с дистанционирующими решетками периферийной подзоны АЗ реактора БРЕСТ». – Обнинск, 2015.

91 Чиркин В.С. Теплофизические свойства материалов ядерной техники. – М., 1968.

92 Thermophysical Properties of Materials for Nuclear Engineering. A Tutorial and collection of Data. – IAEA, 2008.

93 Fink J. K., Leibowitz L. Thermodynamic and Transport Properties of Sodium Liquid and Vapor // Argonne National Laboratory, ANL/RE-95. – 1995. – Т. 2.

94 Ильясова О.Х., Алипченков В.М., Мосунова Н.А. Моделирование экспериментов с жидкометаллическими теплоносителями с помощью кода HYDRA-IBRAE/LM // Труды Всероссийской конференции «XXXIX Сибирский теплофизический семинар». – 2023. – С. 77–80.

95 АО «НИКИЭТ». Отчет. «Проведение экспериментов по определению коэффициентов теплоотдачи к свинцу в характерном пучке стержней». – Москва, 2021.

96 OECD/NEA. Handbook on lead-bismuth eutectic alloy and lead properties, materials compatibility, thermal-hydraulics and technologies. – 2015. – NEA № 7268. 949 p.

97 OECD/NEA, Benchmarking of thermal-hydraulic loop models for lead-alloy-cooled advanced nuclear energy systems (LACANES) // Task Guideline for Phase 1: Isothermal forced convection case. – 2012.

98 OECD/NEA, Benchmark on thermal-hydraulic loop models for lead alloy cooled advanced nuclear energy systems (LACANES) // Task Guidance for Phase 1: Characterisation of HELIOS – 2008.

99 Jeong S.H., Bahn C.B., Chang S.H., Oh Y.J., Nam W.C., Ryu K.H., Nam H.O., Lim J., Lee N.Y. and Hwang I.S. Operation Experience of LBE loop: HELIOS / Proceeding of ICAPP06. – 2006.

100 Lim J., Jeong S. H., Oh Y. J., Nam H. O., Bahn C. B., Chang S. H., Nam W. C., Ryu K. H., Lee T. H., Lee S.G., Lee N. Y. and Hwang I. S. Progresses in the operation of large scale LBE loop HELIOS / Proceeding of ICAPP07, Nice, France. – 2007.

101 Идельчик И. Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям – М.: Машиностроение, 1992.

102 Jaeger W., Sánchez Espinoza V.H. Uncertainty and Sensitivity Analysis for the HELIOS Loop within the LACANES Benchmark // Journal of Energy and Power Engineering. – 2011. – Т. 5. – №. 6. – С. 515–524.

103 Ильясова О.Х. Верификация кода HYDRA-IBRAE/LM/V1 на эксперименте HELIOS // Сборник трудов XVII научной школы молодых ученых ИБРАЭ РАН. –2016. – С 91–94.

104 Benamati G., Foletti C., Forgiione N., Oriolo F., Scaddozzo G., Tarantino M. Experimental study on gas-injection enhanced circulation performed with the CIRCE facility // Nuclear Engineering and Design. – 2007. – Т. 237. – №. 7. – С. 768–777.

105 Shin Y.H., Cho J., Lee J., Ju H., Sohn S., Kim Y., Noh H., Hwang, I.S. Experimental studies and computational benchmark on heavy liquid metal natural circulation in a full height-scale test loop for small modular reactors // Nuclear Engineering and Design. – 2017. – T. 316. – C. 26–37.

106 Ma W., Karbojian A., Sehgal B.R., Dinh T.N. Thermal-hydraulic performance of heavy liquid metal in straight-tube and U-tube heat exchanger // Nuclear Engineering and Design. – 2009. – T. 239. – №. 7. – C. 1323–1330.

107 Sehgal B.R., Ma W.M., Karbojian A. Thermal-hydraulic and lead-bismuth loop (TALL) and experiments on a heat exchanger // Theoretical and experimental studies of heavy liquid metal thermal hydraulics. Proceedings of a technical meeting. – 2006. – №. IAEA-TECDOC-1520. – C. 259–270.

108 Ma W., Karbojian A., Hollands T., Koch M. K. Experimental and numerical study on lead-bismuth heat transfer in a fuel rod simulator // Journal of Nuclear Materials. – 2011. – T. 415. – №. 3. – C. 415–424.

109 Ma W., Karbojian A., Sehgal B.R. Experimental study on natural circulation and its stability in a heavy liquid metal loop // Nuclear Engineering and Design. – 2007. – T. 237. – №. 15–17. – C. 1838–1847.

110 Grishchenko D., Papukchiev A., Liu C., Geffray C., Polidori M., Kööp K., Jeltsov M., Kudinov P. TALL-3D open and blind benchmark on natural circulation instability // Nuclear Engineering and Design. – 2020. – T. 358. – 110386.

111 Kudinov P., Grishchenko D. TALL-3D STH/CFD simulations // SESAME-654935-D5. 13. – 2019.