

ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ БЮДЖЕТНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ НАУКИ
ИНСТИТУТ ПРОБЛЕМ БЕЗОПАСНОГО РАЗВИТИЯ
АТОМНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ РОССИЙСКОЙ АКАДЕМИИ НАУК



На правах рукописи

ТОМАЩИК ДМИТРИЙ ЮРЬЕВИЧ

**Модуль CONT_TH для расчета теплогидравлических параметров
атмосферы в герметичном ограждении РУ с водяным теплоносителем
при тяжелых авариях**

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

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание учёной степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:

д.т.н. А.Е. Киселёв

Москва, 2024

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	4
1 Описание модели	15
1.1 Общая характеристика.....	15
1.2 Методика построения расчетных схем	17
1.3 Система уравнений для теплоносителя	20
1.3.1 Основные уравнения.....	20
1.3.2 Линеаризация по времени	22
1.3.3 Пространственная аппроксимация	23
1.3.4 Перенос тепла в конструкционных элементах	24
1.4 Замыкающие соотношения и модели оборудования	25
1.4.1 Теплообмен газовой фазы со стенами.....	25
1.4.2 Модель конвективной теплоотдачи от воды в приемке к полу	29
1.4.3 Модель объемной конденсации пара	30
1.4.4 Модель поверхностной конденсация пара.....	30
1.4.5 Модель спринклерной системы	31
1.4.6 Модель рекомбинации и горения водорода.....	35
1.4.7 Модель функционирования вентиляционной системы	35
1.4.8 Модель критического течения	35
1.4.9 Модель источников массы и энергии.....	36
1.4.10 Модель перетечек конденсата.....	36
1.5 Расчет свойств воды, водяного пара и неконденсируемых газов.....	36
1.5.1 Уравнения состояния и транспортные свойства воды и водяного пара	36
1.5.2 Уравнения состояния и транспортные свойства неконденсируемых газов	37
1.5.3 Расчет свойств смеси пара с неконденсирующимися газами	38
1.6 Решение системы уравнений и расчетный шаг	39
1.6.1 Сохранение массы и выбор временного шага	39
1.6.2 Структура расчетного шага.....	40
1.7 Выводы по главе 1.....	40
1.8 Список обозначений к главе 1	41
2 Валидация модуля на интегральных экспериментах	43
2.1 Описание установки PANDA.....	44
2.2 Описание экспериментов серии PE	48
2.2.1 Сценарий экспериментов.....	48

2.2.2 Масштабирование экспериментов.....	49
2.2.3 Характеристики источников	53
2.3 Нодализационная схема, начальные и граничные условия	54
2.4 Результаты моделирования и сравнение с экспериментальными данными.....	59
2.5 Расчеты с использованием упрощенной нодализационной схемы и оценка отклонений расчетных результатов.....	87
2.6 Оценка отклонений расчетных результатов.....	92
2.7 Выводы по главе 2.....	98
3 Кросс-верификация теплогидравлического отклика ГО	101
3.1 Описание модели ГО и нодализационной схемы	101
3.2 Краткое описание моделируемой ТА.....	104
3.3 Результаты моделирования параметров в ГО и сравнение с CFD кодом.....	107
3.4 Анализ влияния работы СБ на поведение давления в ГО.....	112
3.5 Выводы по главе 3.....	113
Заключение	114
Перечень источников	115

Введение

Актуальность исследования

Обоснование безопасности АЭС является обязательным условием ее эксплуатации. Возможность возникновения тяжелых аварий (ТА), связанных с потерей охлаждения активной зоны (а.з.) реакторов с водяным теплоносителем, и необходимость их рассмотрения при обосновании безопасности АЭС требуют наличия соответствующих расчетных средств, качественно и количественно верно воспроизводящих процессы, протекающие в реакторной установке (РУ) и герметичном ограждении (ГО) РУ, и их взаимовлияние. Только в этом случае возможен корректный прогноз сохранения локализующей способности физических барьеров безопасности. Для ТА с потерей теплоносителя первого контура в ГО (постулируемый отказ третьего барьера безопасности), особенно в случае большой течи, давление в ГО в значительной мере определяет динамику осушения и разогрева а.з., время разгерметизации оболочек твэлов (отказ второго барьера безопасности), приводящее к началу выхода радиоактивных веществ (РВ) в теплоноситель первого контура. По мере развития аварийного процесса происходит деградация а.з., окисление оболочек твэлов с образованием водорода, плавление топливной матрицы – первого барьера безопасности. В ходе аварии теплоноситель, водород и РВ поступают в ГО. При значительном давлении в ГО, обусловленном, главным образом, высоким содержанием пара и/или горением водородсодержащих смесей, возможна потеря локализующей способности ГО и выход большого количества РВ в окружающую среду. Эволюция содержания пара и водорода в атмосфере ГО в целом определяется источниками этих газов из первого контура и их стоками в ГО за счет конденсации и работы пассивных каталитических рекомбинаторов водорода (ПКРВ), и зависит от интенсивности движения (перемешивания) газа. Перемешивание газовой фазы вызывается как процессами теплообмена со стенами, работой систем безопасности (СБ), используемых для управления ТА (система пассивного отвода тепла (СПОТ) от ГО, форсунка спринклерной системы, ПКРВ), так и импульсом или плавучестью, соответствующим источникам.

Для моделирования протекания ТА на АЭС с РУ ВВЭР в России разработан расчетный код СОКРАТ [1]. В настоящее время он позволяет рассчитывать как внутрикорпусную, так и внекорпусную фазы ТА, способен давать реалистичный прогноз динамики развития ТА на энергоблоках при различных эксплуатационных состояниях. Возможности кода обеспечивают решение соответствующих задач лицензирования при модернизации существующих и строительстве новых проектов АЭС с ВВЭР на международном и внутреннем рынках.

На ранних этапах развития код СОКРАТ (версия СОКРАТ-В1 [2]) использовался только для расчета протекания ТА без учета выброса РВ, теплогидравлика ГО моделировалась с

помощью отдельных контейментных кодов АНГАР или КУПОЛ. Динамика изменения давления в ГО рассчитывалась итерационно путем многократного последовательного расчета источника массы и энергии в ГО по коду СОКРАТ и запуска автономного расчета по контейментному коду с целью получения граничных условий приемлемого уровня точности.

Позднее, приблизительно с 2017 года, контейментные коды стали сопрягаться с кодом СОКРАТ через универсальный интерфейс, что позволило выполнять самосогласованный расчет ТА в приемлемые временные сроки. Для контейментных кодов были разработаны надстройки, позволявшие учитывать поведение РВ в рамках используемой теплогидравлической модели. Однако такой подход все же обладал рядом недостатков, таких как использование различных методик расчета свойств парогазовой среды, согласование шагов интегрирования, а также рассогласованные сроки действия аттестационных паспортов, требующие в общем случае наличия для каждого блока РУ входных наборов и для кода КУПОЛ и для кода АНГАР. Кроме того, такая связка была ограничена возможностями контейментных кодов, и в ряде случаев не позволяла задавать необходимое количество источников массы и энергии, их локализации в помещении для гидростатического согласования с контурной гидравликой. Это значительно сужало диапазон сценариев ТА, которые могли быть рассчитаны в обоснование безопасности АЭС с ВВЭР, включая детерминистические расчеты в поддержку вероятностного анализа безопасности второго уровня (ВАБ-2) и расчеты в поддержку совершенствования мер по управлению и смягчению последствий ТА, а также создавало неопределенности в перспективах расширения области применимости кода СОКРАТ на АЭС с РУ малой мощности.

Важным этапом развития линейки кодов СОКРАТ стало завершение в 2021 г разработки моделей накопления РВ в топливе, их переноса по первому контуру, поведения РВ в ГО для задач прогноза источника РВ в окружающую среду при ТА (версия СОКРАТ-В3 [3]). Для задач анализа поведения РВ в ГО на длительных временах используемые контейментные коды требовали дополнительной проверки (аттестации) в связке с разработанными и имплементированными в код СОКРАТ моделями поведения РВ. Значительная ресурсоемкость этих работ в условиях неопределённости решений разработчиков по дальнейшему развитию и переемке аттестации используемых контейментных кодов для отмеченных выше задач обострила вопрос об ускорении разработки в коде СОКРАТ модуля для расчета теплогидравлики ГО.

Настоящая диссертационная работа направлена на создание для кода СОКРАТ теплогидравлического модуля с целью обеспечения согласованного расчета в системе первый контур - ГО при ТА на АЭС с водяным теплоносителем, расчета параметров в ГО для оценки его локализирующей способности и транспорта парогазовой среды в помещениях ГО как несущей газовой фазы для РВ.

Актуальность данного исследования определяется:

– необходимостью учета взаимовлияния процессов между контурной теплогидравликой и теплогидравликой ГО с согласованием описывающей их системы уравнений в рамках единого расчета по коду СОКРАТ для повышения реалистичности расчетных данных и снижения интегральных временных затрат на выполнение расчетов;

– возрастающей потребностью атомной отрасли в моделировании широкого спектра классов ТА на АЭС с ВВЭР с учетом действий оператора по повторному заливу активной зоны в рамках детерминистической поддержки ВАБ-2 и разработкой руководств по управлению тяжелыми авариями, требующей расширения спектра возможностей существующих контейментных кодов;

– набирающим темпы строительством атомных станций с реакторами малой мощности, что требует проводить расчеты при повышенных давлениях и температурах, а также учетом возможного затопления части помещений в ходе ТА из-за относительно малого объема ГО;

– ограниченностью аттестованных российских контейментных кодов для расчетов поведения РВ в ГО при ТА;

– необходимостью обеспечения независимости использования интегрального кода СОКРАТ от решений правообладателей внешних контейментных кодов по их дальнейшей разработке, усовершенствованию и переаттестации.

Степень разработанности

Исторически установка контеймента на АЭС применялась как мера для ограничения распространения РВ при гипотетической аварии (Шиппингпорт, США, 1957 [4]; НВАЭС-1, СССР, 1958 [5]) и позволяла размещать станции ближе к потребителю. В 1966 году, когда встал вопрос о целостности элементов РУ («китайский синдром») при аварийных ситуациях, контеймент стал рассматриваться как независимый барьер безопасности и строился с кратным запасом по статическому нагружению для случаев единичного отказа. Он должен был удерживать РВ, поступившие из первого контура при аварии, а также защищать РУ от внешних воздействий (погодные явления, землетрясения, падение самолета). Оснащение контеймента различными СБ позволяло снизить проектное давление ГО. С начала 1970х в США при лицензировании АЭС введено требование обоснования целостности ГО, в том числе с использованием компьютерных кодов, для подтверждения использования проектной величины утечки РВ даже при полном расплавлении активной зоны [6]. Следствием ТА на ТМІ-2 стало детальное рассмотрение тяжелых аварий, образования водорода и его распространения при лицензировании.

Первым широко известным интегральным кодом с сосредоточенными параметрами (LP), разработанным в 1985 году и предназначенным для подтверждения локализирующей

способности ГО АЭС с водяным теплоносителем, стал CONTAIN 1.0. При задании источников теплоносителя и РВ из первого контура как граничных условий, он позволял рассчитывать теплогидравлические параметры в ГО, поведение аэрозолей и продуктов деления, взаимодействие расплав-бетон.

LP коды первого поколения, способные описывать теплогидравлику ГО и в которых учтены полученные на экспериментальных установках 80-х и начала 90-х годов знания, можно условно разделить на две группы: интегральные (для расчета поведения РВ) МААР, MELCOR (включивший в себя часть моделей кода CONTAIN) и чисто теплогидравлические RALOC, WAVCO. К преимуществу последних можно отнести достаточно высокую скорость счета (позволявшую моделировать процессы длительностью до месяца) и возможность использовать до 100 расчетных ячеек (помещений).

Код WAVCO [7] предназначался для описания распределения водорода в системе связанных помещений, рассчитывал давление и температуру газовой фазы в термодинамически равновесном, как для ПА, так и для ТА. Расчеты в обоснование локализирующей способности ГО проводились автономно от расчетов протекания аварий в РУ. Заложенные в коде модели при использовании внешней надстройки позволяли учитывать поведение РВ. Отечественный АНГАР, являющийся развитием кода WAVCO, позволял описывать до 100 источников в различных помещениях ГО и содержал модели ПКРВ. Код АНГАР использовался для моделирования изменения теплофизических параметров и компонентного состава парогазовой среды в ГО, при различных условиях эксплуатации АЭС. Недостатком кода является упрощенное моделирование взаимодействия газовой фазы с водой в прямке и невозможность дальнейшего расчета при полном затоплении помещения.

Математическое моделирование процессов в ГО строилось исходя из предположения о равномерности распределения газовой среды по физическому помещению, при построении расчетных схем использовался подход «одно помещение – одна ячейка». Численная схема реализована в предположении, что движущей силой, обеспечивающей переток газовой фазы между помещениями, является только градиент давления, инерцией потока пренебрегалось. Пользователь для корректного учета плавучести должен был в расчетной схеме выделять элементы с отличающейся плотностью газа для описания возникающих контуров циркуляции в предполагаемой картине течений газовой фазы. Это в значительной мере определяло зависимость получаемого результата от знаний пользователя о физике протекающих процессов и опыта моделирования. По ряду ключевых процессов пользователю предоставлялась возможность опционного выбора моделей или их параметров (например, выбор из набора корреляций для описания теплообмена между газовой фазой и твердой стенкой), что усиливало «эффект пользователя». Для численного решения системы уравнений применялся

итерационный способ, предложенный Л. Ричардсоном более 100 лет назад. Он не требовал значительного количества оперативной памяти, что хорошо соответствовало возможностям персональных ЭВМ 80-х – 90-х годов. Характерный интервал моделирования для интегральных кодов составлял до нескольких часов, поэтому время собственно расчета не было определяющим в общем времени получения результата. Некоторые коды использовались для целей ВАБ. Модельные наполнения кодов давали приемлемые результаты при описании интенсивного источника, но реалистичное моделирование медленно протекающих процессов, в том числе стратификации водорода в ГО и ее разрушения, требовало совершенствования кодов [8].

Дальнейшим развитием подхода с сосредоточенными параметрами (на примере отечественного кода КУПОЛ-М 1.10а [9]) явилось добавление конвективных членов в уравнение сохранения импульса с сопутствующей возможностью более детально описывать стратификацию за счет увеличения числа расчетных ячеек. Код содержит модели различных СБ, используемых на АЭС с ВВЭР. Учитывается передача импульса от капель спрея к газовой фазе. Построение расчетной схемы по-прежнему требовало от пользователя представления о картине течения газа в рассматриваемых аварийных режимах. Ее перестроение в ходе аварии, например, из-за подключения СБ или образования новых источников, вынуждало искать компромиссные решения, что значительно увеличивало время выполнения работ. Это отрицательно сказывалось как на времени подготовки единого входного набора для всего спектра рассматриваемых аварий, так и на времени счета. Сходными по возможностям зарубежными кодами являются ASTEC V2 и COCOSYS. Эти разработки относятся к началу 2000-ых годов.

Для ГО малой энергетики (например, РУ КЛТ-40) в специализированной версии кода КУПОЛ-М введен учет затопления части помещений водой, разработаны модели СПОТ 30 и барботажа, расширены допустимые диапазоны значений температуры и давления газовой фазы (код КУПОЛ-МТ, аттестован в 2019 году).

Зарубежный код GOTHIC, используемый для целей лицензирования, является термодинамически неравновесным и по степени детализации занимает промежуточное положение между LP и CFD кодами, имеет возможность рассчитывать поток газа в ячейке в 3D геометрии и использует двухжидкостное приближение. Невысокое быстродействие, сопоставимое с CFD кодами, не позволяет использовать этот подход к моделированию параметров в ГО в составе интегрального кода.

Для описанных выше контейментных кодов КУПОЛ и АНГАР при сопряжении с кодом СОКРАТ вопрос о согласовании свойств метастабильного теплоносителя и расходов среды (из-за разных шагов интегрирования) потребовал создания интегро-дифференцирующего

интерфейса, частота опроса которого возлагалась на пользователя. Для точного высотного соответствия узлов течей из первого контура и иных источников газа в этих контейментных кодах необходимо выделять специальные ячейки. Различия в методах решения систем уравнений течения теплоносителя в коде СОКРАТ и контейментных кодах затрудняют работы по развитию связки.

Аттестационный паспорт кода КУПОЛ-М 1.10а действует до 2028 года. Аттестационный паспорт кода АНГАР истек в 2021 году, что исключает текущее использование кода СОКРАТ в связке с АНГАРОм для задач лицензирования АЭС, статус работ по переаттестации кода АНГАР неизвестен.

Требования надзорных органов о рассмотрении поведения аварийного энергоблока на интервалах 72 часа и более после наступления инициирующего события увеличивают время получения расчетных данных, несмотря на кратный рост производительности ЭВМ. Анализ результатов расчетов моделирования ТА по интегральному коду СОКРАТ в связке с внешним контейментным кодом показывает, что в ряде сценариев время расчета параметров в ГО превышает время расчета контурной теплогидравлики. Это указывает на необходимость оптимизации традиционных алгоритмов решения системы уравнений в контейментных кодах. В качестве возможной замены может быть использован вариант алгоритма SIMPLE, применяемый для контурной теплогидравлики кода СОКРАТ. Этот алгоритм изначально был разработан для CFD кодов и позволял одновременно решать задачи тепломассопереноса и течения теплоносителя безытерационным способом.

Цель и задачи исследования

Целью данной работы является разработка для интегрального кода СОКРАТ теплогидравлического модуля, предназначенного для согласованного расчета протекания ТА на АЭС с водяным теплоносителем, где значительную роль оказывает давление, установившееся в системе РУ – ГО.

Задачами исследования являются:

- анализ и выбор приемлемых моделей теплогидравлических процессов, их дальнейшее развитие для реалистичного моделирования давления, температуры, состава газовой среды, включая стратификацию и ее разрушение с сохранением характерного времени протекания процессов на малом количестве расчетных ячеек;
- разработка модели форсунки спринклерной системы с акцентом на перемешивание среды каплями спрея и взаимодействие газочапельной среды со стенами помещений;
- разработка модуля теплогидравлики ГО, обеспечивающего взаимодействие моделей определяющих процессов и его реализация в составе интегрального кода СОКРАТ;

– анализ возможностей разработанного модуля реалистично описывать поведение давления и изменение состава газовой среды в ГО, вызванные работой активных и пассивных СБ, применяемых для смягчения последствий ТА, с использованием экспериментальных данных;

– численный анализ теплогидравлического отклика ГО АЭС с ВВЭР-1000 в модельной задаче путем проведения сквозных расчетов ТА по коду СОКРАТ-В1/В2 с использованием разработанного модуля, сравнение с результатами расчетов по аттестованному CFD коду.

Научная новизна работы

Впервые в рамках единого подхода по моделированию процессов для интегрального кода СОКРАТ реализован согласованный расчет теплогидравлических параметров РУ и ГО реакторов с водяным теплоносителем. Решен вопрос о согласовании свойств теплоносителя для контурной гидравлики и в ГО, в том числе в метастабильных областях.

Впервые разработана модель течения газовой фазы, учитывающая импульс, передаваемый газу за счет процессов теплообмена.

Развита модель образования и разрушения стратифицированных слоев за счет плавучести и импульса, не требующая усложнения пространственной дискретизации расчетной области, ее использование формализовано в оригинальной методике построения расчетных схем.

Разработана универсальная модель спринклерной системы, учитывающая взаимодействие капель с конструкциями и ограничение перемешиваемости газовой фазы каплями спрея.

Разработана и проверена на экспериментальных данных универсальная методика моделирования теплообменника-конденсатора с использованием базовых теплогидравлических моделей модуля.

Практическая ценность результатов

Модуль CONT_TH в составе кода СОКРАТ-В1/В2 в 2022 г аттестован для расчета давления, температуры и состава газовой атмосферы в помещениях ГО и используется для расчета запроектных аварий, включая ТА, на энергоблоках АЭС с ВВЭР [10].

Сопряжение теплогидравлических моделей CONT_TH с моделями поведения РВ в ГО (проведено вне рамок настоящей диссертации) позволило получить реалистичные оценки выбросов РВ. Эти результаты используются при обосновании безопасности, включая оценки радиационных последствий ТА энергоблоков ВВЭР-440 проектов В-179 и В-213, ВВЭР-1000

проектов В-338 и В-320, ВВЭР-ТОИ в рамках ВАБ второго уровня, а также в задачах аварийного реагирования.

Модельное наполнение совместно с разработанной автором методикой построения расчетных схем позволяют существенно снизить время анализа протекающих процессов в ГО для рассматриваемой ТА и практически исключить адаптацию расчетной схемы в случае корректировки сценария ТА. Таким образом, с использованием интегрального кода СОКРАТ появляется возможность в сжатые сроки проводить расчетные исследования в рамках оценки последствий ТА, учитывать изменения отклика РУ и ГО при применении мер по управлению аварией или при оптимизации параметров а.з. и иного оборудования, включая использование новых материалов.

Для модуля CONT_TH разработаны принципы построения нодализационных схем для широкого круга пользователей, обеспечивающие наилучшую оценку для расчетных результатов.

Разработанные автором модели расчета теплогидравлических параметров ГО могут использоваться в составе других программах для ЭВМ. Так, модели численно реализованы в составе расчетного комплекса ERCARD, предназначенного для сквозного моделирования развития аварийных процессов на АЭС и прогноза радиационной нагрузки на население для задач аварийного реагирования при тяжелых авариях на АЭС с выходом радиоактивных веществ в атмосферу.

Методология и методы исследования

Математическое моделирование взаимосвязанных процессов, протекающих в ГО, является методологией, позволяющей решить задачу, для которой затруднительно провести натурный эксперимент. При разработке модуля CONT_TH для усовершенствования моделей, применяемых в кодах с сосредоточенными параметрами, использовались общенаучные методы исследования:

- абстрагирование для описания движения газовой фазы вне зависимости от природы источника начального импульса;
- анализ процессов в ГО, их иерархизация с выделением главных в тех или иных явлениях;
- проведение аналогии между конвективным размытием стратифицированного слоя газа и распространением плоской затопленной струи;
- синтез имеющихся знаний для принятия решений о степени детализации совершенствуемых и вновь разрабатываемых моделей и возможностей их объединения;

– аналитический обзор для разработки недостающих замыкающих соотношений и корреляций;

– статистический анализ для подтверждения правильности используемых корреляций и полноты взаимосвязей процессов.

К специальным методам исследования, использованным в работе, можно отнести сравнительный анализ имеющихся экспериментальных данных и установление причинно-следственных связей в протекании явлений, а также создание гипотезы о возможности более точного описания процессов теплообмена газа за счет реалистичного описания динамики его течения, верификация, валидация и кросс-верификация моделей.

Положения, выносимые на защиту:

– теплогидравлический модуль CONT_TH в составе кода СОКРАТ для обеспечения согласованного расчета в системе первый контур - ГО при ТА на АЭС с водяным теплоносителем, расчета параметров в ГО для оценки его локализирующей способности и транспорта парогазовой среды в помещениях ГО как несущей газовой фазы для РВ;

– система разностных уравнений модуля, набор замыкающих соотношений, алгоритм проверки корректности выбранного шага интегрирования по времени;

– модель форсунки спринклерной системы;

– модель перемешивания стратифицированных слоев за счет импульса и за счет плавучести;

– элементы расчетной схемы модуля и их функционал;

– методика построения расчетных схем для модуля, направленная на минимизацию пользовательских усилий;

– результаты валидации моделей и модуля в целом на современных интегральных экспериментах, охватывающих отклик ГО на фазе истечения теплоносителя и разрушения активной зоны при ТА на полномасштабной АЭС, с акцентом на поведение давления, формирование стратификации водорода и ее разрушение при работе СБ;

– результаты апробации модуля CONT_TH и кросс-верификации с аттестованным CFD кодом на примере ТА «большая течь первого контура» на АЭС с РУ ВВЭР-1000.

Личный вклад автора

Автор лично разрабатывал все материалы, составляющие основу представленной диссертации, начиная от постановки задачи и до обоснования приемлемости полученных результатов моделирования явлений на объектах разного масштаба.

Автором лично выполнен анализ феноменологии и взаимной зависимости протекающих процессов с выделением наиболее «узких» мест при моделировании, обычно возлагаемых на пользователей. Проведена квалификация экспериментальных данных, необходимых для валидации совокупности физических моделей.

Для выполнения работы непосредственно по созданию модуля автором лично:

- составлена система разностных уравнений, описывающая поведение теплогидравлических параметров в моделируемых помещениях ГО в каждый момент времени;

- выбраны замыкающие соотношения, для наиболее корректного описания протекающих процессов и их взаимосвязи;

- разработаны алгоритмы расчета свойств воды и водяного пара в диапазоне от 1000 Па до 27,5 МПа, включая метастабильные области;

- разработаны модели СБ, применяемые на эксплуатируемых и перспективных реакторах с водяным теплоносителем;

- разработан и численно реализован алгоритм обмена между модулем CONT_TH и другими модулями кода СОКРАТ, обеспечивающий выполнение основных законов сохранения на временном шаге интегрирования;

- проведено программирование модуля, его тестирование и имплементация в код СОКРАТ;

- разработана нодализация для серии экспериментов на установке PANDA, подготовлен входной набор, выполнено численное моделирование и проведен качественный и количественный анализ полученных расчетных результатов;

- подготовлен входной набор и выполнены расчеты ТА, инициированных течью теплоносителя из «холодной» нитки ГЦТ, по коду СОКРАТ с использованием разработанного модуля CONT_TH;

- получен и сопоставлен с расчетами по коду STAR-CCM+ теплогидравлический отклик ГО ВВЭР-1000 при моделировании двух сценариев ТА;

- автор принимал участие в разработке всех версий линейки кода СОКРАТ, включая архитектуру и модельное наполнение, их верификации и внедрении в практику использования на предприятиях атомной отрасли.

При личном участии автора выполнена разработка матрица валидации моделей и модуля CONT_TH и соответствующей ей большой объем валидационных исследований на установках различного масштаба, включая выполнение оценок погрешностей. Результаты этой работы вошли в Отчет о верификации и валидации кода СОКРАТ-V1/V2. При личном участии автора выполнены расчеты ТА по коду СОКРАТ для ВАБ-2 энергоблоков ВВЭР-440 проектов

В-179 и В-213, ВВЭР-1000 проектов В-338 и В-320, ВВЭР-ТОИ, включая анализ внутрикорпусной фазы аварии, теплогидравлического поведения ГО и получение источников РВ в окружающую среду.

Достоверность и обоснованность результатов работы

Обоснованность и достоверность основных положений и выводов подтверждается:

- использованием информации из различных отраслей науки и техники, взаимно дополняющей и подтверждающей принятые решения;
- детализацией моделирования различных процессов и степени их взаимосвязи на основе анализа влияния на целевые параметры расчета;
- результатами верификации и валидации разработанных моделей и модуля в целом на большом количестве аналитических тестов и экспериментальных данных, полученных в экспериментах по исследованию отдельных явлений и интегральных экспериментах на установках среднего и большого масштаба с большим количеством помещений;
- результатами кросс-верификации с аттестованным CFD кодом на примере ТА «большая течь первого контура с отказом активных СБ» на АЭС с РУ ВВЭР-1000;
- аттестацией кода СОКРАТ с модулем CONT_TH в Ростехнадзоре.

Апробация работы

Необходимость и направления совершенствования моделей для расчета теплогидравлических параметров в ГО представлены на российских и международных конференциях и семинарах, в том числе:

- семинары в рамках Международной стандартной задачи OECD-CSNI ISP-37 по осаждению аэрозолей в ГО PWR, 1995 – 1996 гг.;
- семинары в рамках Международной совместной стандартной задачи МАГАТЭ по проектам интегральных водоохлаждаемых реакторов, 2011 – 2013 гг.;
- семинары в рамках Международной проблемы по эффективности пассивных систем безопасности PERSEO WGAMA, 2018 – 2019 гг.;
- 8-я международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 2013 год, г. Подольск, АО ОКБ "ГИДРОПРЕСС".

Основные положения и результаты диссертации докладывались на конференциях «Теплофизика-2024», 16 – 19 апреля 2024 года г. Обнинск, Россия и «Динамика-2024» 04 – 07 июня 2024 года г. Сосновый Бор, Россия.

1 Описание модели

1.1 Общая характеристика

Модель предназначена для расчета давления, массовой доли неконденсируемых газов, температур воды, парогазовой среды и поверхности стен в моделируемых помещениях ЗО, массы воды в прямках, скорости парогазовой среды в гидравлических связях между помещениями и в местах утечек из помещений ГО в окружающую среду в каждый момент времени.

Используется подход с сосредоточенными параметрами, записываемый с помощью системы дифференциальных уравнений. Для моделирования системы помещений ГО в пределах каждого помещения задается одна или несколько расчётных ячеек, которым приписывается соответствующая доля от объема всего помещения. В этих расчётных ячейках определяются такие базовые параметры как: давление, объемная доля газовой фазы, массовые доли неконденсируемых газов, удельные энтальпии газовой и жидкой фаз. Предполагается что по всему пространству расчетной ячейки эти параметры одинаковы, таким образом, модель является точечной (как правило, эта точка выбирается в геометрическом центре ячейки). В помещениях могут находиться, источники или стоки воды, пара и газов, работать оборудование.

Модель учитывает следующие процессы:

- поступление двухфазного многокомпонентного теплоносителя в помещения из контуров РУ и обратное течение газовой фазы;
- перенос парогазовой среды между помещениями;
- конденсация водяного пара на стенах помещен и в объеме;
- перенос и осаждение капель жидкости из атмосферы помещений;
- теплообмен между стенами и парогазовой средой;
- теплопроводность стен, отвод тепла в окружающую среду через стены;
- поступление конденсата в прямки, его испарение и перетечки между прямками.

Модель описывает работу следующих систем:

- спринклерная система (тепло и массообмен капель с окружающей средой и стенами помещений);
- рекомбинаторы водорода.

В основе модели лежат следующие допущения:

- неконденсируемые газы находятся в тепловом и механическом равновесии с паровой фазой, неконденсируемые газы удовлетворяют уравнению состояния идеального газа;

- плотность парогазовой среды представляет собой сумму парциальных плотностей водяного пара и неконденсируемых газов;
- мелкодисперсная фаза и конденсат на стенах моделируются эффективным образом (рассчитывается равновесное состояние без учета динамики изменения толщины конденсатной пленки);
- не учитывается изменение температуры и концентраций компонентов газовой среды по высоте расчетной ячейки;
- течение жидкой фазы между помещениями происходит без взаимодействия с газовой фазой.

При расчете параметров учитываются эффекты нестационарного движения парогазовой смеси в помещениях ЗО и между помещениями с учетом взаимного влияния процессов теплообмена газовой фазы со стенами и жидкостью, наличия источников/стоков среды и работы оборудования. В модели рассчитывается среднеобъемная скорость газа в расчетной ячейке, определяемая с учетом источников среды, перетоков из соседних ячеек, конвективных процессов теплообмена с вертикальными стенами и работы оборудования. Эта скорость используется как для определения коэффициентов теплообмена внутри помещения, так и для теплообмена через открытые проемы в случае турбулентного перемешивания. Свободный объем для газовой фазы изменяется при поступлении воды на пол помещения (в приямок) или ее дренирования. Работа вентиляционной системы может быть смоделирована на активном (вентилятор) или пассивном принципе.

Описание теплообмена со стенами и переноса тепла внутри стен включает одномерное уравнение теплопроводности для материалов стен, гипотезу аналогии тепло- и массообмена для расчета поверхностной конденсации пара с учетом наличия стационарной по толщине пленки конденсата и эмпирические зависимости для коэффициентов теплоотдачи к стенам, зависящие в том числе, и от ориентации поверхности.

По свойствам жидкой и газовой фазы модель ограничена допустимыми значениями термодинамических параметров:

- давление от 0,01 до 27,5 МПа;
- суммарная массовая концентрация неконденсируемых газов от 0 до 1;
- температура парогазовой смеси от 270 до 3300К;
- температура жидкой фазы от 273,16 до температуры насыщения +10К (но не выше 635 К).

Применение модели для задач поверхностного кипения воды и конденсации пара ограничивается по давлению диапазоном от 0,01 до 22 МПа.

Конечно-разностная линеаризованная система алгебраических уравнений течения теплоносителя решается методом Гаусса. Численное интегрирование уравнения теплопроводности для стен проводится по неявной конечно-разностной схеме с использованием метода прогонки. Уравнения тепло- и массообмена спринклерных капель, записанные относительно координаты вдоль линии движения, линеаризуется и решается в явном виде с приращением скорости, температуры или массы капли не более чем 0,5% за внутренний шаг интегрирования.

В составе ПрЭВМ СОКРАТ-В1/В2 модель реализована в виде контейнментного модуля CONT_TH и аттестована для расчета давления и мольных долей неконденсируемых газов в помещениях герметичных ограждений АЭС с РУ ВВЭР [10].

1.2 Методика построения расчетных схем

В модуле CONT_TH имеются следующие модели элементов и систем:

- элементы гидравлической сети:
 - Помещение (ROOM) - гидравлический элемент с сосредоточенными параметрами;
 - Источник массы и энергии (INJECTION) – моделирует объемный источник/сток массы и соответствующей ей энергии в помещениях;
 - Тепловыделение (HEAT_SOURCE) – моделирует объемный источник тепла в помещениях;
 - Спринклер (SPRAY) – моделирует работу спринклерной системы;
 - Рекомбинатор водорода (RECOMB) – моделирует работу ПАР;
 - Связь (CONNECTION) – соединение двух помещений по газовой фазе;
 - Вентилятор (FAN) – обеспечивает заданный расход среды в связи;
 - Клапан (VALVE) – используется для изменения проходного сечения;
 - Дренаж (DRAIN) – моделирует сток воды за счет действия гравитационных сил;
- условия на границах системы (CTH_BOUNDARY):
 - вывод/ввод теплоносителя с различным расходом;
 - заданное давление, температура и состав газовой фазы;
- тепловые элементы (WALL):
 - плоская стенка с теплообменом с теплоносителем или с заданными параметрами на двух границах;
- система контроля и управления:
 - датчик;
 - триггер;
 - регулятор;

– контрольный блок.

Элемент «помещение» (ROOM) используется для описания поведения теплоносителя в одном или группе смежных помещений защитной оболочки. На рисунке 1.1 приведен пример нодализационной схемы, в которой помещение *A* разделено по высоте на две расчетные ячейки *A1* и *A2* для учета возможной стратификации газовой фазы. Помещение характеризуется объемом, относительной высотой центра масс (в этой точке определяется давление), характерной длиной, гидравлическим диаметром и площадью проходного сечения. В каждом помещении пользователем задается давление и состав газовой фазы, ее объемная доля а также температуры газовой и жидкой фазы. В дальнейшем они рассчитываются на каждом шаге и могут быть использованы в системе контроля и управления. Характерным размером помещения в общем случае следует выбирать высоту, а проходным сечением – отношение объема к гидравлическому диаметру. В помещении может задаваться один или несколько источников INJECTION двухфазного теплоносителя (из контуров РУ или других систем). Для источника пара и воды используется энтальпия, а для неконденсируемого газа – температура. Для передачи импульса в газовую фазу используется проходное сечение источника (с учетом возможного обжатия струи). При помощи источника возможно независимо отбирать воду а также каждый из компонентов газовой фазы, при этом удельная энтальпия отбираемого компонента будет соответствовать текущему значению в данном помещении. Для изменения энергосодержания каждой из фаз можно использовать объемное тепловыделение (HEAT_SOURCE).

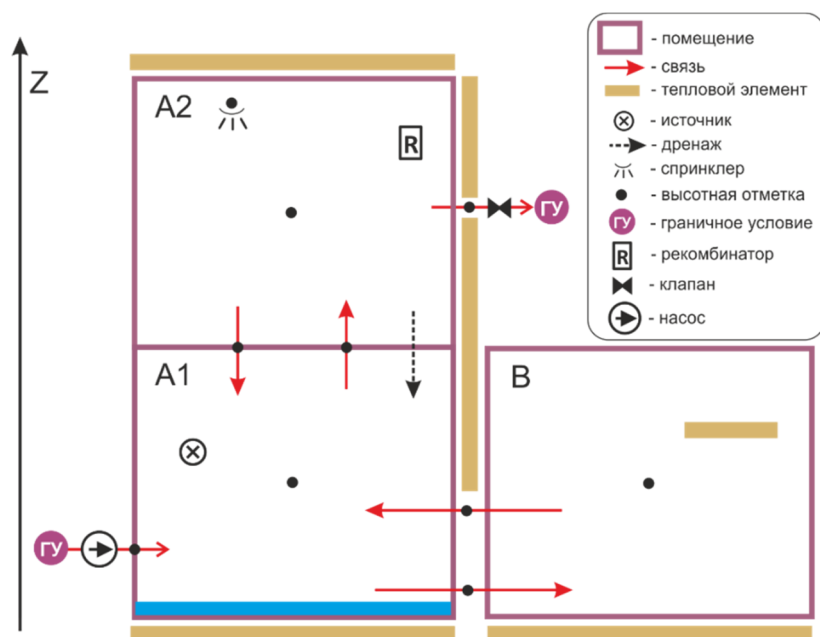


Рисунок 1.1 – Пример нодализационной схемы для модуля CONT_TH

Спринклерная система (SPRAY) может работать в нескольких помещениях (на рисунке 1.1 это $A1$ и $A2$) и характеризуется:

- количеством форсунок;
- высотой установки форсунки;
- углом распыла;
- эквивалентным диаметром сопла (или диаметром сопла и коэффициентом истечения);
- расходом;
- эквивалентным диаметром капель (диаметр Саутера или D_{32});
- для каждого помещения задается высота пролета капли и доля расхода, попадающего на стену.

Для рекомбинаторов водорода задается производительность в виде функции необходимых параметров системы контроля и управления или выбирается тип, для которого производительность уже определена.

Помещения по газовой фазе соединяются при помощи связей (CONNECTION), не содержащих массы и характеризующихся (кроме проходного сечения) относительной высотой для расчета гидростатического напора со стороны каждого из помещений, длиной, гидравлическим диаметром и локальным сопротивлением для расчета сил трения. Скорость течения газа в связи ограничена скоростью звука в среде донорного помещения. Все достаточно большие проемы, в которых может существовать противоточное течение газа, рекомендуется задавать двойной связью с сохранением всех характеристик кроме уменьшенного вдвое проходного сечения и разнонаправленности. Разнонаправленность вертикальных связей (между помещениями $A1$ и $A2$ на рисунке 1.1) позволяет через поправки к уравнению импульса моделировать обмен массой между помещениями в случае если внизу находится среда с меньшей плотностью или расчетная среднеобъемная скорость хотя бы в одном из помещений отлична от 0. В случае, когда температура в помещении $A1$ больше чем в помещении $A2$ модель рассчитывает тепловой поток между ними (без массопереноса). Массообмен между помещениями $A1$ и B через двойную связь при отсутствии перепада давлений будет осуществляться только в случае разных плотностей газовой фазы в помещениях за счет гидростатического напора. Отметим, что в случае задания одной связи (при подключении граничных условий) противоток среды смоделировать невозможно из-за модельных допущений об одинаковой скорости для каждого компонента газовой фазы. Разность относительных высотных отметок двойных горизонтальных связей для проемов рекомендуется устанавливать пропорциональной отношению высоты проема к характерному размеру помещения.

Тепловой элемент (WALL) представляет собой плоскую одномерную стену, которая одной или двумя границами может быть связана с помещением. С помощью теплового элемента можно задавать теплообменники, когда условия на одной из границ задаются в виде граничных условий 3^{го} рода (или рассчитываются в другом модуле кода СОКРАТ и передаются через систему контроля и управления)

Интенсивность дренирования конденсата (DRAIN) осуществляется с постоянным расходом или может быть задана, например, как зависимость от уровня воды в помещении. Под конденсатом понимается вода, образовавшаяся за счет процессов объёмной или поверхностной конденсации, а также поступившая из источника. Уровень воды в приемке (помещение *A1* на рисунке 1.1) рассчитывается пользователем на основании массы воды и поперечного сечения помещения.

1.3 Система уравнений для теплоносителя

1.3.1 Основные уравнения

В основе модели лежит подход, схожий с используемым в модели контурной теплогидравлики ПрЭВМ СОКРАТ [1] и многих других расчетных средств, аналогичных по функционалу. Система уравнений (1.1)÷(1.6), описывает термодинамические параметры двухфазной среды с примесью неконденсирующихся газов и представляет собой систему из 5+N дифференциальных уравнений в частных производных с алгебраическими замыкающими соотношениями. Основными уравнениями модели являются уравнения неразрывности и энергии, для газовой фазы используется уравнение движения. Для численного решения в качестве основных независимых переменных выбраны следующие величины: $\alpha_g, P, h_g, h_f, V_g, X_1, \dots, X_N$.

Уравнение неразрывности газовой фазы:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g) + \frac{1}{Vol} \sum_m (A \rho_g V_g)_m = \Gamma_i + \Gamma_w + \Gamma_{spr} + \sum_{n=1}^N S_n + S_v \quad (1.1)$$

Уравнения неразрывности неконденсируемых газов ($n=1 \dots N$):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g X_n) + \frac{1}{Vol} \sum_m (A \rho_g X_n V_g)_m = S_n \quad (1.2)$$

Уравнение неразрывности жидкой фазы:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f) = S_f - \Gamma_i - \Gamma_w - \Gamma_{spr} \quad (1.3)$$

Уравнение энергии газовой фазы записано относительно энтальпии (с учетом уравнений массы и импульса как предложено, например, в [12]):

$$\begin{aligned}
\alpha_g \rho_g \frac{\partial h_g}{\partial t} + \sum_m \left(\frac{A \rho_g h_g V_g}{Vol} \right)_m - \frac{h_g}{Vol} \sum_m (A \rho_g V_g)_m - \alpha_g \frac{\partial P}{\partial t} \\
= (\Gamma_i + \Gamma_{spr})(h_{iv} - h_g) + \Gamma_w(h_{wv} - h_g) + (\chi_w + \chi_{local})V_g + Q_{iv} \\
+ Q_{gf} + Q_{wg} + Q_g + Q_{rec} + Q_{spr} + \sum_{n=1}^N S_n(h'_n - h_g) \\
+ S_v(h'_v - h_g)
\end{aligned} \tag{1.4}$$

Уравнение энергии жидкой фазы записано аналогично:

$$\begin{aligned}
\alpha_f \rho_f \frac{\partial h_f}{\partial t} - \alpha_f \frac{\partial P}{\partial t} = -(\Gamma_i + \Gamma_{spr})(h_{if} - h_f) - \Gamma_w(h_{wf} - h_f) + S_f(h'_f - h_f) \\
+ Q_{if} - Q_{gf} + Q_{wf} + Q_f - Q_{spr}
\end{aligned} \tag{1.5}$$

Уравнение движения газовой фазы:

$$(\rho_g)_m \frac{\partial (V_g)_m}{\partial t} + \frac{\partial P}{\partial z} = \chi_w + \chi_{local} - g(\rho_g \frac{\partial H}{\partial z})_m \tag{1.6}$$

В общем случае система разностных уравнений для всей задачи содержит $(5+N) \cdot \max(K_j, K_m)$ уравнений. Здесь K_j - число расчетных помещений включая граничные условия (ГУ), а K_m - число связей между помещениями или помещением и ГУ.

При расчете барботажа или систем вентиляции $(V_g)_m$ может задаваться пользователем как функция времени или иных параметров.

Совместно с системой описанных уравнений используются граничные условия, а также модели отдельных физических процессов и оборудования. К ним относятся:

- модель теплоотдачи от парогазовой среды к стенам для расчета Q_{wg}, Q_{wf} ;
- модель объемной конденсации пара для расчета Γ_i ;
- модель поверхностной конденсации пара в присутствии неконденсируемых газов для расчета Γ_w ;
- модель спринклерной системы для расчета Q_{spr}, Γ_{spr} ;
- модель рекомбинатора водорода для расчета интенсивности рекомбинации и Q_{rec} (может использоваться для расчета как рекомбинаторов, так и горения водорода в адиабатическом изохорном приближении);
- модель функционирования вентиляционной системы;
- модель источников массы и энергии;
- модель перетечек жидкой фазы.

1.3.2 Линеаризация по времени

Для аппроксимации (линеаризации) уравнений течения теплоносителя (1.1)÷(1.6) по времени используется разностная схема, в основе которой положен метод SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations) [13], когда одновременно решается система для поля давлений и поля скоростей. Эта система изначально предназначена для снижения затрат процессорного времени для CFD кодов. Впоследствии она получила достаточно широкое распространение, для одномерного случая течения газового теплоносителя этот метод подробно изложен в работе [14] с описанием модели течения сжимаемого газа. Для описываемой модели, в отличие от работы [14], используется энтальпия вместо температуры (как и в работе [13]), что обусловлено необходимостью учета метастабильных состояний. Кроме этого, добавлены уравнения неразрывности неконденсируемых газов:

$$(\alpha_g \rho_g)^* - (\alpha_g \rho_g) + \tau \frac{1}{Vol} \sum_m (A \rho_g V_g^*)_m = \tau \Gamma_i^* + \tau \Gamma_w + \tau \Gamma_{spr} + \tau \sum_{n=1}^N S_n + \tau S_v \quad (1.7)$$

$$(\alpha_g \rho_g X_n)^* - (\alpha_g \rho_g X_n) + \tau \frac{1}{Vol} \sum_m (A \rho_g V_g^* X_n)_m = \tau \sum_{n=1}^N S_n \quad (1.8)$$

$$(\alpha_f \rho_f)^* - (\alpha_f \rho_f) = \tau \Gamma_i^* + \tau S_f - \tau \Gamma_w - \tau \Gamma_{spr} \quad (1.9)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\alpha_g \rho_g}{\tau} (h_g^* - h_g) + \sum_m \left(\frac{A \rho_g h_g^* V_g}{Vol} \right)_m - \frac{h_g^*}{Vol} \sum_m (A \rho_g V_g)_m \\ & - \alpha_g \left(\frac{P^* - P}{\tau} + \sum_m \left(\frac{A P^* V_g}{Vol} \right)_m \right) \\ & = (\Gamma_i^* + \Gamma_w + \Gamma_{spr})(h_{iv} - h_g) + \sum_{n=1}^N S_n (h'_n - h_g^*) + S_v (h'_v - h_g^*) \end{aligned} \quad (1.10)$$

$$\begin{aligned} & + \frac{P_v}{P} \eta_{iv} (T_{sv}^* - T_g^*) + \frac{P - P_v}{P} \eta_{gf} (T_f^* - T_g^*) + (k_w + k_{local}) |V_g| V_g^* \\ & + Q_{wg} + Q_g + Q_{rec} + Q_{spr} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & \frac{\alpha_f \rho_f}{\tau} (h_f^* - h_f) - \alpha_f \left(\frac{P^* - P}{\tau} \right) = -(\Gamma_i^* + \Gamma_w + \Gamma_{spr})(h_{if} - h_f) + \eta_{if} (T_{sv}^* - T_f^*) \\ & + S_f (h'_f - h_g^*) + \frac{P - P_v}{P} \eta_{gf} (T_g^* - T_f^*) + Q_{wf} + Q_f - Q_{spr} \end{aligned} \quad (1.11)$$

$$\frac{\rho_g}{\tau} (V_g^* - V_g) + \frac{\partial}{\partial z} P_g^* = (k_w + k_{local}) V_g^* - \rho_g g \frac{\partial H_m}{\partial z} \quad (1.12)$$

Нелинейные члены в уравнениях неразрывности (1.8) аппроксимируются следующим образом:

$$X_n^* \alpha_g^* = X_n \alpha_g^* + X_n^* \alpha_g - X_n \alpha_g \quad (1.13)$$

Интенсивность массообмена на верхнем временном слое, представляется как:

$$\Gamma_i^* = \Gamma_i + \frac{\partial \Gamma_i}{\partial \bar{F}} (\bar{F}^* - \bar{F}) \quad (1.14)$$

где $\bar{F} = (P, \alpha_g, h_g, V_g, X_1, \dots, X_N)$ вектор-функция независимых переменных.

Плотность газа и температуры на верхнем временном слое определяются через независимые переменные:

$$\rho_g^* = \rho_g + \frac{\partial \rho_g}{\partial P} (P^* - P) + \frac{\partial \rho_g}{\partial h_g} (h_g^* - h_g) + \sum_{n=1}^N \frac{\partial \rho_g}{\partial X_n} (X_n^* - X_n) \quad (1.15)$$

$$T_g^* = T_g + \frac{\partial T_g}{\partial P} (P^* - P) + \frac{\partial T_g}{\partial h_g} (h_g^* - h_g) + \sum_{n=1}^N \frac{\partial T_g}{\partial X_n} (X_n^* - X_n) \quad (1.16)$$

$$T_{vs}^* = T_{vs} + \frac{\partial T_{vs}}{\partial P} (P^* - P) \quad (1.17)$$

$$T_f^* = T_f + \frac{\partial T_f}{\partial P} (P^* - P) + \frac{\partial T_f}{\partial h_f} (h_f^* - h_f). \quad (1.18)$$

В выражениях (1.15)÷(1.18) температуры и их производные определяются из уравнений состояния. Для воды $T_f = T_f(P, h_f)$, Расчет ρ_g, T_g, ρ_v, P_v описан в разделе 1.5.3.

1.3.3 Пространственная аппроксимация

Пространственная аппроксимация уравнений неразрывности и энергии основана на «донорном» методе определения направления потока по состоянию на начало расчетного шага. В результате члены уравнений (1.7)÷(1.8) описывающие перетечки среды с учетом (1.13), преобразуются к виду:

$$\begin{aligned} \frac{1}{Vol} \sum_m (A \rho_g V_g^*)_m &\rightarrow \frac{1}{Vol} \sum_m A_m \dot{\rho}_{gm} \left(V_{gm}^* + \left(\dot{\alpha}_{gm}^* / \dot{\alpha}_{gm} - 1 \right) V_{gm} \right) \\ \frac{1}{Vol} \sum_m (A \rho_g V_g^* X_n)_m &\rightarrow \frac{1}{Vol} \sum_m A_m \dot{\rho}_{gm} \dot{X}_{nm} \left(V_{gm}^* + \left(\dot{\alpha}_{gm}^* / \dot{\alpha}_{gm} - 1 \right) V_{gm} \right). \end{aligned} \quad (1.19)$$

В левой части уравнении сохранения энергии газовой фазы (1.10), записанного для помещения j индекс k соседнего помещения определяется из топологии связи m является зависимой величиной $k=k(m)$. Суммирование проведено отдельно для втекающих и вытекающих потоков газа:

$$\begin{aligned}
& \frac{\alpha_g \rho_g}{\tau} (h_g^* - h_g) + \sum_m \left(\frac{A \rho_g h_g^* V_g}{Vol} \right)_m - \frac{h_g^*}{Vol} \sum_m (A \rho_g V_g)_m \\
& - \alpha_g \left(\frac{P^* - P}{\tau} + \sum_m \left(\frac{A P^* V_g}{Vol} \right)_m \right) \rightarrow \\
& \frac{\alpha_{gj} \rho_{gj}}{\tau} (h_{gj}^* - h_{gj}) - \alpha_{gj} \left(\frac{P_j^* - P_j}{\tau} \right) + \sum_m \frac{A_m V_{gm} (\rho_{gk} h_{gk}^* - P_k^*)}{Vol_k} \Big|_{V_{gm}(k \rightarrow j) > 0} \\
& + \sum_m \frac{A_m V_{gm} (\rho_{gj} h_{gj}^* - P_j^*)}{Vol_j} \Big|_{V_{gm}(k \rightarrow j) < 0}
\end{aligned} \tag{1.20}$$

Уравнение сохранения импульса (1.12) в связи m между помещениями j и k принимает вид:

$$\begin{aligned}
& \frac{\rho_j \Delta z_k + \rho_k \Delta z_j}{\Delta z_k + \Delta z_j} (V_{gm}^* - V_{gm}) + \tau \frac{P_k^* - P_j^*}{\Delta z_k + \Delta z_j} + \tau \frac{\Delta P_{mom}}{\Delta z_k + \Delta z_j} + \tau \frac{\Delta P_{den}}{\Delta z_k + \Delta z_j} \\
& = \tau (k_w + k_{local}) V_g^* - \tau g \frac{(\rho_{gk} (H_k - H_m) + \rho_{gj} (H_m - H_j))}{\Delta z_k + \Delta z_j}
\end{aligned} \tag{1.21}$$

Величина ΔP_{mom} пропорциональна $\rho_g V_g^2$ и представляет собой движущую силу, обеспечивающую турбулентное перемешивание среды между двумя расчетными ячейками (в предположении, что интенсивность перемешивания пропорциональна среднеобъемной скорости течения газа в помещении). Для величины ΔP_{den} , представляющей собой движущую силу всплытия легкого газа и пропорциональной $g(\rho_{gj} - \rho_{gk})(H_j - H_k)$, используются только положительные значения. При наличии двух разнонаправленных связей между помещениями (задаются пользователем) ΔP_{mom} и/или ΔP_{den} обеспечивают перемешивание газовой фазы между этими помещениями. В разделе 1.2 приведен пример построения расчетной схемы, учитывающей перемешивание среды за счет указанных выше сил даже в случае гидростатического равновесия.

1.3.4 Перенос тепла в конструкционных элементах

Одномерное уравнение теплопроводности аппроксимируется на плоской одномерной сетке:

$$c_w \rho_w \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_w \frac{\partial T}{\partial x} \right) + Q(x, t) \tag{1.22}$$

Температура определена на границах ячеек (целый индекс), а плотность и теплофизические величины – в центрах ячеек. Для внутренних ячеек сетки:

$$c_i \rho_i \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{2}{x_{i+1} - x_{i-1}} \left(\lambda_{i+\frac{1}{2}} \frac{T_{i+1} - T_i}{x_{i+1} - x_i} - \lambda_{i-\frac{1}{2}} \frac{T_i - T_{i-1}}{x_i - x_{i-1}} \right) + Q(x_i, t) \tag{1.23}$$

Для граничных ячеек запись уравнения зависит от используемого условия (задана температура, плотность потока тепла или ГУ 3^{го} рода). Плотность является постоянной величиной, соответственно тепловой элемент с изменением температуры не меняет свой размер. Значения плотности, теплоемкости и удельного энерговыделения внутренних точек сетки определяются по величинам в центрах ячеек:

$$c_i = \frac{1}{2} \left(c_{i-\frac{1}{2}}(x_{i-1} + x_i) + c_{i+\frac{1}{2}}(x_{i+1} + x_i) \right)$$

$$\rho_i = \frac{1}{2} \left(\rho_{i-1/2}(x_{i-1} + x_i) + \rho_{i+1/2}(x_{i+1} + x_i) \right) \quad (1.24)$$

$$Q(x_i, t) = \frac{1}{2} \left(Q(x_{i-1/2}, t)(x_{i-1} + x_i) + Q(x_{i+1/2}, t)(x_{i+1} + x_i) \right)$$

Для аппроксимации по времени используется неявная четырехточечная разностная схема (температуры в правой части уравнения (1.23) берутся с верхнего временного слоя)

Система из I линейных разностных уравнений теплопроводности представляются в виде:

$$B_1 T_1^* + C_1 T_2^* = D_1$$

$$A_i T_{i-1}^* + B_i T_i^* + C_i T_{i+1}^* = D_i \quad (1.25)$$

$$A_I T_{I-1}^* + B_I T_I^* = D_I$$

и решается методом прогонки [15].

1.4 Замыкающие соотношения и модели оборудования

1.4.1 Теплообмен газовой фазы со стенами

Модель конвективной теплоотдачи к стенам предназначена для описания теплообмена между парогазовой средой в помещениях и поверхностью стен помещений и конструкционных элементов и основана на корреляциях из работы [16]. Результатами расчета данной модели являются объемный источник/сток тепла Q_{wg} в атмосферу помещения и плотность теплового потока q на границе теплового элемента (стены). В качестве гидравлического диаметра D используется характерный размер поверхности или высота элемента. Коэффициенты теплоотдачи вычисляются по эмпирическим моделям и включают несколько режимов, для определения наличия которых используется пять чисел подобия:

$$Pr = \frac{\mu \cdot c}{\lambda}, Re = \frac{G \cdot D}{\mu}, Gr = \frac{\rho^2 \cdot g \cdot \beta \cdot |T_w - T_g| \cdot D^3}{\mu^2}, Ra = Gr \cdot Pr, Ri = \frac{Gr}{Re^2},$$

где Pr - число Прандтля; Re - число Рейнольдса; Gr - число Грасгофа; Ra - число Релея; Ri - число Ричардсона. Для вычисления плотности массового расхода газа G в используется среднеобъемная скорость течения газовой фазы, определяемая как максимум из скорости течения через гидравлические связи данного помещения $\frac{1}{2} \frac{D}{Vol} \sum_m A_m |V_{gm}|$, скорость,

определяемую по наличию источника $\frac{D}{Vol} G_{inj} A_{inj} k_{inj}$ и скоростью газа, вызванной передачей части импульса спринклерных капель. После расчета тепловых потоков среднеобъемная скорость корректируется с учетом скорости тока вдоль вертикальных поверхностей $\frac{D}{Vol} \frac{q \cdot A_w}{\rho_g c_{p_g} |T_w - T_g|}$. Для газа температурный коэффициент объемного расширения β принимается равным $1/T$. Множитель $k_{inj} = 1 + \xi \frac{G_{inj,f}}{G_{inj,g}}$ учитывает передачу части импульса от жидкой к газовой фазе в случае источника двухфазной среды. Множитель ξ ограничивает величину k_{inj} сверху таким образом, чтобы скорость $\frac{D}{Vol} G_{inj} A_{inj} k_{inj}$ была меньше скорости истекающей воды.

Согласно [17] в качестве критерия для определения режима теплообмена (вынужденная или естественная конвекция) можно использовать число Ричардсона, граничные значения которого приведены в таблице 1.1. Но в данной работе не предложен вид интерполяционной зависимости числа Нуссельта при смешанной конвекции $Nu_{mixed} = F(Nu_{forced}, Nu_{free}, Ri)$.

Таблица 1.1 - Карта режимов теплообмена при совместном действии вынужденной и естественной конвекции для газов [17]

Диапазон чисел Ричардсона	Тип конвекции
$0 \leq Ri < 0,3$	вынужденная
$0,3 \leq Ri \leq 16$	смешанная
$16 < Ri$	естественная

Для расчета числа Нуссельта при смешанной конвекции Nu_{mixed} в [21] предложена следующая интерполяционная формула в области $Ri \cong 1$:

$$Nu_{mixed} = \varphi \cdot Nu_{forced} + (1 - \varphi) \cdot Nu_{free}, \quad \text{где } 0 \leq \varphi = \frac{10 - Ri}{10 - 1} \leq 1 \quad (1.26)$$

Апробация предложенных методик выявила, что для условий в защитной оболочек может быть использована простейшая зависимость $Nu_{mixed} = \max(Nu_{forced}, Nu_{free})$. При характерном размере помещения 10 м, скорости газа 1 м/с и указанном выше допущении о линейной зависимости плотности газа от температуры получим, что с учетом $Ri = \frac{g \cdot |T_w - T_g| D}{v_g^2 T}$, при температурном напоре менее 1 К преобладает вынужденная конвекция, а для перепадов температур выше 50К – естественная. Дополнительная погрешность модели за счет интерполяции в этом случае не превысит одного градуса.

Для помещений ГО среднеобъемная скорость, используемая для расчета $\Delta P_{\text{пот}}$ в уравнении (1.21), рассчитывается из теплового баланса:

$$Q_{g,j} = A_{w,j} \eta_{\text{conv},j} (T_w - T_g) = 2 \rho_g C_{p,g} (T_w - T_g) V_{g,j} \frac{\text{Vol}}{D}. \quad (1.27)$$

Она берется как максимум из индивидуальных скоростей газовой фазы вдоль вертикальных поверхностей теплообмена (стен):

$$V_{g,j} = 2 \frac{\eta_{\text{conv},j} A_{w,j} D}{\rho_g C_{p,g} \text{Vol}} \quad (1.28)$$

Множитель 2 получен в предположении, что проходное сечение помещения $\frac{\text{Vol}}{D}$ поровну распределено между прямым и возвратным течением в пределах одного объема.

Теплообмен между газом и поверхностью за счет излучения основан на эмпирическом соотношении для поглощения излучения в водяном паре, полученном автором путем аппроксимации данных ВТИ [18,19], приведенных на рисунке 1.2:

$$\eta_{\text{rad},j} = \sigma \cdot \min \left(\frac{24}{T_g} \sqrt{10^{-5} P_v D}, \frac{1}{2} \right) (T_{w,j}^2 + T_g^2) (T_{w,j} + T_g) \quad (1.29)$$

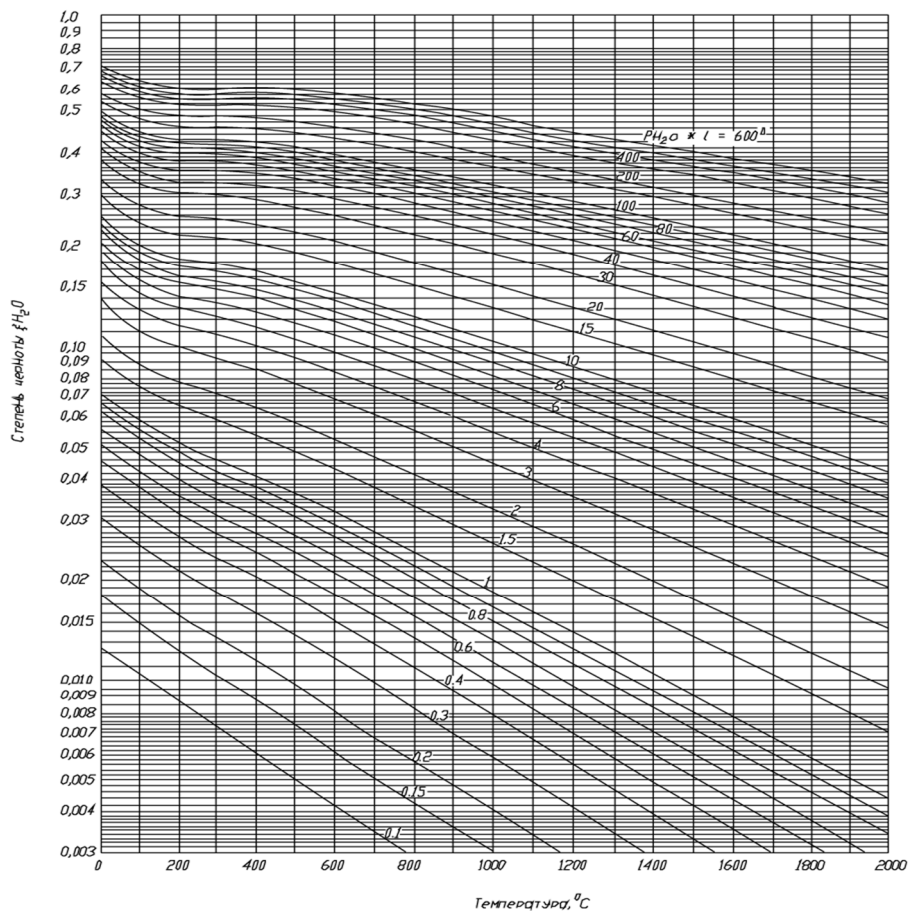


Рисунок 1.2 - Интегральная степень черноты водяного пара (по данным ВТИ)

Суммарный коэффициент теплоотдачи $\eta_{wg,j} = \eta_{rad,j} + \eta_{conv,j}$.

Конвективный объемный источник тепла в газовую фазу помещения Q_{wg} получен суммированием потоков тепла по всем поверхностям j :

$$Q_{wg} = \frac{1}{\alpha_g \cdot Vol} \sum_j A_{w,j} \cdot \eta_{wg,j} (T_{w_j} - T_g) \quad (1.30)$$

1.4.1.1 Теплоотдача к вертикальным поверхностям (стенам)

Для вертикальной пластины в используемых корреляциях характерным размером является высота её. В общем случае она не совпадает с размером помещения.

Число Нуссельта при вынужденном течении вычисляется следующим образом:

$$Nu_{forced} = 0,664 \cdot Re^{0,5} \cdot Pr^{0,33}, \text{ ламинарное течение [20]} \quad (1.31)$$

$$Nu_{forced} = 0,036 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,33}, \text{ турбулентное течение, } k_{inj} = 1 \text{ [20]} \quad (1.32)$$

$$Nu_{forced} = 0,023 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,33}, \text{ турбулентное течение, } k_{inj} > 36/23 \text{ [21]} \quad (1.33)$$

Число Нуссельта для вынужденного турбулентного течения интерполируется по k_{inj} , описанному выше. Отметим, что в выражениях (1.32) и (1.33) число Прандтля возводится в степень 0,33 вместо часто используемой 0,4. Для газа это приводит к отличию числа Нуссельта на 2,5%, но существенно упрощает интерполяцию между режимами при изменении состава газовой фазы.

Для естественной конвекции, учитывая ожидаемый диапазон чисел Ra для газа в помещениях ГО от 10^6 до 10^{15} (при наличии градиента температур между газом и стенкой 0,1 К или больше):

$$Nu_{free} = 0,59 \cdot Ra^{0,25}, \text{ ламинарная конвекция [20]} \quad (1.34)$$

$$Nu_{free} = 0,13 \cdot Ra^{0,33}, \text{ турбулентная конвекция [20]} \quad (1.35)$$

В [20] предлагается осуществлять переход от корреляции (1.34), описывающей область ламинарной конвекции и часть переходного режима к (1.35), описывающей турбулентную область, по граничному числу $Ra=10^9$. Для гладкого перехода граничное значение Ra принято равным $1,63 \cdot 10^8$. Итоговый коэффициент конвективной теплоотдачи в модели:

$$\eta_{conv} = \frac{\lambda}{D} \cdot \max(Nu_{forced}, Nu_{free}) \quad (1.36)$$

Отметим, что при больших числах Ra (как правило преобладающему режиму теплообмена для помещений ГО) коэффициент теплоотдачи не зависит от характерного размера в силу линейной зависимости числа Нуссельта от диаметра в (1.35).

1.4.1.2 Теплоотдача к горизонтальным поверхностям

Для горизонтальных поверхностей характерный размер D принимается равным отношению площади поверхности к ее периметру [22]. Коэффициент теплоотдачи при вынужденной конвекции рассчитывается аналогично изложенному выше алгоритму вычисления теплоотдачи к вертикальной стене. Вычисление коэффициента теплоотдачи к полу или потолку зависит от направления теплообмена. Для свободной конвекции используются соотношения, приведенные в таблице 1.2, они справедливы для $Ra > 10^5$, при меньших числах Рэлея, как правило, преобладает вынужденная конвекция.

Таблица 1.2 - Корреляции для расчета естественной конвекции для горизонтальных поверхностей

Nu_{free}	$T_w - T_g$	Ориентация	Комментарий
$0,54Ra^{0,25}, 8 \cdot 10^6 > Ra$ [23], [20] $0,15Ra^{0,33}, 8 \cdot 10^6 \leq Ra$ [23], [20]	>0	пол	Интенсификация теплообмена за счет всплытия горячего газа
$0,54Ra^{0,25}, 8 \cdot 10^6 > Ra$ $0,15Ra^{0,33}, 8 \cdot 10^6 \leq Ra$	<0	потолок	
$0,27Ra^{0,25}, 10^{10} > Ra$ [23], [20] $0,043Ra^{0,33}, 10^{10} \leq Ra$	<0	пол	-
$0,27Ra^{0,25}, 10^{10} > Ra$ $0,043Ra^{0,33}, 10^{10} \leq Ra$	>0	потолок	

1.4.2 Модель конвективной теплоотдачи от воды в приемке к полу

Модель предназначена для описания теплообмена между приемками в помещениях и поверхностью подлежащего пола в предположении неподвижной жидкой фазы. Результатом расчета данной модели является объемный источник/сток тепла Q_{wf} в воду приемка и плотность теплового потока q на границе теплового элемента, моделирующего пол. Число Нуссельта для естественной конвекции вне зависимости от градиента температур $T_w - T_f$ принято равным :

$$Ra_f = \frac{\rho_f^2 g \beta_f |T_w - T_f| \delta_f^3}{\mu_f^2} Pr_f, \quad Nu_{free} = 0,54 Ra_f^{0,25} \quad (1.37)$$

Коэффициент конвективной теплоотдачи:

$$\eta_{wf} = \frac{\lambda_f}{\delta_f} \max(Nu_{free}, 0,55) \quad (1.38)$$

В приведенных выше числах подобия β_f означает коэффициент теплового расширения жидкой фазы, толщина слоя воды δ_f ограничена снизу величиной 10^{-3} м, перенос энергии за счет излучения не учитывается.

Объемный источник тепла в воду прямка:

$$Q_{wf} = \frac{A_w \eta_{wf}}{\alpha_f Vol} (T_w - T_f) \quad (1.39)$$

1.4.3 Модель объемной конденсации пара

Интенсивность объемной конденсации пара в помещениях ГО пропорциональна его переохлаждению относительно линии насыщения:

$$\Gamma_i = - \frac{k (T_{sv} - T_g) C p_v \rho_v}{h_v - h_{fs}}, \quad k = \frac{|V_g|}{10}, \quad 1 \leq k < 10 \quad (1.40)$$

Параметр k с размерностью $1/c$ зависит от интенсивности течения газа в помещении. Для неявной аппроксимации интенсивности объемной конденсации на новый временной слой используется выражение (1.14) с функцией $\bar{F} = (P, h_g, X_1, \dots, X_N)$.

1.4.4 Модель поверхностной конденсация пара

Интенсивность конденсации пара на поверхности при наличии неконденсируемых газов пропорциональна коэффициенту диффузии водяного пара D_v в атмосфере помещения. Поток массы конденсата рассчитывается следующим образом [21]:

$$\Gamma_w = D_v \eta_{conv} \frac{\rho_{vs}}{\lambda} \ln \frac{(1 - P_{vs}/P)}{(1 - P_v/P)} \quad (1.41)$$

Плотность водяного пара на линии насыщения ρ_{vs} определяется по парциальному давлению пара в объеме помещения P_v , давление насыщенного водяного пара P_{vs} определяется по температуре стенки T_w . Коэффициент теплоотдачи для случая чистого пара или незначительного количества неконденсируемого газа η_{conv} ограничивается сверху величиной $\eta_{conv,max} = \frac{\lambda_f}{\delta}$, что интерпретируется как диффузионное сопротивление пленки конденсата толщиной δ , которая зависит от ориентации поверхности. Критерии Нуссельта вычисляются в блоке конвективного теплообмена. В качестве гидравлического диаметра используется характерный размер помещения.

Коэффициент диффузии одного компонента в смеси газов вычисляется по формуле [24]:

$$D_i = (1 - c_i) \cdot \left(\sum_{j=1}^{i-1} \frac{c_j}{D_{ij}} + \sum_{j=i+1}^N \frac{c_j}{D_{ij}} \right), \quad (1.42)$$

где D_i – коэффициент диффузии компонента i в смеси, $\text{м}^2 \cdot \text{с}^{-1}$; D_{ij} – коэффициент бинарной диффузии газа i в газе j , $\text{м}^2 \cdot \text{с}^{-1}$.

Коэффициент бинарной диффузии согласно [25] аппроксимирован выражением:

$$D_{ij} = 1,858 \cdot 10^{-12} \cdot \frac{T^{1,5}}{P \Omega_D \sigma_{ij}^2} \sqrt{\frac{1}{M_i} + \frac{1}{M_j}} \quad (1.43)$$

Характеристическое расстояние и интеграл столкновений для потенциала Леннарда-Джонса вычисляются по формулам [25]:

$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma_i + \sigma_j}{2}, \quad \Omega_D = \frac{A}{\tau^B} + \frac{C}{e^{D \cdot \tau}} + \frac{E}{e^{F \cdot \tau}} + \frac{G}{e^{H \cdot \tau}}, \quad \tau = k_B \cdot T / \varepsilon_{ij}, \quad \varepsilon_{ij} = \sqrt{\varepsilon_i \cdot \varepsilon_j},$$

$$A = 1,06036; \quad B = 0,15610; \quad C = 0,19300; \quad D = 0,47635;$$

$$E = 1,03587; \quad F = 1,52996; \quad G = 1,76474; \quad H = 3,89411,$$

где D_{ij} – коэффициент бинарной диффузии газа i в газе j , $\text{м}^2 \cdot \text{с}^{-1}$; M_i и M_j – молярная масса газов i и j , $\text{кг} \cdot \text{моль}^{-1}$; Ω_D – интеграл столкновений для диффузии; σ_i и σ_j – характеристическое расстояние потенциала Леннарда-Джонса для газов i и j , Å ; ε_i и ε_j – характеристическая энергия газов i и j , Дж; k_B – постоянная Больцмана, Дж·К⁻¹.

В таблице 1.3 приведены значения характеристических энергий и расстояний для стандартных газов модуля CONT_TH. В литературе, как правило, приводятся 3 или 4 значащие цифры, но в разных источниках обычно совпадают не более двух. Значения в таблице выбраны таким образом, чтобы с учетом приближений (1.42) и (1.43) для смесей Н₂-Н₂О-Н₂-О₂ наилучшим образом соответствовать экспериментальным данным [26, 27, 28].

Таблица 1.3 - Параметры потенциала Леннарда-Джонса

Газ	Н ₂ О	Н ₂	Воздух	He	Ar	О ₂	Н ₂	Xe
σ , Å	2,63	2,95	3,62	2,58	3,44	3,35	3,67	4,05
ε/k_B , К	506	35	97	10,2	120	107	90	231

В случае, когда массовая доля пара в атмосфере менее 0,001 или объемная доля воды более 0,99 конденсационный поток полагается равным нулю.

1.4.5 Модель спринклерной системы

Модель разработана для расчета следующих параметров для каждого из помещений, в которые поступают капли:

- интегральный поток тепла между спреем и газовой атмосферой;
- интегральный поток массы пара между спреем и газовой атмосферой;

– интегральный поток тепла между стенами помещений и каплями, попадающими на них;

– импульс, передаваемый газовой фазе при торможении капель.

Система уравнений (1.44), связывает импульс капли, координату, массу и полную энтальпию капли (1.3):

$$\begin{aligned} \frac{d(M_d V_d)}{dt} &= F_{grav} - F_{fr}, & \frac{dz}{dt} &= V_d \cos \frac{\varphi}{2} \\ \frac{d(M_d)}{dt} &= G_{surf}, & \frac{d(H_d)}{dt} &= Q_{surf} + Q_{conv} \end{aligned} \quad (1.44)$$

Капля в силу малости размера представляется в виде шара, взаимодействие между каплями не учитывается. Связь радиуса капли с ее объемом Ω , площадью поверхности S , поперечным сечением, массой и полной энтальпией выражается следующим образом:

$$\Omega_d = \frac{4}{3} \pi R_d^3, \quad S_d = 4\pi R_d^2, \quad A_d = \pi R_d^2, \quad M_d = \rho_d \Omega_d, \quad H_d = \rho_d h_d \quad (1.45)$$

Сила тяжести, действующая на каплю (в большинстве случаев угол φ достаточно мал и для упрощения дальнейших уравнений будем полагать, что капля движется вниз и действие силы тяжести всегда направлено вдоль линии движения капли):

$$F_{grav} = (\rho_d - \rho_g) \cdot g \cdot \Omega_d \quad (1.46)$$

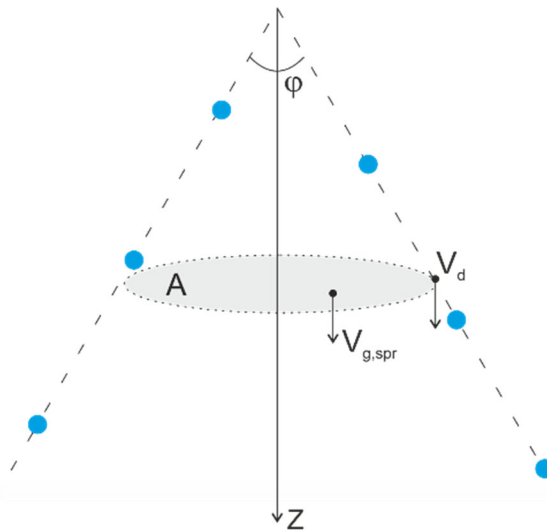


Рисунок 1.3 – Движение спринклерной капли

Сила трения о газ для случая витания (движение в турбулентной среде), может быть представлена в виде:

$$F_{fr} = C_d \cdot A_d \cdot \frac{1}{2} \rho_g (V_d - V_{g,spr})^2 \quad (1.47)$$

где $V_{g,spr}$ – скорость газа в спринклерном конусе, м·с⁻¹; C_d – коэффициент сопротивления, значения которого зависят от числа Рейнольдса капли $Re_d = 2R_d|V_d - V_{g,spr}| \frac{\rho_g}{\mu_g}$, и рассчитывается по зависимостям, предложенным в [29]. Они представлены в таблице 1.4:

Таблица 1.4 - Корреляции для расчета коэффициента сопротивления при витании капли

C_d	Re_d, \min	Re_d, \max
$0,68Re_d^{-0,062}$	1000	-
$3,24Re_d^{-0,285}$	300	1000
$9,28Re_d^{-0,466}$	100	300
$14,9Re_d^{-0,58}$	10	100
$25,9Re_d^{-0,813}$	1	10

Число Шервуда для капли определяется через число Нуссельта $\frac{Sh_d}{Nu_d} = \left(\frac{\lambda_g}{D_v c p_g} \right)^{1/3}$, которое согласно [31] можно выразить следующим образом:

$$Nu_d = 2,0 + 0,47Re_d^{0,5} \quad (1.48)$$

Поток массы пара за счет конденсации или испарения (плотность пара на линии насыщения определяется по температуре поверхности капли T_d):

$$G_{surf} = -D_v(\rho_{vs,d} - \rho_v)Sh_d \frac{2A_d}{R_d} \quad (1.49)$$

Вычисление коэффициента диффузии водяного пара D_v аналогично приведенному выше случаю пристеночной конденсации. Соответствующие потоки тепла к капле за счет потока массы и конвективного теплообмена с газом определены как:

$$Q_{surf} = G_{surf}h_v, \quad Q_{conv} = \lambda_g(T_g - T_d)Nu_d \frac{2A_d}{R_d} \quad (1.50)$$

Тепловым потоком за счет переизлучения капли с окружающим газом и изменением плотности воды с изменением температуры пренебрегаем в силу относительной малости.

Изменение радиуса капли за счет массообмена:

$$\frac{dR_d}{dt} = -2D_v \cdot Sh_d \cdot \frac{\rho_{vs,d} - \rho_v}{\rho_d R_d} \quad (1.51)$$

В [30] предлагается для средней температуры капли брать полусумму между температурой в центре капли и на ее поверхности. Но более точным приближением будет значение температуры в точке $\sqrt[3]{0,5}$ радиуса, отделяющей половину объема капли. В предположении малости внутренних конвективных потоков в капле из-за ее размера будем

полагать, что перенос тепла в жидкости молекулярный и по балансу тепловых потоков за счет конвекции и массопереноса для средней температуры капли $\overline{T_d}$ получим:

$$\lambda_f \frac{(\overline{T_d} - T_d)}{1 - \sqrt[3]{0,5}} = - \frac{Q_{surf} + Q_{conv}}{2A_d} \quad (1.52)$$

Для расчета средней скорости газа $V_{g,spr}$ внутри спринклерного конуса сделаем предположение, что весь импульс капли передается газовой фазе, тогда из закона сохранения импульса получим:

$$G_{spr,0}V_{d,0} - G_{spr}V_d = \pi \left(z \tan \frac{\varphi}{2} \right)^2 \cdot \rho_g \cdot V_{g,spr}^2 \quad (1.53)$$

где $V_{d,0}$ – начальная скорость капли, определяемая по расходу, диаметру сопла и коэффициенту истечения ξ :

$$V_{d,0} = \frac{G_{spr}}{\rho_d} \cdot \frac{4}{\pi D_{nozzle}^2} \cdot \frac{1}{\xi} \quad (1.54)$$

Приток массы газа в конус распыла спринклера согласно (1.53) может ограничивать поступление пара к поверхности капель и, соответственно, вводить ограничение на скорость его конденсации (1.49) через эффективное уменьшение коэффициента диффузии пара.

За базовую переменную взято время движения капли, изменяющееся от нуля до момента соприкосновения с полом последнего помещения по пути движения. Система уравнений (1.44) интегрируется по времени, ограничением на шаг интегрирования являются предельные изменения скорости капли, ее массы или температуры. Значение скорости газа в спринклерном конусе берется в явном виде согласно (1.53). Интегральные значения потоков массы и энергии в помещениях определяются на основании диапазона высот и количества капель, пролетающих их в единицу времени.

Если необходимо учитывать взаимодействие спринклера со стенкой, то в каждом помещении выделяется одна тепловая структура, на которую попадает заданная пользователем доля от всех капель θ . При соударении со стенкой в помещении j (предполагается, что это происходит в самой нижней точке помещения) капли принимают температуру стенки и мгновенно перемещаются в приямок. Тепловой поток в стенку при таком подходе составит:

$$Q_{wj,spr} = \theta_j G_{spr}(z)(h_d - h_{f,wj}) \quad (1.55)$$

Импульс, передаваемый в газовую фазу, позволяет получить среднеобъемную скорость движения газа в помещении и, по аналогии с выражением (1.28), использовать ее при расчете перемешивания газовой фазы за счет члена с ΔP_{mom} в уравнении (1.21). Среднеобъемная скорость газа за счет передачи импульса от спрея определяется следующим образом:

$$V_{g,j} = 2 \pi \left(z_j \tan \frac{\varphi}{2} \right)^2 \cdot \rho_{gj} \cdot V_{g,spr,j} \left(\frac{D}{Vol} \right)_j \quad (1.56)$$

1.4.6 Модель рекомбинации и горения водорода

Для моделирования взаимодействия водорода с кислородом используются следующие балансные соотношения:

$$\frac{dM_{H_2}}{dt} = -G_{rec}, \quad \frac{dM_{O_2}}{dt} = -8G_{rec}, \quad \frac{dM_v}{dt} = 9G_{rec} \quad (1.57)$$

Скорость рекомбинации G_{rec} задается пользователем и может зависеть от произвольного числа параметров. Это позволяет использовать модель и для расчета горения водорода в адиабатическом изохорном приближении. Тепловыделение в газовую фазу составляет 120 МДж на 1 кг водорода.

1.4.7 Модель функционирования вентиляционной системы

Для описания функционирования вентиляционной системы в каждой из линий связи пользователь может установить массовый расход тазовой фазы, зависящий от произвольного количества параметров, таким образом уравнение (1.21) преобразуется к виду:

$$\dot{\rho}_m V_{gm}^* A_m = G_m \quad (1.58)$$

1.4.8 Модель критического течения

Для ограничения расхода парогазовой смеси при достижении потоком скорости звука в уравнение (1.21) вводится эффективное сопротивление $k_{crit} > k_w + k_{local}$. Массовая скорость $J_{g,crit}$ для смеси газов вычисляется с использованием эквивалентного показателя адиабаты γ :

$$J_{g,crit} = \psi \left(\frac{2}{\gamma + 1} \right)^{1/\gamma-1} \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma + 1} \dot{P} \dot{\rho}_g}, \quad \gamma = \frac{\frac{\dot{c}_v \gamma_v}{\gamma_v - 1} + \sum_{n=1}^N \frac{\dot{c}_n \gamma_n}{\gamma_n - 1}}{\frac{\dot{c}_v}{\gamma_v - 1} + \sum_{n=1}^N \frac{\dot{c}_n}{\gamma_n - 1}} \quad (1.59)$$

Коэффициент истечения ψ для отверстий принимается равным 0,82 (острая кромка), а для более длинных каналов – также учитывает трение о стенку. Критический расход наступает при условии перепада давлений между помещениями более $\frac{J_{g,crit}^2}{2\dot{\rho}_g}$, уравнение сохранения импульса для связи m записывается следующим образом:

$$\begin{aligned} & \tau \frac{\rho_j \Delta z_k + \rho_k \Delta z_j}{\Delta z_k + \Delta z_j} (V_{gm}^* - V_{gm}) + \tau \frac{P_k^* - P_j^*}{\Delta z_k + \Delta z_j} + \tau \frac{\Delta P_{mom}}{\Delta z_k + \Delta z_j} + \tau \frac{\Delta P_{den}}{\Delta z_k + \Delta z_j} \\ & = \tau (k_{crit}) V_g^* - \tau g \frac{(\rho_{gk}(H_k - H_m) + \rho_{gj}(H_m - H_j))}{\Delta z_k + \Delta z_j} \quad (1.60) \\ & k_{crit} = \frac{|P_k - P_j| \dot{\rho}_g}{J_{g,crit,m}} \frac{2}{\Delta z_k + \Delta z_j} \end{aligned}$$

1.4.9 Модель источников массы и энергии

Источники массы задаются независимо от источников энергии, что позволяет рассчитывать поступление в помещение перегретой жидкости и переохлажденного пара относительно линии насыщения. Поступающая вода мгновенно смешивается с водой на полу помещения, а парогазовая смесь – с газовой фазой помещения. Например, для баланса массы и энергии жидкой фазы за счет источника получим:

$$\frac{dM_f}{dt} = G_{f,src}, \quad \frac{dh_f}{dt} = h_f + \frac{G_{f,src}h_{f,src}}{M_f} \quad (1.61)$$

1.4.10 Модель перетечек конденсата

Перетечки конденсата между помещениями (дренирование) задаются через постоянный (или зависящий от выбранных параметров) расход и включаются, если объем жидкости на полу помещения превышает установленный пользователем предел.

1.5 Расчет свойств воды, водяного пара и неконденсируемых газов

1.5.1 Уравнения состояния и транспортные свойства воды и водяного пара

Используемые уравнения состояния воды и водяного пара вместе расчетом производных по определяющим величинам приведены в таблицах 1.5 и 1.6.

Таблица 1.5 – Уравнения состояния водяного пара

Уравнение состояния	Способ вычисления
$\rho = \rho(P, T)$	В диапазоне давлений от 1000 Па до 19 МПа – полиномиальный, вне диапазона – кусочно-линейный в соответствии с данными [31]. Зависимость экстраполируется в метастабильную область с условиями $\frac{\partial \rho}{\partial T} < 0, \frac{\partial \rho}{\partial P} > 0$
$h = h(P, T)$	Полиномиальная поправка по температуре и давлению относительно энтальпии на линии насыщения в соответствии с данными [31]. Выше 1400 К учитывается частичная диссоциация. Зависимость экстраполируется в метастабильную область с условием $\frac{\partial h}{\partial T} > 0$
$h_s = h_s(P)$	Последовательный расчет $T_s = T_s(P)$ и интерполяция по температуре кусочно-линейной функции $h_s(T_s)$, полученной по данным [31]
$T_s = T_s(P)$	Интерполяция по температуре кусочно-линейной функции $P_s(T)$ по данным [31]
$T = T(P, h)$	Итерационный по температуре с использованием прямой функции $h = h(P, T)$

Таблица 1.6 – Уравнения состояния воды

Уравнение состояния	Способ вычисления
$\rho = \rho(P, T)$	Полиномиальная поправка по температуре и давлению относительно плотности на линии насыщения в соответствии с данными [31]. Зависимости экстраполируются в метастабильную область с условиями $\frac{\partial \rho}{\partial T} < 0, \frac{\partial \rho}{\partial P} > 0$
$h = h(P, T)$	Полиномиальная поправка по температуре и давлению относительно энтальпии на линии насыщения в соответствии с данными [31]. Зависимость экстраполируется в метастабильную область с условием $\frac{\partial h}{\partial T} > 0$
$h_s = h_s(P)$	Последовательный расчет $T_s = T_s(P)$ и $h_s = h_s(T_s)$
$T = T(P, h)$	Итерационный по температуре с использованием $h = h(P, T)$

Для расчета поверхностного натяжения воды, вязкости и теплопроводности используются полиномиальные зависимости, отклонения от данных [32] в стабильной области не превышают 1÷2%.

1.5.2 Уравнения состояния и транспортные свойства неконденсируемых газов

В модели неконденсируемые газы удовлетворяют уравнению состояния идеального газа:

$$\rho(P, h) = \frac{\gamma}{\gamma - 1} \cdot \frac{P}{h}, \quad h(T) = C_p T, \quad P(\rho, T) = C_p \frac{\gamma - 1}{\gamma} \rho T. \quad (1.62)$$

Параметры уравнений состояния для стандартных газов модуля CONT_TH приведены в таблице 1.7. Отметим, что коэффициент адиабатического сжатия в модели не является теоретической величиной и получен из наилучшего соответствия расчетной плотности (1.62) экспериментальным значениям в области давлений $10^5 \div 10^6$ Па и температур 250÷1250К. Теплоемкость соответствует среднему значению в интервале 300÷600К. Отметим, что из-за неидеальности газов показатель адиабаты может быть как выше, так и ниже теоретического значения.

Таблица 1.7 - Параметры уравнений состояния идеального газа

Газ	H ₂	Воздух	He	Ar	O ₂	N ₂	Xe
C _p , Дж/кг К	14533	1005	5193	521	940	1050	158
γ	1,396	1,38	1,6667	1,6667	1,37	1,39	1,6667

Для расчета вязкости идеальных газов используются полиномиальные зависимости второго порядка по температуре, для расчета теплопроводности – степенная зависимость с показателем от 0,67 до 0,88 в зависимости от газа.

1.5.3 Расчет свойств смеси пара с неконденсирующимися газами

Для определения ρ_g , T_g , ρ_v , P_v и их производных, через P , h_g и $X_1 \dots X_N$ используется система:

$$\begin{aligned} \rho_g &= \rho_v + \rho_g \sum_{n=1}^N X_n; h_g \rho_g = \rho_v h_v + \rho_g \sum_{n=1}^N X_n h_n; P = P_v + \sum_{n=1}^N P_n \\ \rho_v &= \rho_v(P_v, h_v); h_v = h_v(P_v, T_g); P_n = h_n \rho_g X_n \frac{\gamma_n}{\gamma_n - 1}; h_n = C_{p,n} T_g \end{aligned} \quad (1.63)$$

Здесь $C_{p,n}$ теплоемкость неконденсируемого газа n . Система линеаризуется с использованием производных плотности водяного пара по давлению и энтальпии, энтальпии водяного пара по давлению и температуре и аппроксимации величин на новый временной слой:

$$\begin{aligned} \rho_g^* h_n^* &= \rho_g h_n^* + \rho_g^* h_n - \rho_g h_n \\ \rho_g^* T_g^* &= \rho_g T_g^* + \rho_g^* T_g - \rho_g T_g \end{aligned} \quad (1.64)$$

Теплоемкость смеси пара с неконденсирующимися газами определяется через массовые доли компонентов и их теплоемкости:

$$C_p = C_{p,v} \left(1 - \sum_{n=1}^N X_n \right) + \sum_{n=1}^N C_{p,n} X_n \quad (1.65)$$

Динамическая вязкость смеси μ вычисляется по формуле, которая является аппроксимацией точного решения на основе строгой кинетической теории Чэпмэна-Энскога для случая низких давлений [25], параметры Φ_{nm} вычисляются на основе аппроксимации Вильке:

$$\mu = \sum_{n=0}^N \frac{c_n \mu_n}{\sum_{m=0}^N c_n \Phi_{nm}}, \quad \Phi_{nm} = \frac{\left[1 + \sqrt{\mu_n / \mu_m} \left(M_m / M_n \right)^{0,25} \right]^2}{\sqrt{8 \left(1 + M_n / M_m \right)}} \quad (1.66)$$

где $n=0$ и $m=0$ соответствует водяному пару (для упрощения записи), M_n – молярная масса n -ого газа, кг/моль. Отклонение вязкости смеси, рассчитанной по этой формуле, от измерений составляет меньше 2% даже для смесей, содержащих полярные газы.

Теплопроводность смеси при низких давлениях вычисляется по формуле Васильевой [25], параметр A_{ij} вычисляется на основе модификации Линдсея и Бромли:

$$\lambda = \sum_{n=0}^N \frac{c_n \lambda_n}{\sum_{m=0}^N c_n A_{nm}}, \quad (1.67)$$

$$A_{nm} = \left(1 + \sqrt{\frac{\mu_n \left(\frac{M_m}{M_n}\right)^{3/4} T + S_n}{\mu_m \left(\frac{M_n}{M_m}\right)^{3/4} T + S_m}} \right) \frac{T + S_{nm}}{4(T + S_n)},$$

где $S_n = 1.5 \cdot T_{b,n}$ – постоянная Сюзерленда для n -ого газа, $T_{b,n}$ – температура кипения n -ого газа при нормальных условиях, К; $S_{nm} = C_S \sqrt{S_n \cdot S_m}$ – постоянная взаимодействия Сюзерленда, $C_S = 1$ для случая, когда оба компонента являются неполярными газами и $C_S = 0,733$ если один из двух компонентов является полярным газом [34]. Данная формула обеспечивает среднее отклонение от измерений $\sim 3\%$ для неполярных смесей и $\sim 5\%$ для случая полярно-неполярных смесей.

1.6 Решение системы уравнений и расчетный шаг

1.6.1 Сохранение массы и выбор временного шага

Система уравнений (1.7)÷(1.12) с учетом пространственной аппроксимации (1.19)÷(1.21) является простой и легко разрешимой системой разностных уравнений. Но она является неконсервативной с точки зрения сохранения массы в силу того, что с одной стороны плотность газовой фазы определяется по уравнению (1.15), с другой стороны является функцией базовых переменных – давления, энтальпии и состава газовой фазы:

$$\begin{aligned} \rho_g^* &= \rho_g(P_g^*, h_g^*, X_1^* \dots X_N^*) \\ &\neq \rho_g + \frac{\partial \rho_g}{\partial P}(P^* - P) + \frac{\partial \rho_g}{\partial h_g}(h_g^* - h_g) + \sum_{n=1}^N \frac{\partial \rho_g}{\partial X_n}(X_n^* - X_n) \end{aligned} \quad (1.68)$$

Это требует расчета погрешности массы в каждой расчетной ячейке и на каждом шаге интегрирования по времени. Если погрешность на шаге превышает определенное значение, то производится пересчет шага с уменьшением величины счетного шага. Погрешность сохранения массы газовой фазы на единицу объема:

$$\begin{aligned} \Delta_g &= \alpha_g^* \left(\rho_g - \rho_g(P_g^*, h_g^*, X_1^* \dots X_N^*) \right) \\ &\quad - \alpha_g \left(\frac{\partial \rho_g}{\partial P}(P^* - P) + \frac{\partial \rho_g}{\partial h_g}(h_g^* - h_g) + \sum_{n=1}^N \frac{\partial \rho_g}{\partial X_n}(X_n^* - X_n) \right) \end{aligned} \quad (1.69)$$

Эта погрешность затем используется а качестве дополнительного источника массы $S(\Delta_g)$ в уравнении (1.7). Относительная погрешность массы газовой фазы:

$$\delta_g = \max_k \frac{2|\Delta_{gk}|}{(\rho_{gk} + \rho_{gk}^*)} \quad (1.70)$$

Для контроля сохранения массы неконденсирующихся газов и жидкой фазы используется процедура аналогичная процедуры описанной выше.

Для установления границ возможного шага интегрирования используется относительная погрешность массы газовой фазы $\delta = \max(\delta_g, \delta_f, \delta_1 \dots \delta_N)$, шаг уменьшается если $\delta > \delta_{max}$ и может быть увеличен если $\delta < \delta_{min}$

1.6.2 Структура расчетного шага

На рисунке 1.4 показаны основные этапы расчетного шага интегрирования модуля CONT_TH. Расчет датчиков системы контроля и управления обеспечивает не только данные для граничных условий, но и необходимую пользователю расчетную информацию. Взаимодействие с другими модулями кода СОКРАТ осуществляется в явном виде по состоянию на начало шага. Начальное значение шага интегрирования получается из результатов расчета предыдущего шага с учетом задаваемых пользователем границ. Оно может быть скорректировано в случае выхода базовых переменных за рамки допустимых значений или резкого изменения их значений, нефизических или резко изменившихся значений вторичных параметров (температуры и плотности фаз).

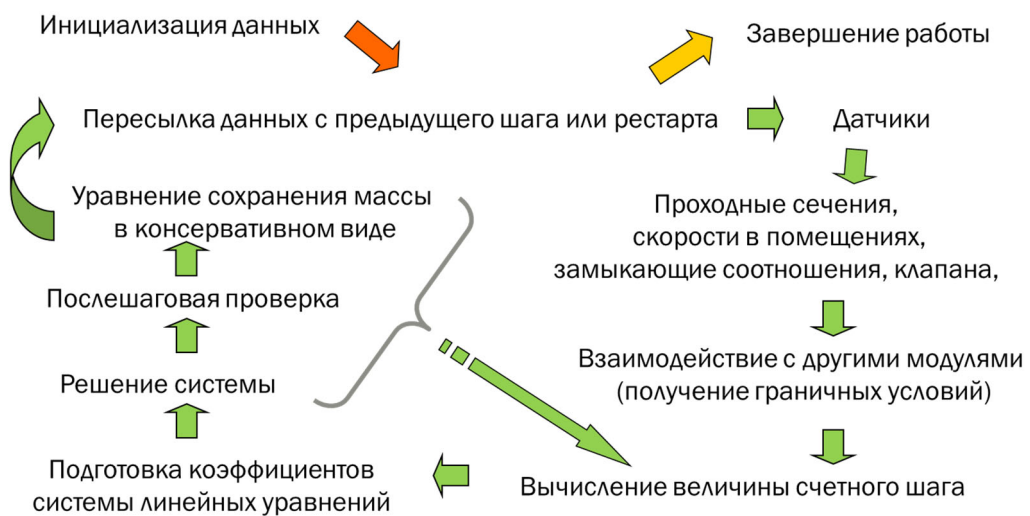


Рисунок 1.4 – Расчетный шаг модуля CONT_TH

1.7 Выводы по главе 1

Описанная выше модель реализована в составе ПрЭВМ СОКРАТ-В1/В2 в виде модуля CONT_TH и аттестована для расчета противодействия в ГО при моделировании протекания тяжелой аварии на РУ ВВЭР в связанной постановке, а также для расчета распределения водородосодержащих смесей по помещениям ГО. Совместно с модулем CONT_FP кода СОКРАТ-В3 модель обеспечивает расчет динамики поведения аэрозолей в ГО.

К преимуществам модуля CONT_TH по сравнению с другими расчетными кодами с сосредоточенными параметрами можно отнести:

- единый алгоритм расчета свойств воды, водяного пара и неконденсируемых газов с моделью контурной гидравлики ПрЭВМ СОКРАТ;
- общий язык описания входных наборов;
- преимущественное использование автомодельных или слабо зависящих от характерного размера замыкающих соотношений, что упрощает построение расчетных схем;
- возможность моделировать различное оборудование (в том числе пассивные системы безопасности);
- низкие затраты процессорного времени.

Модель при незначительной адаптации может быть применена для расчета параметров ГО РУ с водяным теплоносителем в составе других интегральных кодов.

1.8 Список обозначений к главе 1

$A, \text{ м}^2$	Площадь (стена или проходное сечение)
$B, \text{ К}^{-1}$	Температурный коэффициент объемного расширения
c	- Объемная концентрация компонентов газовой фазы
$C, \text{ Дж} \cdot \text{ кг}^{-1} \cdot \text{ К}^{-1}$	Удельная теплоемкость
$G, \text{ кг} \cdot \text{ с}^{-1}$	Массовый расход
$g, \text{ м} \cdot \text{ с}^{-2}$	Ускорение свободного падения
$H, \text{ м}$	Относительная высота
$h, \text{ Дж} \cdot \text{ кг}^{-1}$	Удельная энтальпия
$\eta, \text{ Дж} \cdot \text{ м}^{-2} \cdot \text{ с}^{-1} \cdot \text{ К}^{-1}$	Коэффициент теплоотдачи
$k, \text{ Дж} \cdot \text{ м}^{-5} \cdot \text{ с}$	Коэффициент сопротивления
$M, \text{ кг}$	Масса
N	- Число используемых в модели неконденсируемых газов
$S, \text{ кг} \cdot \text{ м}^{-3} \cdot \text{ с}^{-1}$	Интенсивность объёмного источника (стока) массы
$P, \text{ Па}$	Давление
$Q, \text{ Дж} \cdot \text{ м}^{-3} \cdot \text{ с}^{-1}$	Удельное энерговыделение
$q, \text{ Дж} \cdot \text{ м}^{-2} \cdot \text{ с}^{-1}$	Плотность теплового потока
$T, \text{ К}$	Температура
$t, \text{ с}$	Время
$V, \text{ м} \cdot \text{ с}^{-1}$	Скорость
$\text{Vol}, \text{ м}^3$	Объём
$x, \text{ м}$	Координата по нормали к поверхности стенки

X	Массовая концентрация
z, м	Координата вдоль линии течения газа
α	Объемная доля
ρ , кг·м ⁻³	Плотность
Γ , кг·м ⁻³ ·с ⁻¹	Интенсивность источника массы
γ	Показатель адиабаты неконденсируемого газа
λ , Дж·м ⁻¹ ·с ⁻¹ ·К ⁻¹	Теплопроводность
μ , Па·с	Динамическая вязкость
τ , с	Временной шаг
χ , Дж·м ⁻⁴	Удельная сила трения

верхний индекс

‘	величина определена в источнике
·	величина определена донорным методом
*	значение в конце шага (верхний временной слой)

нижний индекс

d	капля
den	плотность
f	жидкая фаза
g	газовая фаза
i	межфазная граница
inj	источник
j, k	номера расчетных ячеек
local	местное сопротивление
m	номера гидравлических связей
mom	импульс
n	неконденсируемый газ
rec	рекомбинатор водорода
s	состояние насыщения по температуре
spr	спринклер
v	водяной пар
w	стенка

2 Валидация модуля на интегральных экспериментах

Валидация моделей физических процессов и явлений является важной частью разработки интегральных тяжелоаварийных кодов, предназначенных для обоснования безопасности АЭС. В ходе валидации устанавливаются возможности отдельных моделей описывать процесс или явление в условиях, характеризующих моделируемый режим, полнота набора моделей в коде, а также адекватность взаимодействия моделей для описания протекания совокупности процессов и их взаимовлияния. С развитием знаний, совершенствованием экспериментального оборудования расширяется экспериментальная база данных по процессам и явлениям и улучшается качество измерений. Особый интерес для валидации представляют международные экспериментальные программы, бенчмарки и стандартные задачи, где благодаря объединению научных усилий и совместному финансированию сосредоточиваются лучшие достижения науки и техники.

В качестве валидационной базы взяты 5 экспериментов PE1-PE5, выполненных на установке PANDA [35], [36], [37], [38], [39], [40]. Эксперименты проведены в рамках международных параллельных проектов ERCOSAM и SAMARA, организованных по линии сотрудничества Евратом-Росатом [41] в период 2010-2014 гг.

Выбор в пользу экспериментов на установке PANDA [42], [43] обусловлен довольно простой конфигурацией установки, экспериментальными данными CFD качества, наличием квалификации измеренных данных и поддерживающих экспериментов для недостающих данных по работе оборудования. Экспериментаторы уделяли большое внимание постоянному совершенствованию как измерительных приборов, так и методов измерений. К моменту выполнения экспериментов установка была оснащена 374 термопарами для измерений температуры (при свободном газовом объеме установки около 200 м³), двумя масс-спектрометрами, совместное использование которых позволяет достаточно плотно разместить точки измерений внутри всей экспериментальной конфигурации, освоена техника анемометрии по изображению частиц (PIV) для измерений скорости текучих сред. Такое инструментирование позволяет получать данные высокого пространственного и временного разрешения, пригодные для валидации расчетных кодов, включая CFD коды. Квалификация измерений в экспериментах PE1÷PE5, выполненная экспериментальной командой, позволила выявить ошибочность показаний расходомера на линии подачи гелия и после проведения дополнительных экспериментов восстановить его актуальный расход.

Хотя эксперименты PE1÷PE5 были направлены на изучение отдельных явлений в области водородной взрывобезопасности (формирования стратификации водорода в ГО и ее разрушения при работе систем безопасности), использованные методические подходы к

разработке сценариев проведения экспериментов позволяют провести проверку спектра моделей процессов в условиях, прототипных тяжелым авариям. Прототипность условий достигается масштабированием процессов при переходе от полномасштабной АЭС к экспериментальной установке. Все эксперименты проведены по единому сценарию, воспроизводящему последовательность поступления массы и энергии в ГО в ходе аварии с потерей теплоносителя (фазы истечения теплоносителя и последующая фаза разрушения активной зоны, характеризующаяся генерацией водорода). Вместо водорода в экспериментах в целях безопасности использовались гелий. Допустимость замены водорода на гелий в экспериментах контейментной теплогидравлики при мольных долях легкого газа до 40% подтверждена экспериментами на установке TNAI проекта OECD (при сравнимых мольных долях водорода и гелия получены сравнимые распределения атмосферы, уровни температур и давлений) [44]. На фазах инъекции пара и гелия происходит рост давления, изучаются процесс конденсации пара на стенах и явление стратификации. На заключительной фазе активируется оборудование, имитирующее работу систем безопасности, используемых для смягчения последствий аварии – спринклерной системы, ПКРВ или СПОТ ЗО. Здесь исследуется влияние конвективных потоков, вызванных работой оборудования, на устойчивость стратификации. Поведение давления зависит от типа активируемого оборудования: резкое снижение давления за счет конденсации пара на каплях спрея (эксперименты PE1 и PE2), плавный спад за счет конденсации на поверхностях теплообменников-конденсаторов (эксперименты PE3 и PE5) и очень медленное снижение из-за превалирования тепловых потерь над тепловыделением при имитации работы ПКРВ и небольших утечек среды (эксперимент PE4). Различные начальные условия экспериментов (холодные стены, вызывающие конденсацию пара в начале экспериментов PE1, PE3, PE4, и горячие неконденсирующие условия в экспериментах PE2 и PE5) позволяют оценить влияние поверхностной конденсации на перемешивание среды по установке на начальных фазах эксперимента. Хорошее соответствие экспериментальных данных на этих фазах в пределах двух групп экспериментов указывает на их хорошую повторяемость. Доступность результатов расчетов экспериментов PE1÷PE5 по зарубежным и российским кодам, выполненных в ходе выполнения проектов ERCOSAM-SAMARA, позволяет дать качественную оценку уровня разработанных моделей по отношению к достигнутому в мировом научном сообществе.

2.1 Описание установки PANDA

Для тестов серии PE было использовано два одинаковых сосуда объемом $\sim 90 \text{ м}^3$ каждый, высота сосудов составляет 8 м, а диаметр 4 м. Сосуды соединены изогнутой трубой

длиной около 5 метров и диаметром 1 м (2.1). В сосуде 1 располагался источник пара и гелия, а также включалось оборудование, перечисленное в таблице 2.1.

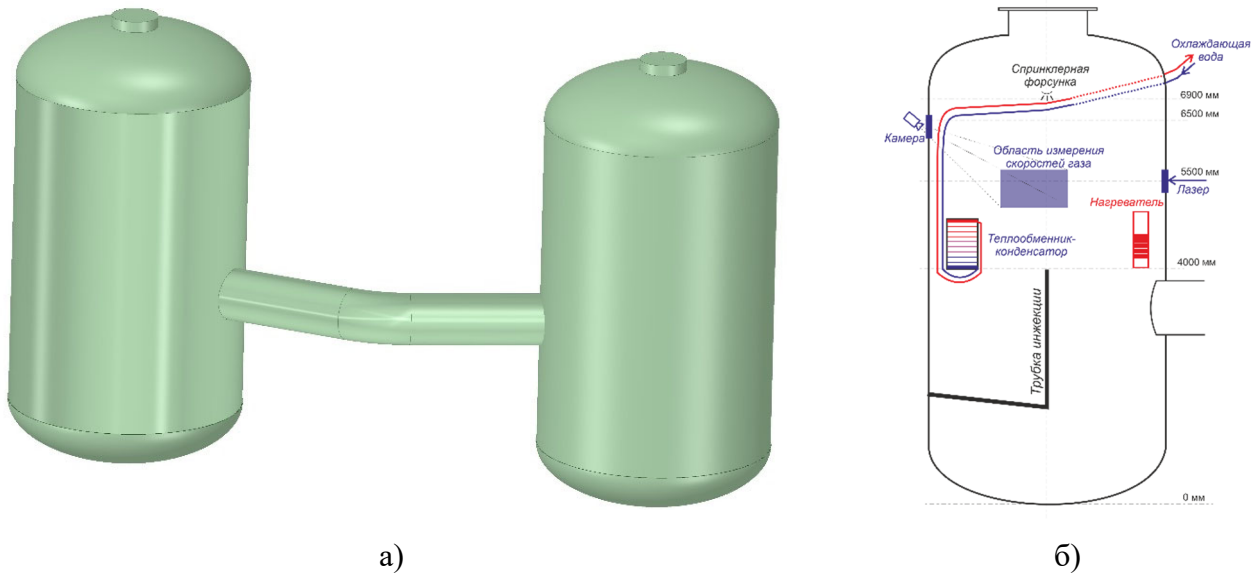


Рисунок 2.1 - Конфигурация установки PANDA и расположение оборудования в сосуде 1 в экспериментах PE1÷PE5

Таблица 2.1 – Сценарные отличия экспериментов серии PE

Эксперимент	Конденсация пара на стенках сосудов	Имитаторы систем безопасности (оборудование), установленное в сосуде 1
PE1	да, на фазе I	Спринклерная форсунка с полым конусом
PE2	нет, «горячий» тест	Спринклерная форсунка с заполненным конусом
PE3	да, на фазе I	Теплообменник - конденсатор
PE4	да, на фазе I	Нагреватель (имитатор ПКРВ)
PE5	нет, «горячий» тест	Теплообменник - конденсатор

Центральная цилиндрическая часть каждого сосуда состоит из секций, имеющих постоянный внешний диаметр, внутренний диаметр незначительно изменялся в зависимости от толщины стенки в секции. С торцов в верхней и нижней части присоединены эллиптические крышка и днище. В эллиптических крышках располагаются люки для доступа персонала, а в днище – заглушенные переходы в нижнюю часть установки (не используется в экспериментах серии PE), которые являются существенным стоком тепла и, следовательно, подлежат учету при численном моделировании. Сосуды, трубопровод и фланцы изготовлены из нержавеющей стали и покрыты снаружи теплоизоляцией, внутренние перегородки отсутствуют. Теплотери сосудов установки PANDA были определены экспериментально путем нагрева установки

паром до $\sim 0,4$ МПа и последующего измерения охлаждения системы, продолжавшегося около суток.

Вдвиг пара и гелия осуществляется через трубку инъекции. Она имеет двойные стенки, между которыми находится вакуум. Это позволяет минимизировать теплообмен между впрыскиваемым газом и газовой средой в сосуде и вдвигать в сосуд газ нужной температуры. Выходное отверстие трубки расположено на высоте 4 м от дна сосуда 1, внутренний диаметр на выходе из трубки – 0.20 м.

Спринклерная форсунка в экспериментах PE1 и PE2 расположена в сосуде 1 на уровне 6900 мм от дна (2.16).

Для эксперимента PE1 использовалась форсунка SPARCO 1713A (в компании-дистрибьюторе Lechler ее артикул 373.084.17.BN), создающая распыл в виде полого конуса с углом при вершине 60° . Диаметр отверстия истечения равен 9.5 мм [45]. При расходе воды 1 кг/с форсунка производит капли со средним диаметром Саутера (SMD или D_{32}) в диапазоне $0.43 \div 0.52$ мм [46], [45].

Для эксперимента PE2 использовалась форсунка модели HH30-30100 производства компании SSCO-Spraying systems с углом распыла 30° в виде заполненного конуса Диаметр отверстия истечения равен 6.4 мм [47], диаметр Саутера для капель равен 0.57 мм [42].

Для экспериментов PE3 и PE5 в сосуде 1 устанавливался теплообменник-конденсатор, оснащенный системой измерения расхода охлаждающей воды вихревым расходомером и ее температуры в 12 точках. Его положение в сосуде 1 показано на рисунке 2.16. Теплообменник представлял собой набор из 8 вертикальных змееобразных теплообменных трубок, объединенных в коллекторы на входе и выходе. Подвод и отвод теплоносителя (вода) осуществлялся по питательным линиям, каждая из которых имела довольно протяженный участок (около 5 м) внутри сосуда 1. Трубки окружены прямоугольным корпусом, в котором 3 грани открыты (верхняя и две боковые). Корпус, патрубки и теплообменные трубки изготовлены из нержавеющей стали. При работе теплообменника окружающая парогазовая среда сосуда 1 проходит через теплообменник. На трубках происходит конденсация пара, конденсат стекает с трубочки на дно корпуса теплообменника и затем по специальному дренажу поступает на дно сосуда. Уровень конденсата измеряется [42], поэтому можно оценить эффективность работы теплообменника на любой фазе эксперимента. Движение газа в сосуде 1, вызванное работой теплообменника-конденсатора, измерялось специальной системой анемометрии (PIV). Регистрация поля скоростей проводилась в 2D режиме в области размером приблизительно 1,2 м в ширину и 1 метр в высоту (2.16) пять раз в секунду. Для этого лазерным лучом формировалась «подсвеченная» плоскость, а информация считывалась через специальное окно оптической камерой, расположенной вне сосуда 1 [42]. Направление

сканирования камерой не горизонтальное, а под углом вниз, чтобы захватить область над теплообменником, где происходит постепенное размытие стратифицированного слоя легкого газа.

Для эксперимента РЕ4 в сосуде 1 был установлен нагреватель (имитатор теплового эффекта рекомбинации водорода) с проходным сечением для газа $\sim 0,1 \text{ м}^2$ и тяговым участком ~ 1 метр, как показано на рисунке 2.1б. Нагрев осуществлялся трубчатыми тэнами с максимальной мощностью 10 кВт [42]. Корпус нагревателя изготовлен из нержавеющей стали и имеет толщину 2 мм, что обеспечивает значительную тепловую инерционность.

Регистрация параметров источников среды (водяной пар, гелий, вода для спринклера или теплообменника), давления, температуры газа и стенок в сосудах и в соединительном трубопроводе производилось цифровой измерительной системой (DAS) PANDA с частотой опроса 2 с. Температура газа измерялась предварительно откалиброванными хромель-алюмелевыми термопарами (тип К). Термопары в газовом пространстве установки расположены существенно неравномерно по высоте. Для сосуда 1 установлено 226 термопар (из них 46 на уровне 3676 мм), для сосуда 2 – всего 58 (2.2). Еще 23 термопары установлены в соединительной трубе. Измерение внутренней поверхности стен в сосудах проводится при помощи 23 и 19 термопар, расположенных на 6 аксиальных уровнях по 3 штуки равномерно по образующей. Дополнительно установлены термопары в верхней крышке, а для сосуда 1 - еще и на днище для регистрации температуры конденсата. Объемная доля пара, воздуха и гелия измерялась через капиллярные трубки путем переключения двух масс-спектрометров MS 'HAL 201-RC' на нужную линию, с последующей продувкой и непосредственно проведением самих измерений. Для масс-спектрометров типовой интервал измерений мольных долей составлял от 1 до 3 минут. Фактическое число постоянно используемых датчиков (число измерений больше 5) зависело от эксперимента. При работе теплообменника в сосуде 1 регистрировался состав газа в 21 точке (на рисунке 2.2 они показаны символом \times), для экспериментов со спринклерной форсункой – в 14 точках (только в 6 точках есть данные для фазы работы форсунки, они отмечены символом \bullet). Состав газа в нижней части сосуда 1 при работе сприклера не были измерены из-за попадания влаги в капиллярные трубки. Для сосуда 2 измерения состава газа регистрировались в 11 точках. Для оценки суммарного отбора газа капиллярными трубками был проведен специальный тест, на основании которого был сделан вывод, что масса газа, удаленная из сосуда через систему измерений, пренебрежимо мала по сравнению с массами впрыскиваемого пара и гелия. Масс-спектрометры откалиброваны на смесях пар-гелий и воздух-гелий различного состава (20 составов смесей с шагом 5%) [42].

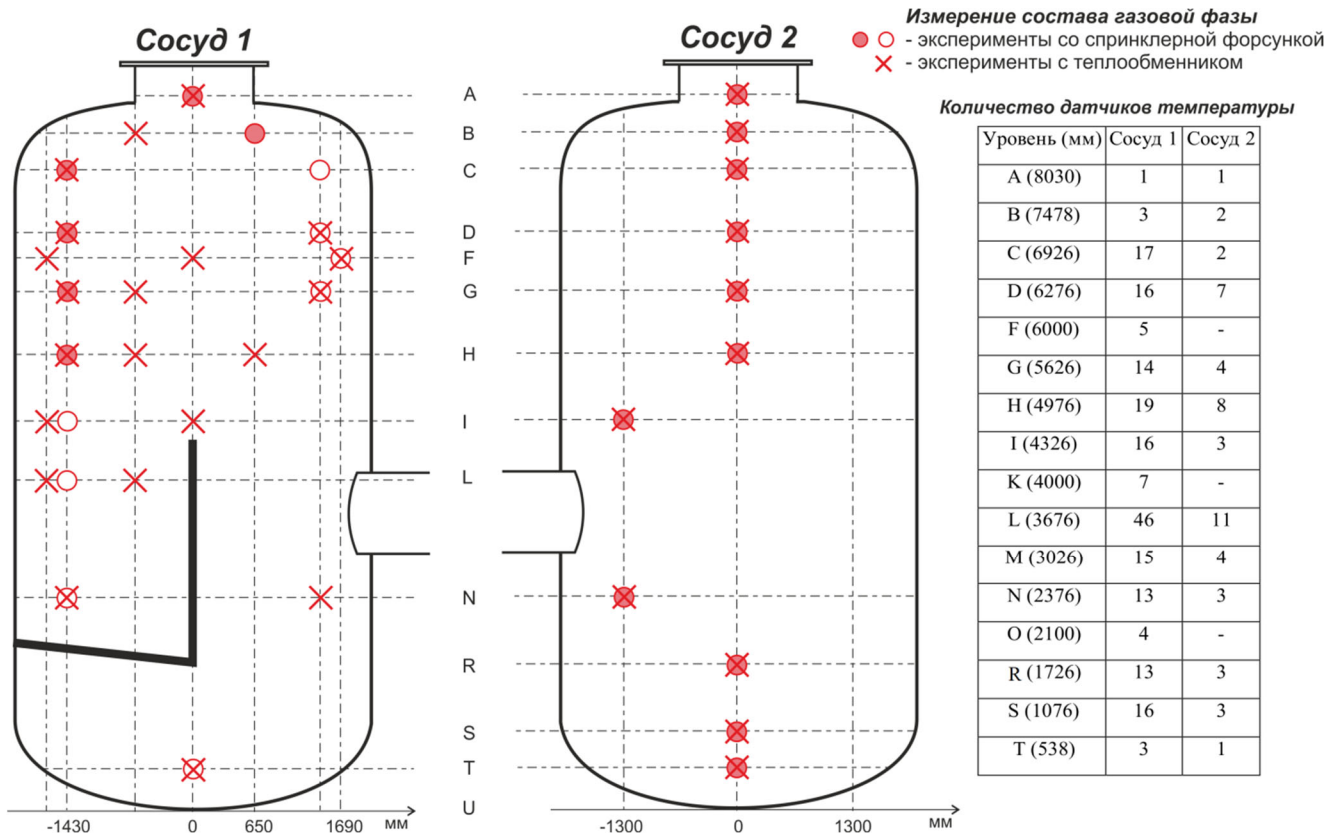


Рисунок 2.2 – Расположение датчиков измерения параметров среды на установке PANDA

2.2 Описание экспериментов серии PE

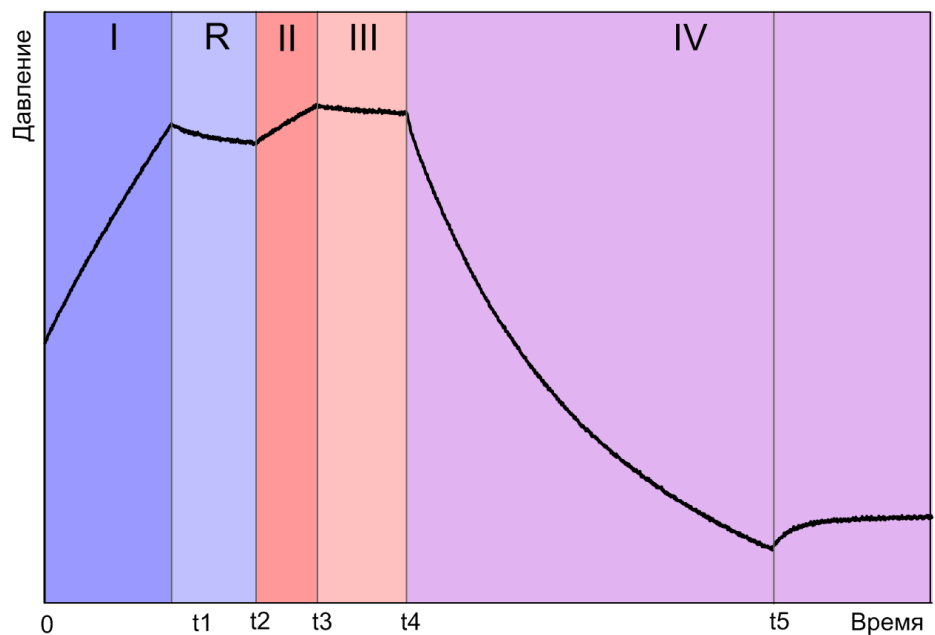
2.2.1 Сценарий экспериментов

Пять экспериментов проведены по единому сценарию, моделирующему последовательность событий при тяжелой аварии с потерей теплоносителя на легководных реакторах. Эксперименты отличались друг от друга начальными условиями и элементами систем безопасности, используемых для управления тяжелыми авариями (2.1).

Сценарий включал четыре основных фазы, как показано на рисунке 2.3. В течение фазы I в сосуд 1 поступает перегретый водяной пар; эта фаза имитирует фазу истечения теплоносителя в защитную оболочку. На фазе II производится впрыск легкого газа (гелия). Эта фаза моделирует стадию повреждения активной зоны, когда в атмосферу ГО АЭС поступает водород, образующийся от окисления оболочек ТВЭЛов. Фаза III моделирует стадию аварии с полным осушением активной зоны, когда ни пар, ни водород не выходят из первого контура в ГО. На фазе IV в экспериментах включается различное оборудование (2.1) для воспроизведения условий управления аварией и оценки влияния его работы на динамику изменения давления и перемешиваемость среды. Очевидно, что выделение работы системы удаления водорода и системы отвода тепла от ГО в отдельную (четвертую) фазу является существенным упрощением, поскольку они являются пассивными системами и начинают

работать по мере появления соответствующих условий (например, при превышении порогового значения мольной доли водорода на входе в ПКРВ). Однако это упрощение позволяет наглядно сравнивать между собой эффективность различных систем управления аварией и допускает более легкую интерпретацию полученных результатов.

Параметры сценария эксперимента были определены на основе расчетов референтного сценария тяжелой аварии для типового ГО, которое было разработано в рамках проекта ERCOSAM_SAMARA для условной реакторной установки тепловой мощностью 1000 МВт. Детали ее геометрии, нодализации и характеристик систем безопасности обсуждаются в работе [48]. В качестве референтных источников пара и водорода для типового ГО были взяты отмасштабированные упрощенные источники тяжелой аварии «течь холодной нитки первого контура диаметром 1,5 дюйма» на АЭС с PWR 900 при обесточивании блока. Эта авария характеризуется быстрой кинетикой генерации водорода и высокими мольными долями водорода [48]. Расчеты проводились по коду ASTEC.



*I – фаза инъекции пара, R – фаза релаксации, II – фаза инъекции гелия,
III – фаза стабилизации атмосферы, IV- фаза работы оборудования
(спринклер, теплообменник, нагреватель) и последующей релаксации установки*

Рисунок 2.3 - Сценарий экспериментов РЕ на установке PANDA

2.2.2 Масштабирование экспериментов

Для масштабирования процессов, влияющих на стратификацию водорода в системе связанных помещений ГО, использовались критериальные оценки устойчивости стратификации для простых конфигураций, которые при ряде допущений могут быть применены для оценки

возможности стратификации в подкупольном пространстве ГО АЭС [49]. Первый из критериев – критерий, предложенный Йирка в работе [50], – соответствует распространению струи в достаточно протяженном («неограниченном») слое атмосферы большей плотности. Вторым критерий – критерий Ханта – учитывает влияние боковых ограничивающих поверхностей на развитие возвратных течений вдоль стен и рециркуляции потоков, например, при вдуве более легкого газа в замкнутое помещение [51]. Оба критерия указали на устойчивость стратификации в подкупольном пространстве типового ГО как на фазе истечения пара, так и на фазе выхода водорода референтной аварии. Требование выполнения этих критериев в экспериментах определило диапазон величин массовых расходов инжектируемых газов (пара и гелия). Длительности инъекции определены целевыми значениями термодинамических параметров к началу активации систем безопасности:

- давление 2.5 атм. на момент включения систем безопасности, что близко к давлению срабатывания спринклерной системы в РУ PWR;

- мольная доля гелия около 10%, что соответствовало расчетному значению в подкупольном пространстве типового ГО к окончанию генерации водорода в выбранном сценарии тяжелой аварии.

Дополнительным целевым параметром была мольная доля пара 60% к началу выхода водорода, что также соответствовало расчетным значениям в подкупольном пространстве типового ГО.

Масштабирование спринклерной системы выполнялось исходя из ее характеристик для ГО PWR 1300 [49] и было направлено на соблюдение динамики изменения давления, ряда геометрических аспектов и сохранения скорости перемешивания газа. Применялись следующие правила:

- сохранение отношения расхода воды в системе к объему ГО;

- сохранение отношения высоты форсунки H_{inj} к высоте защитной оболочки H_{tot} для изучения возможности образования застойной зоны, обогащенной легким газом, в области над распылительной форсункой вплоть до купола;

- сохранение отношения расхода вовлеченного в движение газа Q_{entr} к объему ГО для сохранения обмена импульсом между газом и инжектируемой спринклерной жидкостью.

ПКРВ и теплообменники-конденсаторы масштабировались по правилу отношения мощности тепловыделения/теплоотвода к объему ГО. Прототипная удельная максимальная мощность теплообменников была оценена на основе экспериментальных данных AECL (Канада) для воздушных теплообменников контейнента CANDU. Масштабирование тепловой мощности ПКРВ выполнялось на основе расчетных оценок для типового ГО [49].

Применение методики масштабирования для ГО АЭС с ВВЭР-1000/В-320 выполнено в работе [52] на основе анализа сценария «Малая течь Ду25 из горячей нитки ГЦТ с потерей всех источников переменного тока, включая дизель-генераторы, с учетом действий оператора».

Качественные и количественные критерии масштабирования, оцененные для прототипов и реализованные в экспериментах установки PANDA, сведены в таблицы 2.2÷2.5. Видно, что условия в ГО на момент срабатывания систем безопасности для АЭС с ВВЭР и PWR в целом близки, за исключением более низкого давления автоматического срабатывания спринклерной системы в ГО ВВЭР-1000. Однако реализованная в экспериментах стартовая точка включения систем безопасности также представляет интерес, поскольку находится на границе области воспламенения водорода и работа систем может сместить ее как в область устойчивого горения, так и в заведомо инертную область. Корректное моделирование кодами с сосредоточенными параметрами поведения системы вблизи границы особенно важно для оценок надежности последнего барьера безопасности на пути распространения радиоактивных веществ. Кроме того, условия инъекции воды в ГО при давлениях около 2.5 атм. могут возникать в случае запуска работы спринклерной системы оператором (например, при восстановлении электроснабжения). Отклонение по мольной доле пара над его источником к концу фазы инъекции пара в установке PANDA по отношению к ожидаемым 0.6 в типовом ГО вызвано положением источника в экспериментальной установке (над местом течи в ГО АЭС PWR и ВВЭР как правило находится $\frac{3}{4}$ свободного объема, а в установке PANDA - только $\frac{1}{4}$).

Таблица 2.2 – Критерии масштабирования фаз инъекции

Параметр	Типовое ГО [49]	ВВЭР-1000 /В-320 [52]	PANDA
Выполнение критериев устойчивости стратификации (критерии Йирка, Ханта) на фазе поступления легкого газа	да	да	да
Мольная доля пара в подкупольном помещении к концу фазы инъекции пара	0.6	до 0.68	до 0.9
Мольная доля легкого газа над уровнем инъекции к концу фазы инъекции гелия	0.1	до 0.08	~0.14
Давление в ГО перед началом фазы работы систем безопасности, атм.	2.5	1.3	2.5

Таблица 2.3 – Критерии масштабирования при работе спринклерной системы

Параметр	PWR 1300 [49]	ВВЭР-1000/В-320 [52],[53]	PANDA
Отношение высотного положения спринклерных форсунок к высоте контейнента	0.88	0.94	0.86
Интенсивность снижения давления, Q_{spray}/V , кг/с/м ³	0.004	0.005	0.006/0.005*
Перемешивание газа, Q_{entr}/V , кг/с/м ³	0.3	0.1	0.1

* для экспериментов PE1/PE2

Таблица 2.4 – Критерии масштабирования при работе СПОТ

Параметр	CANDU6	ВВЭР-1200/В-491	PANDA
Максимальная удельная мощность теплоотвода, кВт/м ³	0.37÷0.74	0.3*[54]	0.83

* при давлении 5 атм.

Таблица 2.5 – Критерии масштабирования при работе ПКРВ

Параметр	Типовое ГО [49]	ВВЭР-1000 /В-320 [52]	PANDA
Удельная максимальная мощность тепловыделения за счет работы рекомбинаторов водорода, кВт/м ³	0.1	0.1	0.05

При реализации экспериментов в сценарий была добавлена промежуточная фаза релаксации R после фазы инъекции пара I, а также фаза посттестовой релаксации IV+ длительностью до одного часа для завершения переходных процессов в приемке сосуда 1 (оценка динамики роста давления при частичном испарении воды) и фиксации установившихся параметров. В частности, для эксперимента PE2 на этой фазе проведены измерения состава газовой смеси в нижней части сосуда 1, недоступные при работе спринклера. Продолжительность фаз представлена в таблице 2.6.

Таблица 2.6 – Продолжительность отдельных фаз экспериментов серии PE

Эксперимент\Фаза	I	R	II	III	IV	IV+*
PE1	1774	486	354	512	2030	5156
PE2	714	476	346	502	2062	4100
PE3	1794	486	356	498	7710	10844
PE4	1882	478	352	524	7000	-
PE5	751	503	344	500	7262	9360

* время начала фазы

2.2.3 Характеристики источников

Из-за различий в геометрических конфигурациях установки PANDA и типовом ГО в экспериментах моделировалась только поздняя стадия истечения теплоносителя. Условия, ожидаемые в типовом ГО к этому времени, обеспечивались в экспериментальной установке на подготовительной фазе, когда сосуды 1 и 2 с помощью специальных источников и клапанов сброса заполнялись горячей паровоздушной смесью, достаточно равномерно распределенной по высоте. Начальными условиями для последующей фазы I были давление в сосудах ~2 атм. и мольная доля пара ~0.55, что соответствует температуре насыщения 102°C. Температуры газа и стенок сосуда были около 128°C в «горячих» тестах без конденсации пара на фазе I и около 103°C в «холодных» тестах с конденсацией пара.

Расходные и температурные характеристики пара, гелия и воды на основных фазах экспериментов приведены в таблицах 2.7, 2.8 и 2.9. Квалификация измерений экспериментальной командой позволила выявить некорректные показания расходомера гелия, и для количественной оценки отклонений измеренных значений от номинальных были проведены дополнительные эксперименты, позволившие определить актуальный расход равный 5.33 г/с в ходе экспериментов.

Измерение среднего расхода спринклерной воды в эксперименте PE1 давало величину, близкую к 1.02 кг/с. По результатам посттестового анализа количества собранной воды экспериментаторами по данным уровнемера был оценен средний расход воды, попадающей в приемок, величиной 0.96 кг/с. Однако в этой оценке не учтена масса конденсата, образовавшегося на фазе работы спринклера. С учетом конденсата средний расход спринклерной воды составит ~0.91 кг/с. Если оценивать расход по измеренной температуре воды на дне сосуда 1 к концу фазы IV, то его среднее значение будет составлять ~1.0 кг/с. При расчете экспериментов со спринклерной форсункой будем полагать, что показания уровнемера

менее достоверны, чем расходомера на линии впрыска и датчиков температуры конденсата в нижней части сосуда 1.

Таблица 2.7 – Характеристики источника пара и гелия в экспериментах

Параметры	PE1	PE2	PE3	PE4	PE5
Средний расход пара по датчику MV.SS, г/с	73.4	72.6	73.4	73.4	72.7
Температура инжектируемого пара, С	136.6	140.4	136.4	136.7	138.4
Температура инжектируемого гелия, С	123.0	130.1	124.4	124.3	128.8

Таблица 2.8 – Характеристики спринклера в экспериментах PE1 и PE2

Параметры	PE1	PE2
Средний расход воды по датчику MV.COI, кг/с	1.023	0.876
Средний расход воды по собранной массе конденсата, кг/с	0.905	-
Средний расход воды по конечной температуре конденсата, кг/с	~1.0	-
Расход воды, принятый для моделирования, кг/с	1.0	0.876
Температура воды, С	30.5	30.7

Таблица 2.9 – Характеристики теплообменника-конденсатора в экспериментах PE3 и PE5

Параметры	PE3	PE5
Средний расход воды по датчику MV.COI, кг/с	0.504	0.50
Температура воды на входе по датчику MTF.D1CO.12, С	31.2	30.9

2.3 Нодализационная схема, начальные и граничные условия

Нодализационная схема установки для расчетов по модулю CONT_TH кода СОКРАТ представлена на рисунке 2.4. Необходимость создания схемы из 13 расчетных ячеек (помещений) для двух сосудов и соединительной трубы обусловлена желанием более точно разместить оборудование (2.1) и, таким образом, исключить некорректное модельное осреднение параметров среды в различных частях сосудов.

Газовая область каждого из сосудов моделируется шестью ячейками. Для сосуда 1 это:

- V10 – область эллиптического днища, включающая приямок;
- V11 – нижняя четверть цилиндрической части сосуда;
- V12 – вторая четверть цилиндрической части сосуда с трубкой инъекции;
- V13 – третья четверть цилиндрической части сосуда с источником пара и гелия,

теплообменником, нагревателем;

- V14 – верхняя четверть цилиндрической части сосуда со спринклерной форсункой;
- V15 – область эллиптической крышки и люка для доступа персонала.

Сосуд 2 смоделирован аналогично первому за исключением оборудования. Соединительная труба представлена элементом VT.

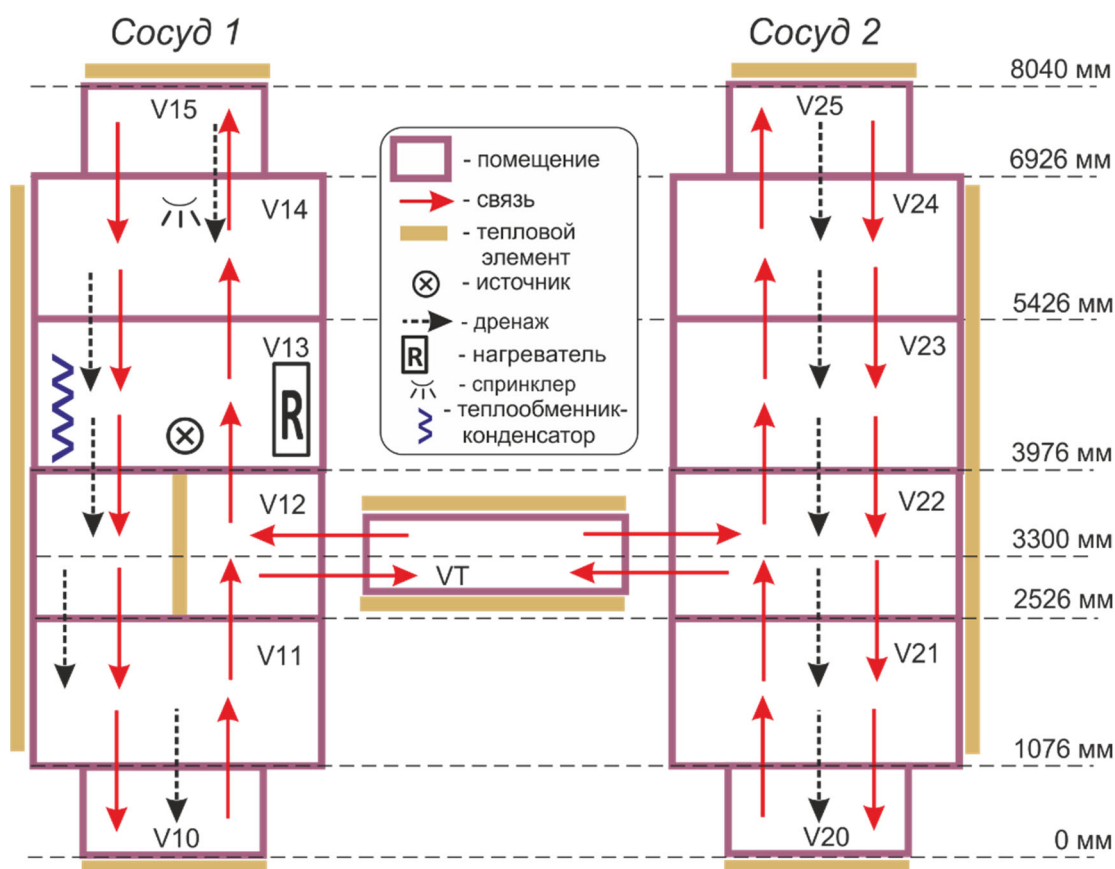


Рисунок 2.4 – Нодализационная схема установки PANDA

Расчетные ячейки соединены 24-мя связями. Двойные вертикальные связи предназначены для моделирования как формирования стратификации газа за счет разности плотностей, так и для ее разрушения при наличии достаточного импульса в газе.

Схема содержит 15 тепловых структур. В сосудах они представляют днище, боковую цилиндрическую стенку и верхнюю крышку, в соединительной трубе – верхнюю и нижнюю половинки стенки. Тепловые структуры состоят из внутреннего слоя стали толщиной от 12 до 35 мм. Снаружи была задана теплоизоляция толщиной 200 мм и граничное условие 3го рода, моделирующее теплоотдачу к окружающей среде ($T=20\text{ C}$, $\alpha=10\text{ Вт/м}^2\text{К}$) Для верхнего люка площадью 0.18 м^2 задавалась отдельная тепловая структура с эффективной толщиной изоляции 100 мм и коэффициентом теплоотдачи $\alpha=50\text{ Вт/м}^2\text{К}$ для учета повышенного стока тепла. Локальные теплотери с днища сосудов не учитывались. В ячейке V12 смоделирована труба-инжектор. Потерей массы газовой фазы через систему измерений (капиллярные трубки)

пренебрегалось. Для теста PE4 смоделирована утечка через фланец #432 в нижней части сосуда 1 по данным эксперимента LT_2 [43].

В экспериментах PE1 и PE2 с форсункой предполагалось, что процессы теплообмена инжектируемой воды с металлическими элементами спринклерной системы (форсунка и подводящие воду трубы) на фазе IV влияют на протекание эксперимента слабо, поэтому их наличие в расчете не учитывалось.

Для моделирования работы форсунки в ячейке V14 включалась модель распыла жидкости, обеспечивающая подачу каплей жидкости нужного размера и импульса и их взаимодействие с окружающим газом и стенами сосуда. Квалификация модели выполнялась на данных работы [55], где приведены экспериментальные данные по полю скоростей каплей на расстоянии по вертикали 20, 40, 60 и 95 см от форсунки компании Lechler при ее работе при давлении газовой фазы равном одной атмосфере и температуре 20°C (установка CALIST). На рисунке 2.5 приведена скорость движения каплей в этих экспериментах, полученная по модулю CONT_TH на соответствующих расстояниях при следующих значениях параметров модели: расход воды 1 кг/с; угол распыла 60°; диаметр капли (Саутер) 0.516 мм; диаметр форсунки 9.5 мм; коэффициент истечения 0.61 (задан в соответствии со спецификацией на форсунку, согласно [56] измеренный коэффициент истечения равен 0.55). С удалением от форсунки скорость каплей уменьшается за счет торможения о газовую фазу. Видно, что модель хорошо воспроизводит измеренные скорости.

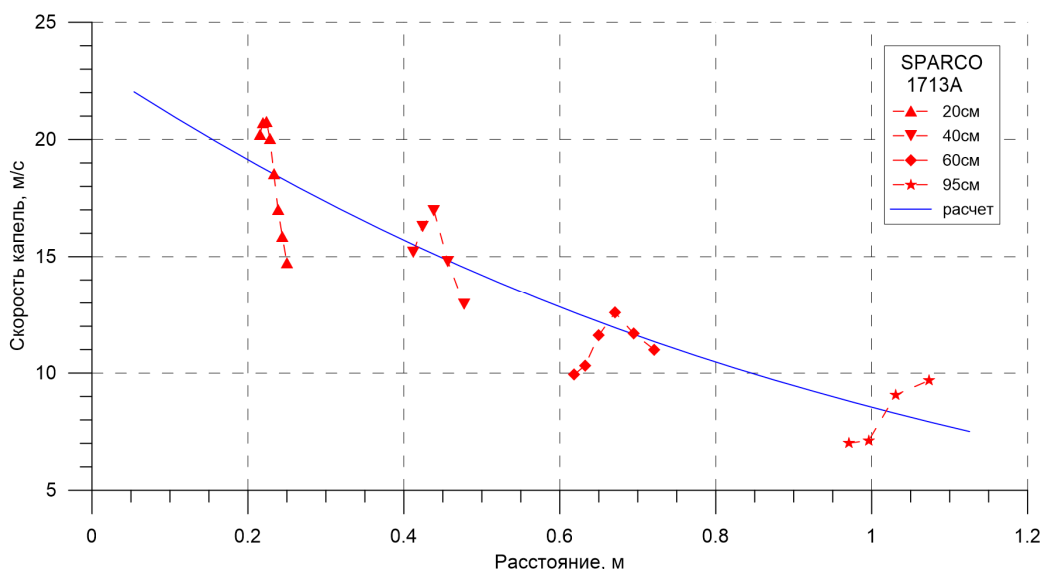


Рисунок 2.5 - Зависимость скорости движения капли от расстояния до форсунки SPARCO 1713A. Экспериментальные данные [55] и результаты расчета по модели распыла жидкости модуля CONT_TH

Хорошее соответствие по начальной скорости капель (распад струи на капли происходит на расстоянии 20 см от выходного отверстия форсунки [46]) подтверждает верность задания значения 0.61 для коэффициента истечения, а соответствие расчетной динамики изменения скорости экспериментальным данным – согласованность расчета трения капель данного размера о воздух с моделью вовлечения газа в конус распыла (перемешивание среды спринклерными каплями).

Для форсунки модели НН30-30100 на основании экспериментальных данных задавались угол распыла 30° , диаметр капли 0.57 мм, диаметр форсунки 6.4 мм. Коэффициент истечения принят равным 0.61, как для форсунки компании Lechler.

При моделировании экспериментов PE1 и PE2 задаваемые расход, температура воды и длительность ее инъекции соответствовали экспериментальным значениям (приведены в таблице 2.8 и таблице 2.6).

При моделировании распространения капель по сосуду 1 в экспериментах PE1 и PE2 рассматривалось их последовательное движение и тепломассообмен с окружающим газом по расчетным объемам $V14 \rightarrow V13 \rightarrow V12 \rightarrow V11 \rightarrow V10$. Для эксперимента PE1, где угол распыла при вершине составлял 60° , из геометрических соображений учитывалось также попадание части капель на стены сосуда 1, начиная с расчетного объема V12 (5% расхода). В PE2 для форсунки с углом распыла 30° и заполненным конусом также из геометрии принято, что 5% расхода попадает на стену сосуда 1 в расчетном объеме V11, 50% - на эллиптическое днище сосуда 1 (объем V10), а остальные – в воду расчетного объема V10.

Нагреватель и его корпус в эксперименте PE4 задаются отдельными тепловыми структурами в ячейке V13 в соответствии с массой и поверхностью металла. Модель учитывает переизлучение между тэнами, корпусом нагревателя и окружающим газом. Работа нагревателя воспроизводилась с помощью объемного источника тепла в тепловую структуру, моделирующую ТЭНы. Временная зависимость задаваемой мощности соответствовала экспериментальной - включение нагрева с мощностью 1.5 кВт, далее линейный рост до 10 кВт к середине фазы IV, а затем линейное уменьшение и отключение через 7000 с после включения (2.6).

В расчетной модели теплообменника-конденсатора представлен как металл (тепловая структура) самого теплообменника, так и стенки питательной и отводящей линии (внутри сосуда 1), поскольку все эти элементы оказывают значительное влияние на протекание экспериментов PE3 и PE5 [39]. В расчетной схеме питательная и отводящая линии моделируются отдельными тепловыми структурами в ячейках V14 и V13 в соответствии с их расположением в установке. Теплообменные трубки теплообменника-конденсатора расположены в ячейке V13 (2.4), металл корпуса и опоры не учитывался. Тракт движения

охлаждающей воды содержит 8 эффективных сегментов (2 для подводящей линии, 4 для теплообменника и 2 для отводящей линии). Для каждого сегмента рассчитывается баланс тепла и соответствующий подогрев охлаждающей воды. Так, для первой ячейки (подводящая линия в объеме V14) он выглядит следующим образом:

$$T_1 = T_0 + \frac{Q_{line1,in}}{G \cdot C_p},$$

где $Q_{line1,in}$ – тепловой поток через внутреннюю поверхность первого сегмента трубы, G, C_p – расход и теплоемкость охлаждающей воды, T_0 и T_1 – температура воды на входе и выходе из сегмента соответственно. Для тепловой структуры на внутренней поверхности ставится граничное условие 3-его рода с температурой $(T_1+T_0)/2$ и коэффициентом теплоотдачи 2500 Вт/м²К. При отключенном теплообменнике ($G=0$) на внутренней стенке задавался нулевой тепловой поток. Расход и температура охлаждающей воды задавались по экспериментальным данным (приведены в таблице 2.9), моделируемая длительность подачи воды соответствовала длительности фазы IV (2.6).

Для моделирования вдува пара использовался источник, характеризующийся диаметром истечения струи, равным диаметру трубы инъекции (используется для расчета импульса), массовым расходом и энтальпией (вычисленной исходя из экспериментальной температуры и давления) согласно таблице 2.7. Впрыск гелия осуществляется заданием источника с тем же диаметром истечения, с расходом 5.33 г/с и температурой, приведенной в таблице 2.7 на протяжении всей фазы II (2.6). Вода, образующаяся при конденсации пара на поверхностях, а также часть воды, попадающая на стены при работе спринклера, за счет 10-ти модельных дренажей собирается в ячейках V10 и V20.

Начальные условия по мольной доле водяного пара приведены на рисунке 2.6. Они задавались одинаковыми по высоте, но отличались для сосудов в соответствии с экспериментальными данными. Для эксперимента PE4, где наблюдался наибольший разброс экспериментальных данных, в расчете принята одинаковая мольная доля пара, полученная осреднением по всем датчикам. Температуры газовой фазы и стен сосудов задавались по экспериментальным данным с отклонением от измеренных значений (за счет осреднения) не более одного градуса. Для «горячих» тестов они составляли 128 и 127°C, а для тестов с конденсацией 103 и 102°C соответственно.

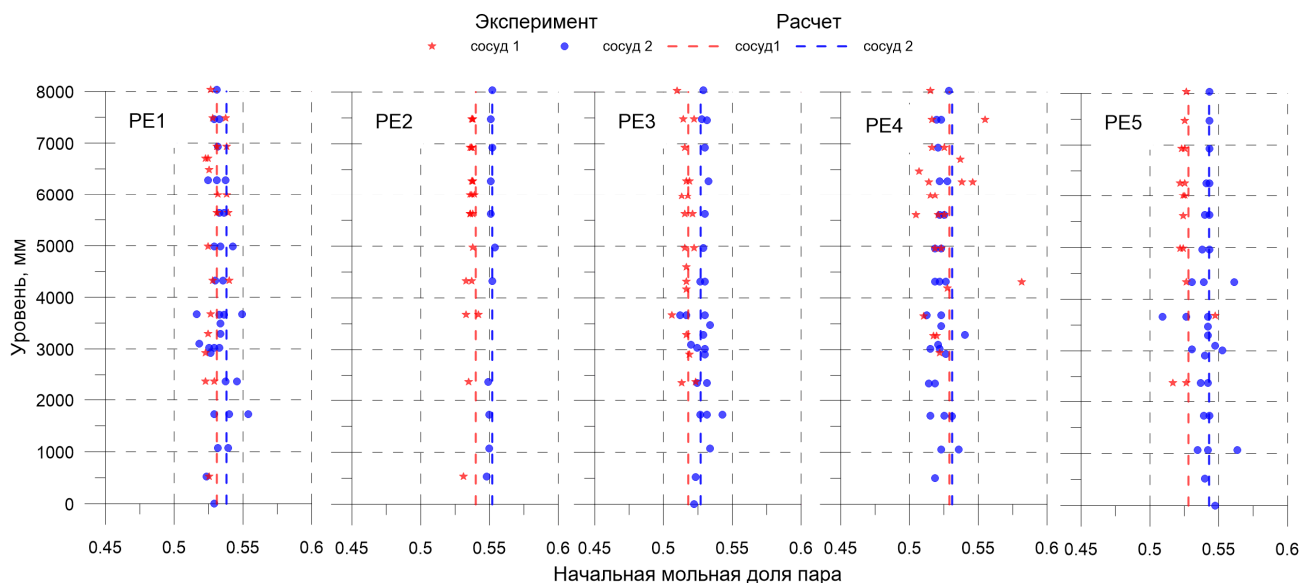


Рисунок 2.6 – Вертикальные профили мольных долей пара в сосудах на начало эксперимента

2.4 Результаты моделирования и сравнение с экспериментальными данными

На рисунке 2.7 представлено сопоставление расчетных результатов по системному давлению для всех пяти экспериментов, экспериментальные данные отмечены символами, расчетные – сплошными линиями. Работоспособный датчик измерения давления характеризовался большой заявленной неопределенностью, для демонстрации она приведена для эксперимента PE4 в диапазоне $\pm 2\sigma$. Результаты косвенных измерений давления, проведенных автором (пересчет по составу и температуре газовой фазы, балансу тепла, массе конденсата и др.), позволяют полагать, что фактическая неопределенность измерения давления была приблизительно в 5 раз ниже заявленной.

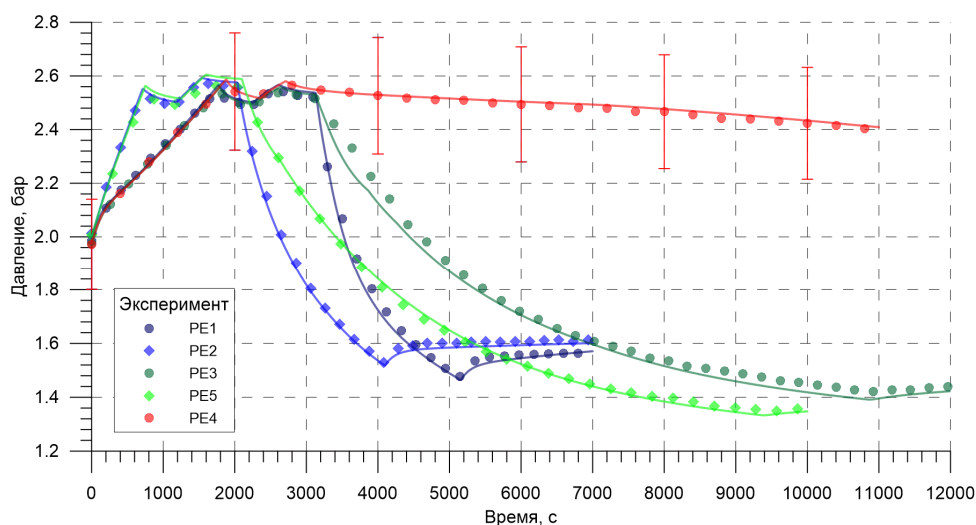


Рисунок 2.7 – Сравнение экспериментального и расчетного давления в экспериментах PE на установке PANDA

Рост давления на фазах I и II обусловлен работой источника газа (пар, гелий), небольшое снижение давления на фазах релаксации R и III вызвано теплообменом со стенками сосудов с последующим стоком тепла в окружающую среду. Сток тепла и массы за счет работы форсунки и теплообменника-конденсатора на фазе IV является причиной выраженного падения давления в экспериментах PE1, PE2, PE3 и PE5. Плавное снижение давления в эксперименте PE4 происходит за счет превалирования стока тепла (теплопотери через стенки) над источником тепла (работа нагревателя), а также за счет небольшой потери массы из-за утечек. Рост давления на фазе IV+ (после окончания работы форсунок в экспериментах PE1 и PE2 и отключения питательной воды для теплообменников в экспериментах PE3 и PE5) является следствием испарения воды, аккумулированной на днище сосуда 1. Расчетные зависимости от времени очень хорошо воспроизводят результаты измерений во всех экспериментах. Далее рассмотрим процессы, протекающие на отдельных фазах, и оценим отклонения основных параметров. В идеальном случае (когда имеет место отличное совпадение расчета с экспериментом) отклонения расчетных величин должны быть сопоставимы с неопределенностью системы измерений, но вопрос об измерении именно средней величины ряда параметров (состав и температура газовой фазы, температура стен) в каждом случае требует индивидуальной оценки. Это обусловлено неравномерным распределением датчиков по объему и различным интервалом опроса для масс-спектрометров, для некоторых областей датчиков (измерений) недостаточно, чтобы иметь возможность оценивать средние значения для переходных процессов. Это принимается во внимание при интерпретации полученных результатов.

Фаза I и Фаза R

В экспериментах PE2 и PE5 из-за высоких начальных температур стенок сосудов конденсация пара на стенах сосудов и соединительной трубе на фазе вдува пара практически отсутствует. Рост давления почти линейный, скорость роста зависит от массового расхода инжектируемого пара, от мощности нагрева газа за счет сжатия и от мощности охлаждения газа при теплообмене со стенами.

Поведение мольных долей пара, гелия и температуры как функции времени в верхней части сосуда 1 в эксперименте PE5 приведено на рисунке 2.8. Нодализационная схема в верхней части сосуда 1 содержит три расчетных ячейки V15, V14 и V13, которые выделены оранжевым, синим и зелеными цветами соответственно. В этой области расположено достаточное количество линий отбора газа на масс-спектрометр, чтобы иметь возможность осреднять результаты. В ходе инъекции водяной пар и в расчете, и в эксперименте равномерно заполняет всю область над отверстием вдува в сосуде 1 (2.8б). Модель достаточно интенсивно

перемешивает газовую среду между расчетными ячейками V13, V14 и V15 за счет разницы плотностей инжестируемого и имеющегося газа. Соотношение мольных долей водяного пара к воздуху к концу фазы I составляет в эксперименте $\sim 0.85/0.15$. В расчете для данной области получено соотношение $\sim 0.81/0.19$.

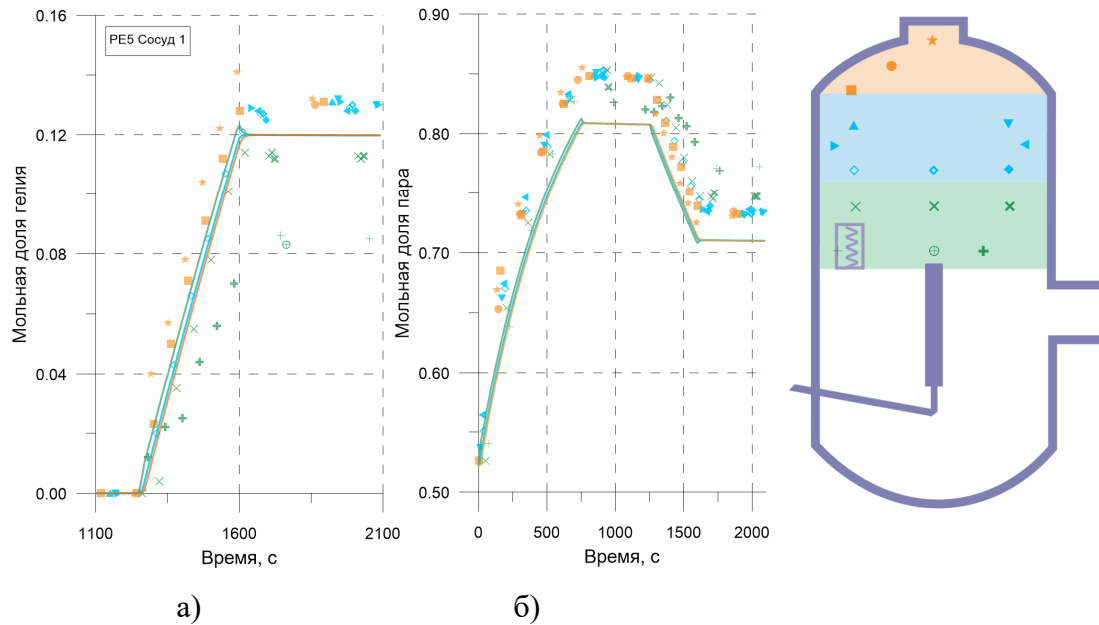


Рисунок 2.8 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения мольной доли газов в верхней части сосуда 1 на фазах I-III в эксперименте PE5

Наиболее высокая измеренная температура газа (2.9) ожидаемо находится вблизи источника горячего пара, по мере продвижения вверх она падает до $\sim 134^\circ\text{C}$ за счет разбавления пара более холодным воздухом. Ряд термопар, расположенных в центре сосуда (обозначены оранжевыми закрашенными символами), после прекращения впрыска пара показывают локальные провалы температур до уровня $\sim 122^\circ\text{C}$, что связывается с падением капель воды, образующихся при конденсации пара на люке для доступа персонала в верхней части сосуда, имеющем более высокие теплотери. На рисунке приведены показания термопар, находящихся как на оси струи, так и в периферийной части для демонстрации радиальной неравномерности температур в ходе впрыска и релаксации. Характерные максимальные различия в температурах в радиальном направлении составляют 6 градусов для уровней впрыска и уменьшаются до 2 градусов в зоне крышки. Асимметрично расположенные устройства в экспериментах усиливают радиальную неравномерность за счет внесения дополнительных теплоемкостей и сопротивлений потокам в азимутальном направлении. Как видно из рисунка 2.9, в эксперименте PE5 различия в температурах газа на уровне инъекции за счет теплообменника-конденсатора увеличиваются с 6 С до 12 С (2.9). В расчете, где происходит осреднение параметров как в вертикальном, так и в радиальном направлении,

отклонения от локально измеренных температур в основном не превышают 5°C . Максимальные отклонения наблюдаются на уровне инъекции пара.

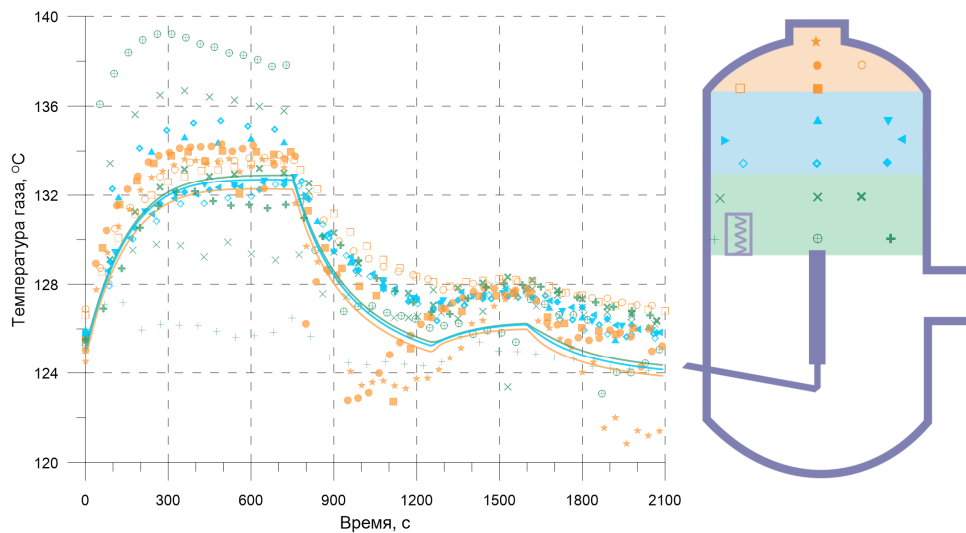


Рисунок 2.9 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения температуры газовой среды в верхней части сосуда 1 на фазах I-III в эксперименте PE5

В нижней половине сосуда 1 в расчетной области V12 (на рисунке 2.10 выделена оранжевым цветом) сравнение и вывод об адекватности расчета средней мольной доли пара в ходе инъекции и к концу фазы I сделать затруднительно из-за небольшого количества датчиков. На уровнях под соединительной трубой (ячейки V11 и V10) отклонения по мольным долям пара незначительны – расчет показывает наличие застойной зоны. Небольшой экспериментальный всплеск мольной доли пара в области днища в течении первых 500 с вдува пара может быть связан с испарением конденсата, образовавшегося на теплообменнике и позже поступившего на днище. Модель воспроизводит повышение температуры газа в нижней части сосуда 1 за счет адиабатического сжатия на фазе впрыска пара. Это видно по повышению температуры в областях V10 и V11 (2.11). Расчетное завышение температуры в области эллиптического днища связывается с наличием повышенных локальных теплотерь, не учтенных в нодализационной схеме. Максимальные расчетные отклонения локальной температуры в 12°C достигаются под теплообменником-конденсатором и связываются с его влиянием на локальные потоки (например, через приток холодного газа из области теплообменника-конденсатора). Отсутствие значительных радиальных градиентов температур под соединительной трубой указывает на однородность состава среды.

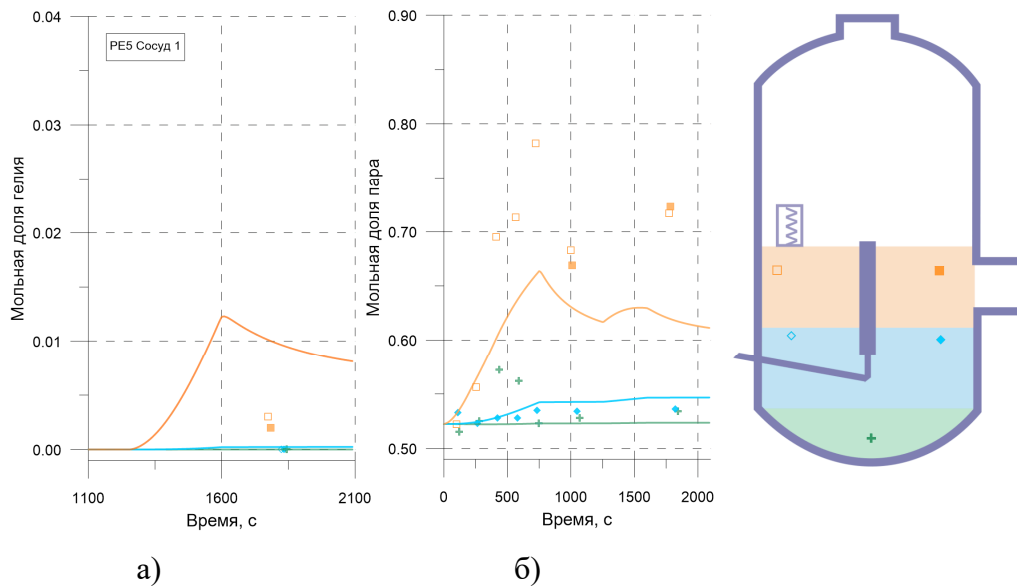


Рисунок 2.10 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения мольной доли газов в нижней части сосуда 1 на фазах I-III в эксперименте PE5

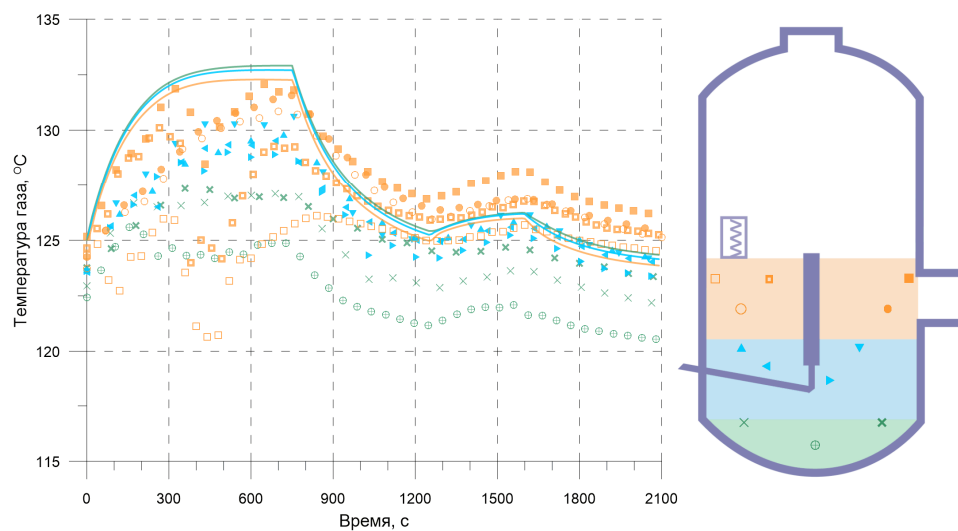


Рисунок 2.11 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения температуры газовой среды в нижней части сосуда 1 на фазах I-III в эксперименте PE5

В верхней части сосуда 2 на фазе впрыска пара в первые 500 с происходит сжатие газа без изменения его состава (2.126), а позже сюда из сосуда 1 начинает поступать среда, обогащенная паром. Тенденция по увеличению мольной доли пара в верхней части сосуда 2 в расчете воспроизводится верно, что демонстрирует возможности модели описывать перемешивание среды между сосудами и плавучесть поступающей среды в принятой нодализации (т.е. без разделения соединительной трубы на две ячейки по высоте). Это происходит за счет массообмена среды между сосудом 1 и соединительной трубой по двойной связи между ячейками V12 и VT (2.4), а также между соединительной трубой и сосудом 2 по двойной связи между ячейками VT и V22. Степень перемешивания среды по одним только

датчикам состава газовой фазы оценить сложно из-за их малого количества, хотя имеющиеся измерения на оси сосуда показывают примерно равномерное высотное распределение. Термопары после начала поступления пара тоже показывают приблизительно одинаковые температуры (2.13), что косвенно свидетельствует о хорошем перемешивании среды в верхней части сосуда. Расчет также не демонстрирует значительных градиентов температуры и состава среды в верхней части сосуда.

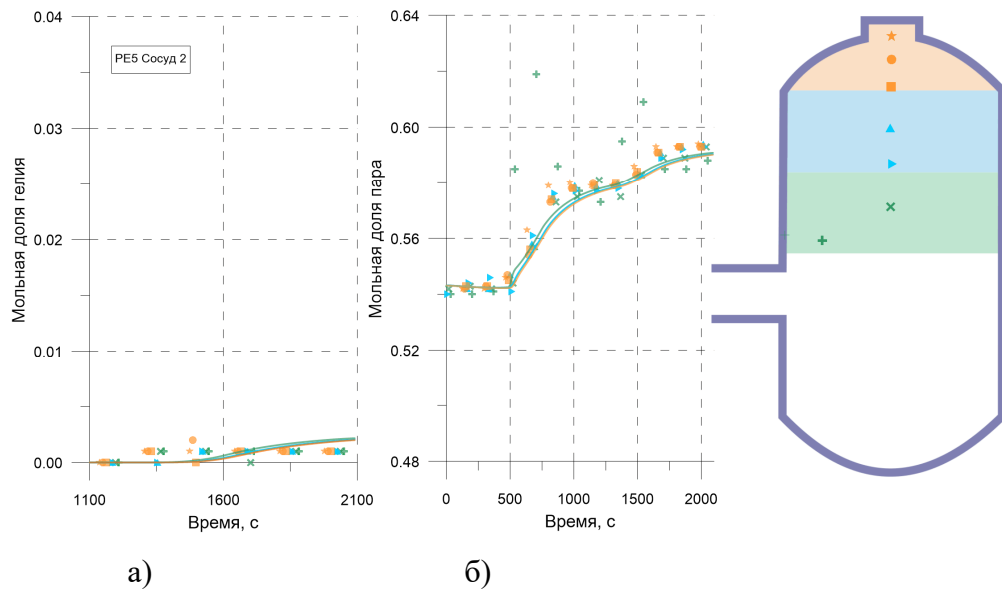


Рисунок 2.12 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения мольной доли газов в верхней части сосуда 2 на фазах I-III в эксперименте PE5

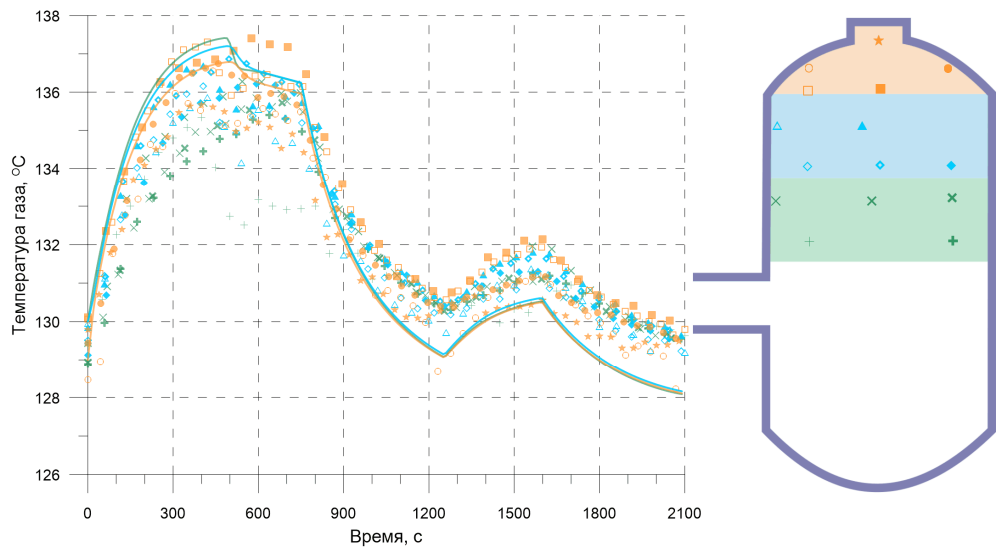


Рисунок 2.13 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения температуры газовой среды в верхней части сосуда 2 на фазах I-III в эксперименте PE5

В экспериментах с конденсацией PE1, PE3 и PE4 на фазе I значительно влияние изначально холодных стенок: в расчетах более половины от подаваемого пара конденсируется в

верхней части сосуда 1, около 5% перетекает в сосуд 2. Отметим, что в первые 100 секунд скорость роста давления почти такая же, как и в тестах с горячими стенками, поскольку температура насыщения в объеме сосуда 1 еще незначительно превышает температуру стенок. К концу фазы соотношение мольных долей водяного пара к воздуху в верхней части сосуда 1 составляет в экспериментах $\sim 0.92/0.08$, в расчете $\sim 0.88/0.12$. Более высокая доля пара по сравнению с экспериментами PE2 и PE5 без конденсации (обсуждалась выше) обусловлена большим временем вдува и, соответственно, вытеснением большей массы тяжелого воздуха из верхней части в нижнюю часть сосуда 1. С окончанием вдува пара в экспериментах PE1, PE3 и PE4 конденсация прекращается.

На фазе релаксации R для всех экспериментов наблюдается плавное снижение давления газа, вызванное теплообменом со стенками и дальнейшим стоком тепла в окружающую среду. Температура в верхней и средней частях сосуда 1 сближается и в максимуме опускается до 128°C (рисунки 2.11 и 2.13), что соответствует температуре насыщения. Газовая среда в нижней и средней частях сосуда 1 не перемешивается из-за температурной и концентрационной стратификации. В сосуде 2 температура снижается на $\sim 11^\circ\text{C}$ и наблюдается такая же температурная стратификация, как и в сосуде 1 – в верхней части около 130°C (2.13), в нижней до 125°C . Различия в локальных температурах между расчетом и экспериментом, как правило, не превышают $2\div 4^\circ\text{C}$ в обе стороны. В верхней части сосуда 1 состав газовой смеси практически не изменяется. За счет частичной конденсации пара на крышке сосуда 2 продолжается поступление обогащенной паром смеси из сосуда 1 по верхней части соединительной трубы.

Фаза II и Фаза III

Фаза II подобна фазе I в том смысле, что в сосуд 1 инжектируется легкий газ, который в основном аккумулируется в верхней части сосуда 1 (выше уровня вдува, рисунки 2.8a и 2.10a). Мольный расход гелия в 3 раза меньше, чем пара (1.33 моль/с против 4 моль/с), что обуславливает менее интенсивное перемешивание за счет меньшего импульса струи. Поэтому граница облака с повышенным содержанием гелия выше, чем облака пара, формируемого на фазе I. Скорость роста мольной доли гелия в области над уровнем вдува воспроизводится хорошо с тенденцией некоторого занижения мольных долей в верхней зоне облака и небольшой переоценкой в его нижних слоях. Меньшая разница в расчетных мольных долях по облаку гелия по сравнению с экспериментом указывает на переоценку перемешивания легкого газа, что объясняется модельным подходом, упомянутым выше. В эксперименте наблюдается практически идеальное перемешивание в верхней трети сосуда 1 (оранжевая и голубая зоны, рисунок 2.12a), за исключением области люка, где продолжается конденсация пара (обсуждалось выше). На этой фазе также наблюдается небольшой переток гелия из сосуда 1 в

верхнюю часть сосуда 2. Расчетные и измеренные мольные доли гелия сопоставимы (менее 0.01, 2.12а), хотя в расчете поступление гелия в сосуд 2 прогнозируется позже.

Температура газа в верхней части сосуда 1 незначительно увеличивается из-за сжатия газа, связанного с вдувом гелия (2.9). Расчетная скорость роста давления совпадает с экспериментальной (2.7). Мольная доля пара в верхней части сосуда 1 снижается за счет замещения гелием части паровоздушной среды. В нижней части сосуда 1 и в сосуде 2 температура возрастает за счет сжатия газа, что воспроизводится в расчете (2.11 и 2.13).

Фаза стабилизации атмосферы (фаза III) качественно подобна фазе релаксации R - наблюдается тренд на снижение температуры газа за счет теплопотерь в стены, хотя в абсолютных значениях оно менее выражено и составляет до $2\div 3^\circ\text{C}$. Это обуславливается меньшим нагревом газа при вдуве гелия на фазе II и прогревом стен на фазах I и R. Параметры газа в верхней части сосуда 1 можно считать квазистационарными (2.8), изменение локальных мольных долей компонентов атмосферы незначительно. Для верхней части сосуда 2 заметен небольшой рост мольной доли водяного пара от 0.58 до 0.59, как в расчете, так и в эксперименте. Это связано с продолжающимся перемешиванием среды над уровнем соединительной трубы 2.12б).

На рисунке 2.14 сопоставляются расчетные и экспериментальные вертикальные профили мольных долей пара и гелия на конец фазы, дающее представление о высотном распределении компонент смеси по сосудам во всех экспериментах. Прежде всего, отметим, что экспериментальные данные показывают хорошую повторяемость в пределах групп тестов с конденсацией и без конденсации. Наборы данных из разных экспериментов дополняют друг друга и в целом позволяют установить форму распределений компонент газовой фазы по высоте сосудов. По высоте сосуда 1 и в расчете, и в эксперименте наблюдается резкий градиент мольных долей пара и гелия (стратификация), при этом большая часть пара и гелия находится в верхней половине сосуда. Расчетные и измеренные профили показывают разумно хорошее совпадение, особенно учитывая дисперсию экспериментальных данных.

Расчетная мольная доля гелия в гомогенной части облака составляет ~ 0.12 для всех экспериментов, измеренная доля составляет в среднем $0.13\div 0.14$ с разбросом ± 0.01 . Поступление гелия в нижнюю часть сосуда мало как в расчете, так и в эксперименте. Основные отличия приходятся на переходный слой в районе уровня вдува высотой чуть более одного метра, где измерения показывают снижение мольной доли гелия от ~ 0.12 на расстоянии 1 м выше уровня вдува до ~ 0.08 на расстоянии 0.25 м выше уровня вдува и далее до значений на минимальном уровне детекции на расстоянии 0.3 м ниже уровня вдува. В расчете происходит скачкообразный перепад по уровню вдува (совпадает с границей расчетной ячейки V13). Мольная доля пара по высоте сосуда воспроизводится хорошо, отличия в гомогенной части

облака в среднем не более 0.05 для экспериментов с конденсацией и 0.03 для экспериментов без конденсации. В нижней половине сосуда расчетные доли пара близки к измеренным.

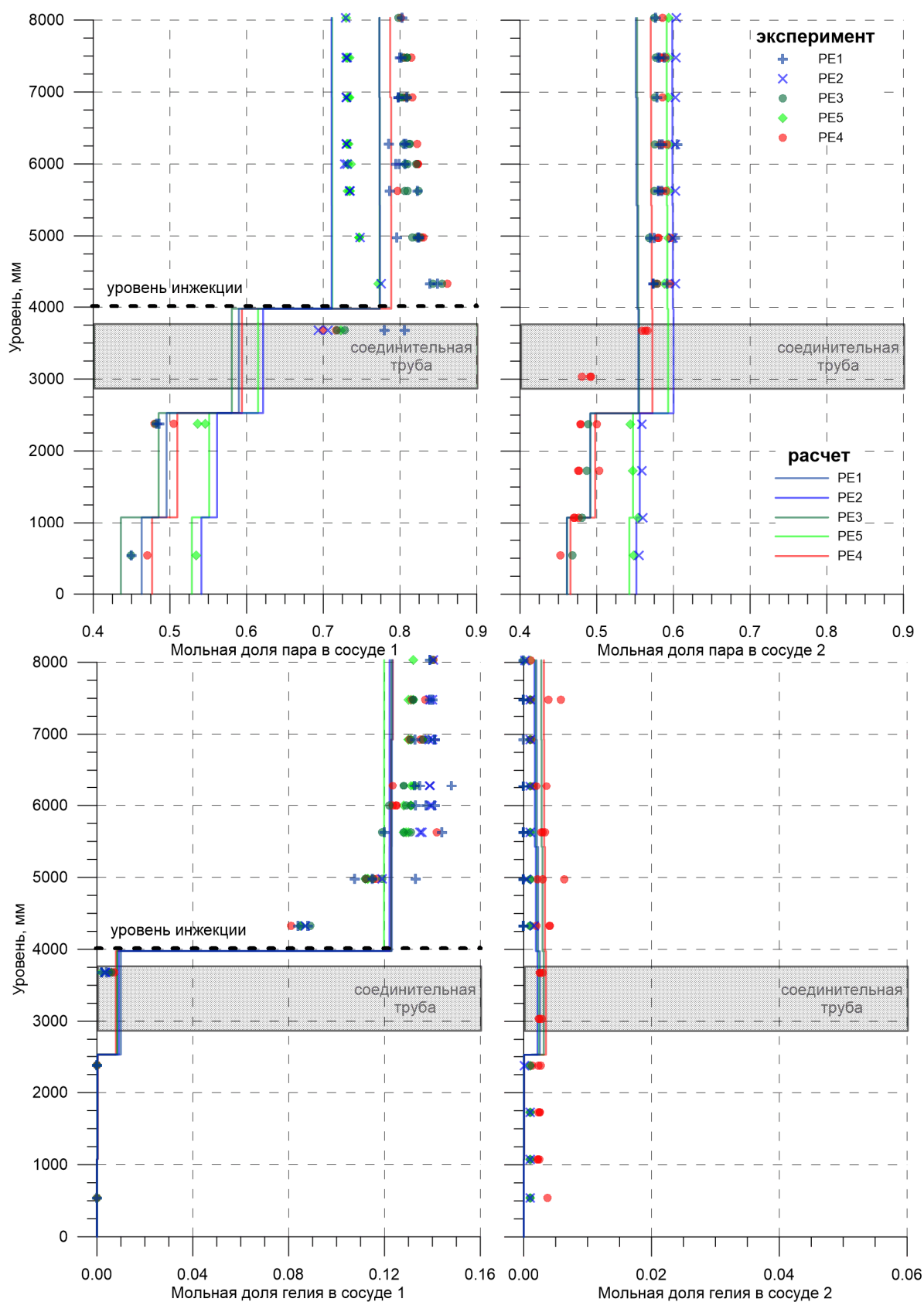


Рисунок 2.14 – Сравнение экспериментального и расчетного профиля мольных долей пара и гелия по высоте сосудов в конце фазы III

В сосуде 2 измерения указывают на небольшую концентрационную стратификацию по пару с более высокими значениями в верхней половине сосуда и переходной зоной в районе соединительной трубы. Расчетный профиль мольных долей пара и гелия близок к измеренному за исключением переходной зоны, которая в расчете имеет скачкообразную форму и лежит чуть ниже соединительной трубы (по границе расчетной ячейки V22). Мольные доли гелия очень малы как в расчете, так и в эксперименте. В нижней части сосуда для экспериментов с предварительно прогретыми стенками (PE2, PE5) наблюдается более высокая мольная доля пара (воспроизводится в расчете), что свидетельствует об образовании застойной зоны. В экспериментах с холодными стенками пар частично конденсируется, что приводит к притоку газа и относительному повышению мольной доли воздуха.

Напомним, что модели CONT_TH обеспечивают всплытие более легкого газа при условии, когда среднеобъемная плотность газа в нижней ячейке меньше. Поэтому в расчете в сосуде 1 устанавливается примерно одинаковая мольная доля гелия на отметках выше уровня инъекции (4 м). Часть гелия вытесняется под уровень вдува, в расчете этот процесс более выражен. Поступление гелия в эту зону в расчете обусловлено только увеличением количества газа из-за его вдува. Расчетные объемные доли гелия в конце фазы III отличаются от локально измеренных не более чем на 0.02, что сопоставимо с неопределенностью измерений. В рамках проектов ERCOSAM-SAMARA в прогнозах по различным кодам (CFD коды, коды в сосредоточенных параметрах) наблюдались довольно большие различия в пиковой мольной доле и распределении выше уровня вдува с недо- и переоценкой ± 0.03 [57]. Например, в расчете по CFD коду FLUENT максимальная мольная доля гелия превышала на 0.02 (0.16 вместо 0.14) [58], в расчетах по коду в сосредоточенных параметрах GOTHIC с элементами 3D наблюдалась недооценка от 0.01 до 0.02 на уровне выше 5 м [59]. С учетом сказанного расчеты по модулю CONT_TH интерпретируются как хорошие и соответствующие современному уровню моделирования.

Стоит отметить, что для моделирования стратификации «стандартными» кодами с сосредоточенными параметрами пользователь с помощью двойных связей может установить некоторую постоянную интенсивность перемешивания между соседними ячейками, пропорциональную разности плотностей. При этом легкий газ в начале вдува будет с одинаковой скоростью поступать как в ячейку, лежащую выше уровня вдува, так и ниже лежащую расчетную ячейку. Альтернативой такому подходу является использование специальной стратегии разработки нодализационной схемы, направленной на воспроизведение именно струйного течения лёгкого газа со значительным увеличением количества расчетных ячеек. Кроме этого, LP код должен иметь возможность задать линию тока, вдоль которой переносится импульс. Для кода КУПОЛ это осуществляется путем выделения цепочки связей

между расчетными объемами, соответствующей предполагаемой линии тока [60]. Пример нодализационной схемы моделирования эксперимента PE3 на установке PANDA с помощью кода КУПОЛ-МТ приведен в работе [61]. Основными недостатками этой стратегии является сильная зависимость получаемых результатов от предположений пользователя о картине течений, которая при моделировании тяжелой аварии на АЭС, в отличие от экспериментов, заранее неизвестна, а также большая трудоемкость процесса нодализации и значительные затраты процессорного времени. Данных по нодализации ГО для LP кодов в сценариях, где возможна стратификация, при использовании стратегии с выделениями линий тока в открытой литературе не найдено, но для сравнения можно воспользоваться данными по моделированию экспериментов PANDA из отчета проекта ERCOSAM-SAMARA [62]. Число контрольных объемов для газовой области в нодализационных схемах установки PANDA для «стандартных» LP кодов варьировалось от 90 до 125 для сосуда 1, от 45 до 80 для сосуда 2 и от 2 до 15 для соединительного трубопровода. Это существенно больше, чем для моделей CONT_TH (13 расчетных объемов).

Фаза IV и Фаза IV+

Анализируемыми эффектами работы имитаторов систем безопасности (2.1), активируемых на фазе IV, являются снижение давления и перемешивание стратифицированной среды в пределах сосуда и между сосудами.

При работе этих систем протекает ряд взаимосвязанных процессов и некорректное моделирование одного из них в общем случае невозможно компенсировать за счет искажения интенсивности протекания других процессов. К наиболее важным процессам следует отнести циркуляцию газа в сосуде 1. Она вызывается либо вынужденной конвекцией (передача импульса от спринклерных капель в экспериментах PE1 и PE2), либо естественной конвекцией (нагрев газа в эксперименте PE4, охлаждение газа на теплообменных поверхностях и изменение его состава за счет конденсации водяного пара в экспериментах PE3 и PE5).

В экспериментах PE1 и PE2 форсунки были установлены в верхней части облака гелия так, что над форсункой оставался метровый слой легкого газа. Движение спринклерных капель за счет сил трения (турбулентный след) приводит к движению газа внутри конуса распыла и дополнительному вовлечению окружающего газа (в том числе легкого) в конус, способствуя разрушению стратификации под форсункой. Газ внутри конуса опускается ко дну установки, разворачивается, и далее поднимается вверх вдоль боковых стен, образуя контур циркуляции. Восходящий поток также взаимодействует с облаком газа над форсункой, увлекая с собой легкий газ из этой области. Граница раздела движется вверх и, в конечном итоге, происходит полное разрушение стратификации. Прямых измерений скорости движения газа при работе форсунок в PE1 и PE2 не проводилось. Воспользуемся дополнительными измерениями на

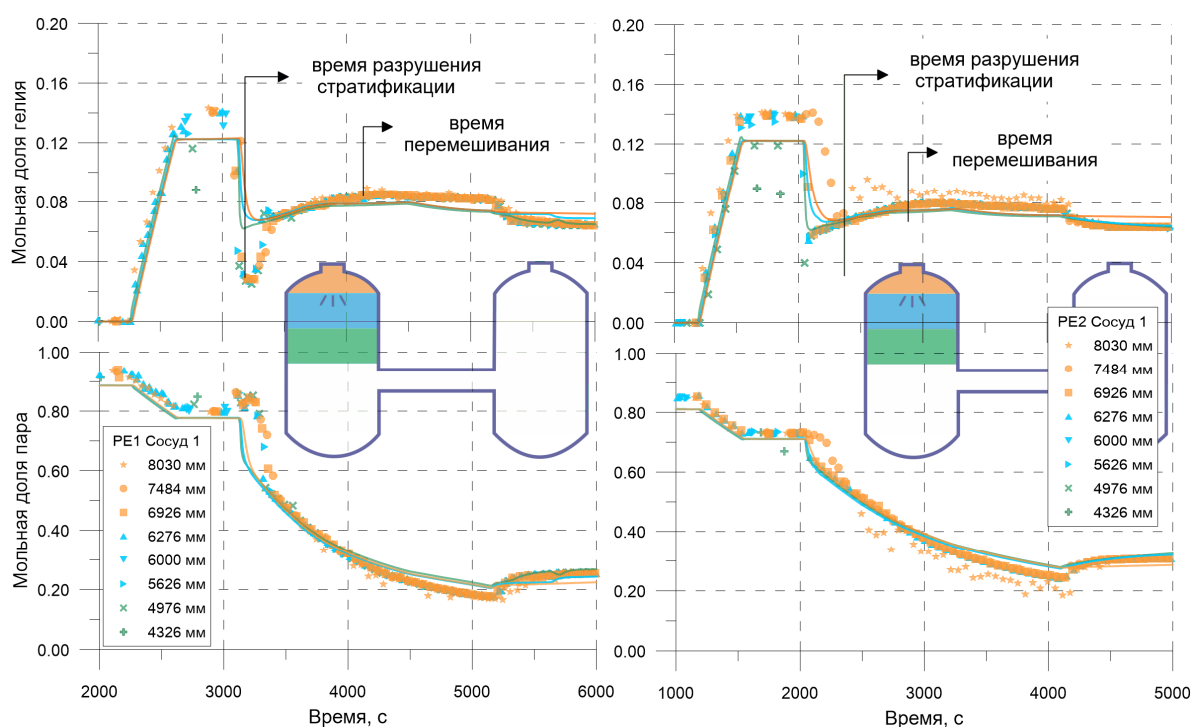
установке CALIST [46] для форсунки SPARCO 1713A, используемой в PE1. При тех же расходах, что и в PE1, в зоне атомизации струи получена скорость движения окружающего газа ~ 1.5 м/с (1 м/с нормальная к конусу распыла и 1 м/с аксиальная). На основе этих данных можно оценить скорость контура циркуляции газовой фазы, вызванного работой форсунки, для эксперимента PE1 в 1 м/с (по порядку величины). Для восходящей ветви контура предположим, что газ после разворота от днища движется вверх в форме затопленной турбулентной струи. В этом случае скорость движения фронта над уровнем форсунки (поперечная скорость, обеспечивающая втекание газа из области стратификации) составит ~ 0.025 от скорости циркуляции [63]. Отсюда получим, что порядок времени разрушения верхнего стратифицированного слоя этой струей в эксперименте PE1 над уровнем форсунки составит около одной минуты. Для эксперимента PE2 скорость циркуляции газа будет немного ниже из-за меньшего расхода, а соответствующее время разрушения стратификации – несколько больше.

Интенсивность вовлечения газа в конус распыла контролирует скорость конденсации пара на каплях (и, следовательно, скорость снижения давления) в первой половине фазы работы форсунки. Во второй половине фазы давление определяется, главным образом, двумя группами процессов, действующими в противоположных направлениях – охлаждением газа при взаимодействии с холодными каплями, которое также зависит от скорости вовлечения газа в конус распыла, и подогревом газа от стен вместе с испарением воды, собранной на днище сосуда 1. Как видно из рисунка 2.7, расчетная и измеренная кривые давления в обоих экспериментах хорошо согласуются друг с другом на протяжении всей фазы работы форсунки, что подтверждает хорошие прогнозные возможности моделей передачи импульса от капель к окружающему газу, теплообмена газовой фазы со спринклерными каплями, стенами и водой на полу сосуда.

В то же самое время циркуляция газа приводит к разрушению стратификации и полному перемешиванию среды в сосуде 1, как обсуждалось выше, т.е. характерные времена наступления этих событий также зависят от интенсивности циркуляции газа в сосуде 1. В численном моделировании интенсивность перемешивания зависит от параметров форсунки и растет с увеличением расхода воды и угла распыла.

В обоих экспериментах, где использовались две различные форсунки, получено хорошее совпадение по временам разрушения стратификации и перемешивания. Обсудим более подробно этот процесс на примере эксперимента PE2. Датчиков газа, осуществляющих пробоотбор на этой фазе в сосуде 1, было мало – всего 6, и все они расположены в верхней половине сосуда. На основании имеющихся данных можно выделить два характерных времени: перемешивания и разрушения стратификации.

Данные пробоотбора в РЕ2 показывают, что менее чем через 2 минуты работы форсунки происходит резкое снижение мольных долей гелия и пара во всех датчиках ниже уровня форсунки до значений ~ 0.06 , указывающее на разбавление воздухом из нижней части сосуда. Далее мольная доля гелия немного растет за счет конденсации пара на спринклерных каплях до значения 0.08, потом остается постоянной в течение около 1000 с, а затем слегка снижается до 0.075 из-за поступления воздуха из сосуда 2 (2.15б). Через ~ 5 минут после начала работы форсунки происходит снижение мольной доли гелия и в области над форсункой, а через ~ 15 минут наблюдается снижение мольной доли гелия непосредственно под крышкой люка. Исходя из описанного поведения мольных долей гелия, момент времени достижения полного перемешивания в сосуде 1, следуя итоговому отчету ERCOSAM-SAMARA с обобщением феноменологии и возможностей кодов [62], можно определить по моменту, когда все мольные доли гелия достигают постоянного значения (0.08 в обоих экспериментах), которое интерпретируется как среднее значение. На рисунке 2.15 на временных зависимостях мольных долей гелия отмечены соответствующие моменты времени. Как видно из графиков, моменты времени на плато выбраны в [62] достаточно произвольно, особенно в РЕ1. Тем не менее, эти времена будут использоваться как референтные в настоящей работе. Более информативным является время перемешивания, определенное относительно начала работы форсунки (вычисляется как разность между временем достижения полного перемешивания и временем начало работы форсунки). Численные значения времен перемешивания в обоих экспериментах сопоставимы и оценены в [62] в 1000 с. В расчетах по CONT_TH время перемешивания было определено по началу зоны «плато» в мольной доле гелия и составило ~ 650 с для эксперимента РЕ1 и ~ 750 с для эксперимента РЕ2. Расчетные времена перемешивания, полученные в рамках проекта ERCOSAM-SAMARA по CFD кодам и LP кодам с элементами 3D, лежали в диапазоне от 400 с до 1400 с, средняя мольная доля гелия – в диапазоне $0.065 \div 0.08$ [62].



Стрелками обозначены характерные времена как они определены в [62]

Рисунок 2.15 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения мольных долей гелия и водяного пара в экспериментах со спринклерной форсункой

Другим характерным временем является время, когда мольная доля, регистрируемая датчиками над и под форсункой, становится одинаковой (за исключением особой зоны в выемке люка, где, по-видимому, сохраняется локальная застойная зона с конденсацией пара, обусловленная особенностью конструкции). Это время представляет интерес для сравнения, поскольку, с одной стороны, характеризуют локальный процесс увлечения газа (разрушения стратифицированного слоя легкого газа над форсункой) потоком газо-капельной среды, а с другой стороны, может быть определено непосредственно из эксперимента. Данные по сопоставлению времен разрушения стратификации (относительно начала работы форсунки) в экспериментах PE1 и PE2, рассчитанных по модулю CONT_TH и определенных по экспериментальным данным, приведены в таблице 2.10. Дополнительно приведены расчетные данные по CFD коду FLUENT [58]. Во-первых, отметим, что характерное экспериментальное время перемешивания в 100 с для PE1 по порядку величины хорошо согласуется с аналитической оценкой, приведенной выше (1 минута). Во-вторых, укажем, что расчетные и измеренные времена разрушения стратификации близки. В расчетной модели, как и в эксперименте, форсунка с полым конусом перемешивает среду интенсивнее в основном за счет большего угла при вершине конуса и несколько большего расхода воды. Аналогичная тенденция наблюдается в расчете по коду FLUENT.

Учитывая, что расчетное отклонение характерных времен перемешивания не превышает $5 \div 10\%$ от длительности фазы IV, а также принимая во внимание мировой уровень моделирования этого явления, степень соответствия эффективности работы спринклера в части перемешивания среды по модулю CONT_TH интерпретируется как хорошая.

Таблица 2.10 – Время разрушения стратификации от момента включения форсунки в экспериментах PE1 и PE2

	Время разрушения стратификации, с	
	PE1	PE2
Эксперимент	100	280*
CONT_TH	100	200
FLUENT (CFD) [58]	50	300

*Не учитывались показания датчика непосредственно под крышкой у люка

Интересный эффект от работы форсунки наблюдался в сосуде 2, и это было воспроизведено в расчетах. Для эксперимента PE1 процессы, протекающие здесь в первые две минуты, обусловлены падением давления в сосуде 1, приводящим к перетоку относительно горячей паровоздушной среды из сосуда 2 в сосуд 1. Однако уже через $2 \div 3$ минуты от начала работы форсунки в соединительной трубе устанавливается противоточное течение, при котором по верхней части трубы в сосуд 2 течет легкая смесь, обогащенная гелием, а по нижней продолжается возвратное течение из сосуда 2 в сосуд 1. Поступающая в сосуд 2 смесь распределяется на уровне и чуть выше трубы. Приблизительно через 15 мин работы спринклера течение в соединительной трубе перестраивается. Газовая фаза в сосуде 1 охлаждается и теряет паровую составляющую настолько сильно, что, несмотря на значительную объемную долю гелия, она становится более плотной и начинает поступать уже в нижнюю часть сосуда 2, вытесняя оттуда более легкую пароводяную смесь. Это объясняет рост мольной доли гелия в нижней части сосуда 2, наблюдаемый как в расчете, так и в эксперименте (2.16).

В верхней части сосуда 2 происходит рост температуры газа, связанный с нагревом от стен, что исключает дальнейшее поступление гелия в эту область. В результате в сосуде 2 формируется инверсная стратификация гелия. В эксперименте PE2 наблюдается качественно и количественно подобная картина. Экспериментальная мольная доля гелия в верхней части сосуда 2 к концу фазы IV составляет 0.015, а в нижней – 0.065 для PE1 и 0.075 для PE2. Отклонения расчетных значений от измеренных не превышают 0.01, что сопоставимо с максимальным значением неопределенности измерений.

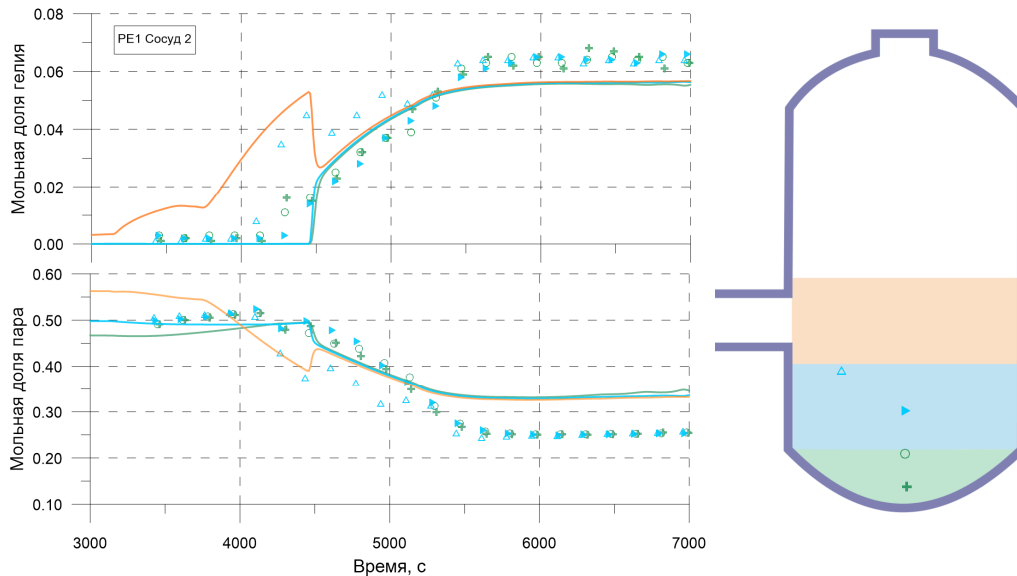


Рисунок 2.16 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения мольных долей гелия и водяного пара в нижней части сосуда 2 на фазе IV в эксперименте PE1

Для экспериментов PE3 и PE5 с теплообменником-конденсатором основной движущей силой, вызывающей перемешивание в сосуде 1, является разность плотностей газа. Изменение плотности газовой фазы при конденсации пара в общем случае зависит от начального состава и может быть как положительным (значительная доля воздуха), так и отрицательным (обогащение гелием). При мольных долях гелия, водяного пара и воздуха 0.11 : 0.75 : 0.14 изменения плотности при конденсации пара (при постоянном давлении и температуре) не происходит. В эксперименте PE5 в верхней части сосуда 1 состав газовой смеси на момент активации теплообменника был $\sim 0.13 : 0.74 : 0.13$, что обеспечивало уменьшение плотности газа при конденсации пара: $\frac{\partial \rho_g}{\partial C_{vap}} < 0$, где ρ_g – плотность газовой фазы, C_{vap} – мольная доля пара. Подводящая и отводящая линии теплообменника в экспериментах также охлаждали газ, но это частично компенсировалось нагревом от стен и крышки сосуда. Суммарный эффект от конденсации и теплообмена на водяных линиях над теплообменником приводит к уменьшению плотности и всплыванию газа. Это видно по росту мольной доли гелия вдоль водяных линий теплообменника вплоть до 6000 с (символы \blacktriangleright и \blacktriangle на рисунке 2.15) и особенно под крышкой сосуда 1 (оранжевые маркеры на рисунке 2.15), где конденсирующие поверхности подводящих линий отсутствовали и, следовательно, основной причиной ее роста было поступление дополнительной массы гелия за счет всплывания обедненной паром газовой смеси из низлежащих областей (роль пристеночной конденсации на люке для доступа персонала оценивается малой, поскольку при значительной конденсации на люке следовало бы ожидать максимально высокую мольную долю гелия в газовой фазе именно вблизи крышки люка, но этого измерения

не показывают). Подобная ситуация наблюдается и эксперименте РЕЗ, но там она более выражена из-за большей доли водяного пара на момент начала фазы IV – 0.92 против 0.74.

Для области теплообменника ситуация отличается. В экспериментах в течение первых 300÷500 с работы теплообменника из-за конденсации пара наблюдался значительный рост мольной доли легкого газа по датчикам, расположенным внутри теплообменника и в его непосредственной близости, с максимумом до 0.2 в РЕ5 по датчику MCG_D1CO_4_HeI, расположенному в 30 мм от нижнего ряда трубок и до 0.45 в РЕЗ по датчику MCG_D1CO_2_HeI, расположенному вблизи центра теплообменника. Такие мольные доли можно ожидать, если локально охладить газ до температур ~60÷90°C (что и получено в экспериментах), и, по-видимому, соответствуют моменту перехода от всплытия газа в теплообменнике к его опускающему течению. Условие устойчивой циркуляции с опуском газа ($\frac{\partial \rho_g}{\partial c_{vap}} > 0$) наступает при разбавлении смеси на уровне теплообменника воздухом из нижней части сосуда 1. Прогнозирование локальных явлений не входит в круг задач модуля CONT_TH, и здесь эти эффекты упоминаются для полноты картины наблюдаемых в экспериментах явлений с целью показать, что на установление циркуляции через теплообменник требуется время. Тем не менее можно отметить, что в расчете на начальном этапе работы теплообменника-конденсатора также прогнозируется эффект роста мольной доли гелия в зоне с теплообменником (зеленая линия на рисунке 2.15 для эксперимента РЕ5; в эксперименте рост мольной доли в зоне с теплообменником иллюстрируется символом ×). Затем тренд сменяется на противоположный из-за вовлечения в контур циркуляции газа из нижней части сосуда 1, где преобладает воздух.

Установление устойчивого контура циркуляции через теплообменник в экспериментах можно видеть по данным пробоотбора на рисунках 2.17 и 2.18: через 500 с после начала работы теплообменника начинается снижение мольной доли гелия на уровне теплообменника и, напротив, рост ниже теплообменника, что указывает на то, что вся область от теплообменника до низа сосуда включается в образовавшийся циркуляционный контур. В расчете наблюдаются те же тенденции. Ступенчатое расчетное изменение состава газовой фазы в нижней части сосуда 1 в интервале 2700÷3100 с соответствует изменению градиента плотностей между соседними расчетными ячейками: газ в верхней ячейке становится более плотным.

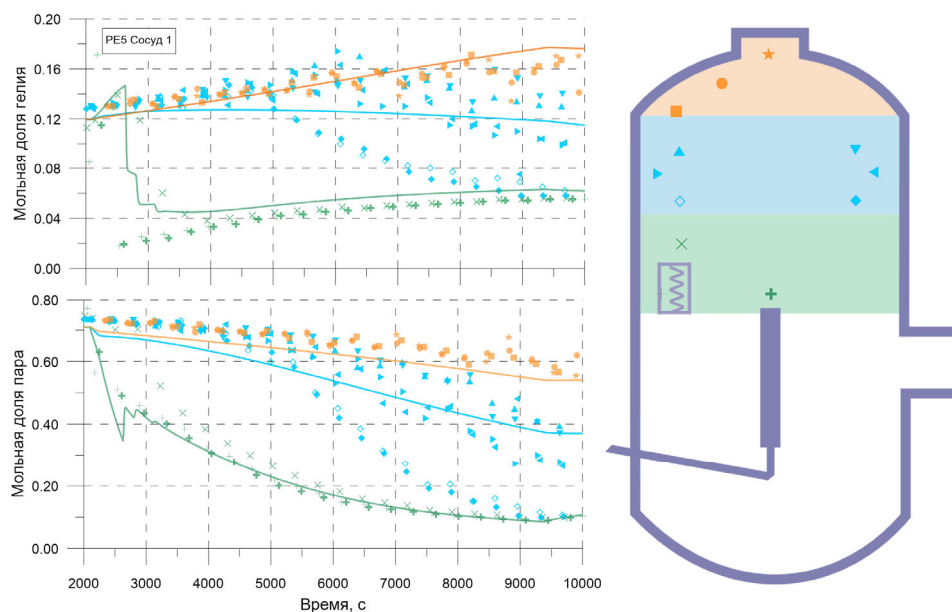


Рисунок 2.17 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения мольных долей гелия и водяного пара в верхней части сосуда 1 на фазе IV в эксперименте PE5

В дальнейшем мольная доля гелия в контуре циркуляции начинает расти как за счет конденсации пара, так и за счет поступления массы при разрушении верхнего слоя, обогащенного гелием. Через 1000 с наблюдается начало снижения мольной доли гелия в слое высотой 0.5 м над теплообменником и через 3000с - в слое высотой 1 м над теплообменником. Мольная доля на этих уровнях стремится к значениям в нижней зоне, выравнивание содержания гелия происходит через 2000 с и через 7000 с соответственно. На основе данных пробоотбора скорость продвижения границы вверх непосредственно над теплообменником можно оценить величиной от 0.4 до 0.2 мм/с. Мольная доля гелия в проходящих через теплообменник газовых смесях после начала перемешивания и до конца фазы IV варьируется в диапазоне от 0.02 до 0.04, и при таком содержании легкого газа конденсация пара приводит к увеличению плотности газа, что является причиной устойчивой естественной конвекции с нисходящим течением на выходе из теплообменника.

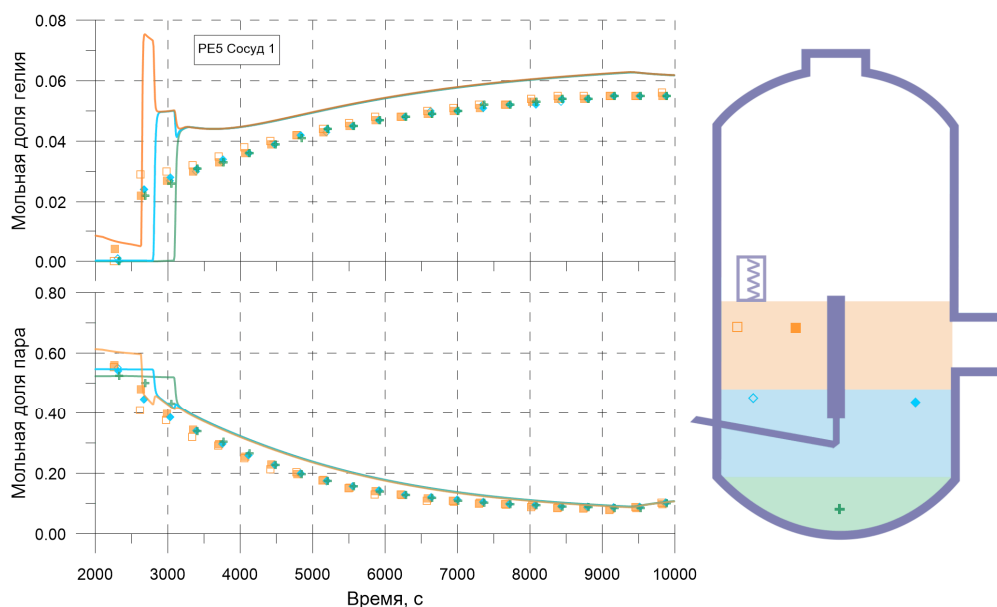


Рисунок 2.18 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения мольных долей гелия и водяного пара в нижней части сосуда 1 на фазе IV в эксперименте PE5

Описанное выше поведение мольных долей указывает на довольно быстрое развитие конвективных течений в районе расположения теплообменника и ниже в начале его работы и последующее медленное расширение контура циркуляции вверх с увлечением легкого газа вниз. Эта циркуляция поддерживается поступлением горячей паровоздушной смеси из второго сосуда. К окончанию работы теплообменника, однако, сохраняется облако гелия в верхней части сосуда 1. Учитывая характерные времена снижения мольных долей гелия, можно заключить, что в результате работы теплообменника происходит медленное размывание (эрозия) слоя легкого газа, при этом относительно быстрый перемешивающий эффект теплообменника ограничен уровнем его расположения.

Соотнесем полученную выше скорость движения фронта вверх с характерной скоростью конвективного движения газа в сосуде 1 при работе теплообменника. Для турбулентного течения характерная скорость размытия надлежащего стратифицированного слоя обратно пропорциональна импульсу движущегося газа. Система анемометрии PIV показывает, что в момент времени 6629 с граница стратифицированных слоев поднимается до уровня ~ 5600 мм (рисунок 2.19, заливкой в цветах шкалы выделены расчетные значения скоростей в ячейках V14 и V13). Результат прохождения границы циркуляции вблизи этой отметки на интервале времени $5000 \div 8000$ с мы видим по тренду уменьшения мольной доли гелия, регистрируемому датчиками (рисунок 2.19, символы \blacklozenge и \blacklozenge).

По данным PIV скорость циркуляции в контуре можно оценить величиной $0.15 \div 0.3$ м/с, в облаке гелия – менее 0.05 м/с. Расчет среднеобъемной скорости движения газа ниже 5426 мм в этот момент дает величину ~ 0.14 м/с, а выше – 0.02 м/с, что очень близко к измеренным

значениям. Полагая, что вблизи границы раздела скорость движения газа составляет 0.02 м/с, размытие газа происходит восходящей ветвью контура, и мы рассматриваем затопленную струю (как и в экспериментах с форсунками), получим скорость движения фронта размытия ~ 1 мм/с, что не противоречит вычисленным выше на основе данных пробоотбора скоростям.

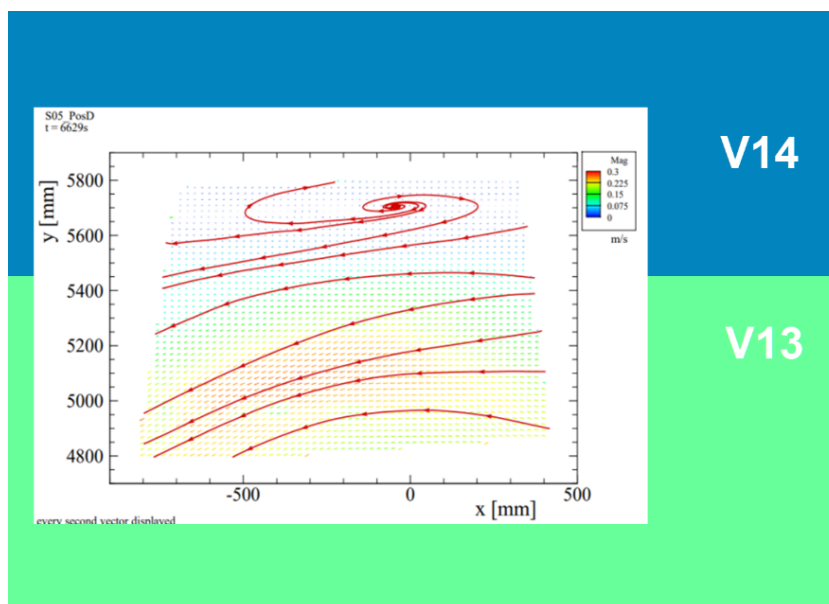


Рисунок 2.19 – Поле скоростей в верхней части сосуда 1 в момент времени 6629 с в эксперименте PE5 [39]

Сделаем аналитические оценки характерных скоростей циркуляции газа. Сначала оценим по порядку величину расход газа G_g через теплообменник на основе измеренной мощности теплообменника Q (2.20а). Пусть на охлаждение газа тратится доля χ мощности теплообменника. Тогда можно записать:

$$Q\chi = G_g c p_g (T_{in} - T_{out}),$$

где $c p_g$ – теплоемкость газа (положим ее равной 1000 Дж/кгК), T_{in}, T_{out} - температуры газа на входе и выходе из теплообменника. Долю мощности $(1 - \chi)$, идущую на конденсацию пара, в эксперименте можно оценить по динамике изменения количества воды на полу сосуда 1 по данным [39]. Скорость течения газа V_g в теплообменнике можно получить из балансного соотношения:

$$G_g = V_g \rho_g A_{cool},$$

где ρ_g – плотность газовой фазы, $A_{cool} = 0.51 \text{ м}^2$ – поперечное сечение теплообменника.

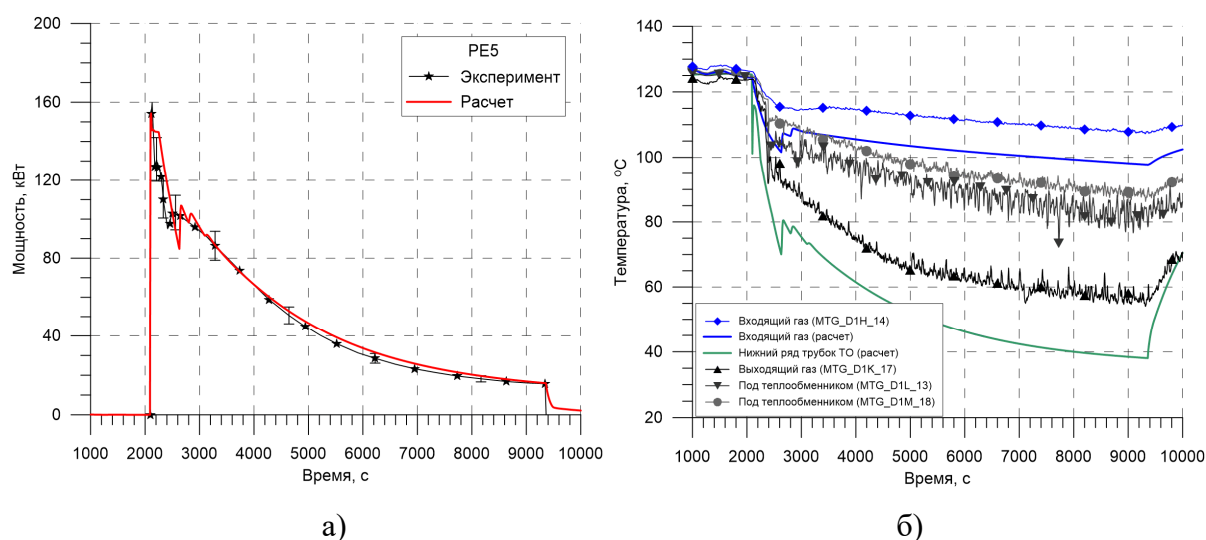


Рисунок 2.20 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения мощности теплообменника и температур на фазе IV в эксперименте PE5

Для оценок скорости воспользуемся показаниями датчиков температуры газа, расположенных непосредственно на входе и выходе из теплообменника (датчики показывают локальную температуру и не отражают среднего значения на входе и выходе из теплообменника, но вполне пригодны для оценок по порядку величины), а также соответствующими расчетными данными (2.20б). Исходные данные и оценки на момент времени 6629с (для сопоставления с данными рисунка 2.17) при соответствующей условиям плотности газа 1.28 кг/м^3 приведены в таблице 2.11.

Таблица 2.11 – Параметры конвективного движения газа в эксперименте PE5 на момент времени 6629 с.

Параметр	Q , кВт	$1 - \chi$	T_{in} , °C	T_{out} , °C	G_g , кг/с	V_g , м/с
Расчет	28.2	0.7	100	(100+45)/2	0.24	0.47
Эксперимент	27	~0.66	110 (MTG_D1H_14)	85 (MTG_D1L_13)	0.28	0.54

Полученные разными способами максимальные скорости течения хорошо согласуются между собой и оцениваются величиной 0.5 м/с. В перерыве на половину сечения сосуда (опускной и подъемный участки контура циркуляции по 4 м^2) получим среднюю скорость движения газа $\sim 0.06 \text{ м/с}$, что также согласуется с приведенными выше данными. Создаваемый потоком газа через теплообменник в единицу времени импульс $G_g V_g$ будет приблизительно $0.15 \text{ кг}\cdot\text{м/с}$, он сопоставим по величине с потоком импульса через соединительную трубу, но существенно меньше, чем у спринклерной форсунки.

Корректное моделирование циркуляции газа по сосуду 1 создает основу для корректного моделирования и всех связанных с ней явлений и процессов. В первую очередь, это тепло- и массообмен на поверхностях теплообменника-конденсатора. Мощность теплообменника (2.20а) в основном зависит от коэффициентов тепло- и массоотдачи, которые, в свою очередь, определяются через интенсивность движения газовой фазы. Корректная величина потока и состава газовой среды позволяют адекватно моделировать как конденсацию пара, так и охлаждение газа (2.20б). Отсюда получено очень хорошее совпадение по поведению давления (2.7). Во-вторых, именно циркуляция газа приводит к медленному разрушению верхнего слоя, обогащенного гелием. Основное отличие расчета от эксперимента состоит в более высоком положении расчетной границы размытия облака, что связано с грубостью нодализации, и в более медленном перемешивании в нижней половине сосуда 1 на начальном этапе формирования контура циркуляции, что также обусловлено нодализационным подходом (усреднение параметров по сечению сосуда). В эксперименте наблюдалась явно выраженная асимметрия – существовало опускное течение непосредственно под теплообменником и подъемное в противоположной части сосуда (со стороны соединительной трубы), его наличие подтверждается азимутальной неравномерностью температур газа и стен сосуда 1 [39].

Результаты расчета по модулю CONT_TH динамики продвижения границы области стратификации вверх хорошо соответствуют экспериментальным данным, как видно из таблицы 2.12, где приведены характерные времена достижения границей стратификации определенного высотного уровня. Для полноты картины приведены также обобщенные данные моделирования, полученные по различным кодам в рамках проекта ERCOSAM-SAMARA [64].

Таблица 2.12 – Сопоставление экспериментальных и расчетных времен, характеризующих динамику продвижения фронта стратификации в экспериментах с теплообменником

Тест	Нижний уровень стратифицированного слоя, обогащенного гелием, мм	Время от включения теплообменника, с			
		Эксперимент	CFD*	LP*	CONT_TH
PE3	4750	~500	600	5000**	800
	5100	~2800	1800÷7000	3000	3000
PE5	4750	~500	400	-	600
	5100	~1500	1000÷3000	-	1500

*коды, использованные в проекте ERCOSAM-SAMARA –

CFD: FLUENT, GASFLOW; LP: ASTEC, COCOSYS, GOTHIC и КУПОЛ

**время гомогенизации области под теплообменником

Для экспериментов с теплообменником картина течения газа в соединительной трубе подобна рассмотренным выше экспериментам с форсункой. Противоток с поступлением гелия в нижнюю часть сосуда 2 устанавливается приблизительно через 1000 с после старта теплообменника, когда давление в установке опускается до 2.2 атм (рисунок 2.21). В сосуде 2 формируется инверсная стратификация гелия с мольной долей в нижней части к концу фазы IV равной 0.04 (PE3) или 0.06 (PE5). В расчете получены значения 0.05 и 0.06 соответственно. Хорошее перемешивание в нижней части сосуда 2 связано с тем, что поступающая по соединительной трубе из сосуда 1 газовая смесь имеет более высокую плотность, вплоть до момента отключения теплообменника.

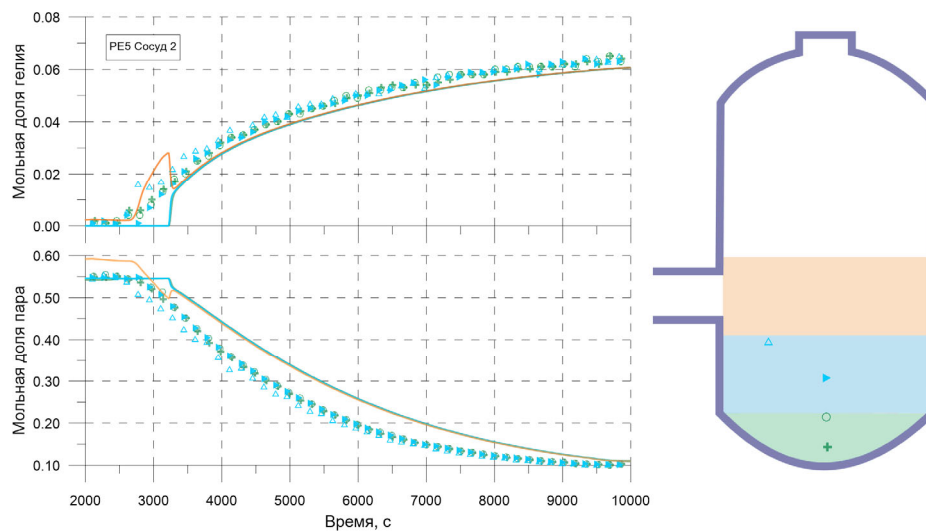


Рисунок 2.21 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения мольных долей гелия и водяного пара в нижней части сосуда 2 на фазе IV в эксперименте PE5

Для количественного сравнения перемешивающего эффекта теплообменника-конденсатора в модели и эксперименте, следуя [62], взяты два характерных времени и мольная доля гелия в сосуде 1 на конец фазы IV:

– «Dt_he_cool» представляет собой время, необходимое для гомогенизации зоны на уровне теплообменника-конденсатора с нижней зоной (установление циркуляции);

– «Dt_he_H» представляет собой время, необходимое для гомогенизации зоны над теплообменником-конденсатором с нижней зоной,

– C_{he_low} представляет собой мольную долю легкого газа в нижней части сосуда 1 на конец фазы работы теплообменника.

Для количественного сравнения параметров остающегося верхнего слоя гелия в сосуде 1 при работе теплообменника-конденсатора и протекающих процессов тепломассообмена на соединительных линиях и крышке сосуда 1 взята мольная доля гелия в этом слое на конец фазы IV, C_{he_top} [62].

Сравнение с поведением мольных долей гелия внутри теплообменника- конденсатора не проводится, поскольку использованная нодализация не нацелена на моделирование локальных эффектов. Более того, отметим, что высокие мольные доли гелия, наблюдаемая в начальный период работы теплообменника, скорее всего, являются специфичным для данных экспериментов эффектом, поскольку на АЭС с ВВЭР циркуляция через теплообменники-конденсаторы системы СПОТ 30 начинается на фазе истечения теплоносителя, т.е. водород будет поступать в ГО при развитой конвекции. Тем не менее, в общем случае проблема «старта» пассивных систем хорошо известна [65] и должна адекватно описываться расчетными средствами.

Значения обсуждаемых выше параметров в экспериментах РЕЗ и РЕ5, рассчитанных по модулю CONT_TH и определенных по экспериментальным данным, сопоставлены в таблицах 2.11 и 2.12. Дополнительно приведены расчетные данные по хорошо известным и признанным в мировом экспертном сообществе кодам GOTHC и COCOSYS [62], дающие представление о современном уровне моделирования изучаемых явлений.

В случае использования модуля CONT_TH корректно воспроизведена 500-секундная задержка на развитие циркуляции в области теплообменник – нижняя часть сосуда 1 (параметр Dt_he_cool). Отметим, что продвижение вверх границы раздела области циркуляции и верхнего слоя более легкого газа зависит от интенсивности циркуляции и притока менее плотного газа из соединительной трубы. В эксперименте РЕЗ, даже несмотря на более длительную фазу впрыска пара (холодные стены сосудов), в сосуде 2 газ прогрелся только до $\sim 110^{\circ}\text{C}$, в то время как в РЕ5 до $\sim 125^{\circ}\text{C}$. Соответственно в дальнейшем (через 30 минут после старта теплообменника и далее) обратный ток газа по верхней части соединительной трубы в РЕЗ оказывал меньшее влияние на размытие надлежащего слоя газа из-за большей плотности. Это отражено в расчете по модулю CONT_TH, но в меньшей степени, чем в эксперименте (параметр Dt_he_H). Из таблицы 2.13 также можно сделать вывод, что расчеты по коду в сосредоточенных параметрах GOTHC с элементами 3D также показывают наличие разницы в скорости разрушения верхнего слоя, соотношение времен здесь ближе к экспериментальному соотношению, однако сами расчетные времена отличаются от экспериментальных практически в 2 раза. Изложенное выше позволяет сделать вывод о приемлемости достигнутого в модуле CONT_TH уровня моделирования систем безопасности с пассивными теплообменниками-конденсаторами, поскольку качественно и количественно верно отражена динамика развития контура циркуляции.

Таблица 2.13 – Характерные времена развития циркуляции от момента включения теплообменника в экспериментах PE3 и PE5

	Dt_he_cool, c		Dt_he_H, c	
	PE3	PE5	PE3	PE5
Эксперимент	~500	~500	~2800	~1500
CONT_TH	~800	~600	~3000	~1500
GOTHIC /PSI/ (LP+элементы 3D)	~600	~400	~5500	~3000

Сравнивая мольную долю гелия C_{he_low} , фактически характеризующую размеры области циркуляции (область практически полной гомогенизации параметров) на конец фазы IV (таблица 2.14), можно отметить что значения, рассчитанные по модулю CONT_TH, а также другим кодам близки между собой и соответствуют измеренным величинам.

Отметим, что все коды предсказывают сохранение стратифицированного слоя в верхней части сосуда к концу эксперимента. В этой области существовала непрототипная (паразитная) конденсация пара на водяных линиях теплообменника и, возможно, на его верхней крышке. Это приводило к постепенному снижению доли пара и росту мольной доли гелия C_{he_top} в стратифицированном слое. Большинство кодов предсказало рост мольной доли гелия, но для точного воспроизведения динамики ее изменения пользователь кода должен по косвенным экспериментальным данным (температура газа, мольная доля пара) предварительно оценить интенсивность непрототипной конденсации, и, при необходимости, откорректировать нодализационную схему в части моделирования водяных линий. С учетом вышесказанного отклонения от измеренных значений C_{he_top} в расчетах по модулю CONT_TH не превышают отклонений, полученных в других кодах, что указывает на корректность моделей теплообмена и поверхностной конденсации пара в присутствии неконденсируемого газа.

Таблица 2.14 – Мольная доля легкого газа на конец фазы работы теплообменника в экспериментах PE3 и PE5

	C_{he_low}		C_{he_top}	
	PE3	PE5	PE3	PE5
Эксперимент	~0.04	~0.06	~0.2	~0.15
CONT_TH	~0.05	~0.06	~0.19	~0.17
COCOSYS (LP)	~0.05	~0.045	~0.135	~0.135
GOTHIC /PSI/ (LP+элементы 3D)	~0.055	~0.07	~0.16	~0.13

В эксперименте PE4 работа нагревателя приводит к локальному подогреву и всплытию выходящего из него газа за счет разности плотностей. Образующийся контур циркуляции сначала ограничен областью от уровня входа в нагреватель и выше вплоть до крышки сосуда 1, т.е. стратификация в сосуде 1 сохраняется. Циркуляция газа вызывает перемешивание газа в облаке гелия, так что состав среды к концу работы нагревателя становится примерно однородным. В расчете разница мольных долей в пределах облака на момент начала работы теплообменника невелика, но эффект гомогенизации при работе нагревателя прогнозируется. В эксперименте полная гомогенизация в верхней части сосуда 1 происходит приблизительно через 2000 с после включения нагрева, в расчете – менее чем за 1000 с (2.22, символ +). Перемешивание газа на протяжении всего эксперимента обусловлено изменением плотности за счет температуры (2.23), поскольку состав газа меняется незначительно и градиент концентраций над нагревателем отсутствует (2.22).

На больших временах уменьшение максимальной мольной доли гелия происходит за счет медленного движения границы стратификации вниз, к уровню соединительной трубы. Это движение обусловлено рядом факторов, из которых можно выделить турбулентное перемешивание подлежащих слоев газа, потери массы газа на утечку и пробоотбор. В частности, пробоотбор в сосуде 2 (~30 точек измерения состава газовой фазы) приводит к снижению в нем давления и перетечке части газа из сосуда 1 (~20 точек измерения состава). При достижении уровней соединительной трубы легкая газовая смесь начинает перетекать из облака сосуда 1 в сосуд 2. Таким образом, следствием движения границы вниз является разбавление легкой смеси и потеря массы гелия за счет перетока в сосуд 2.

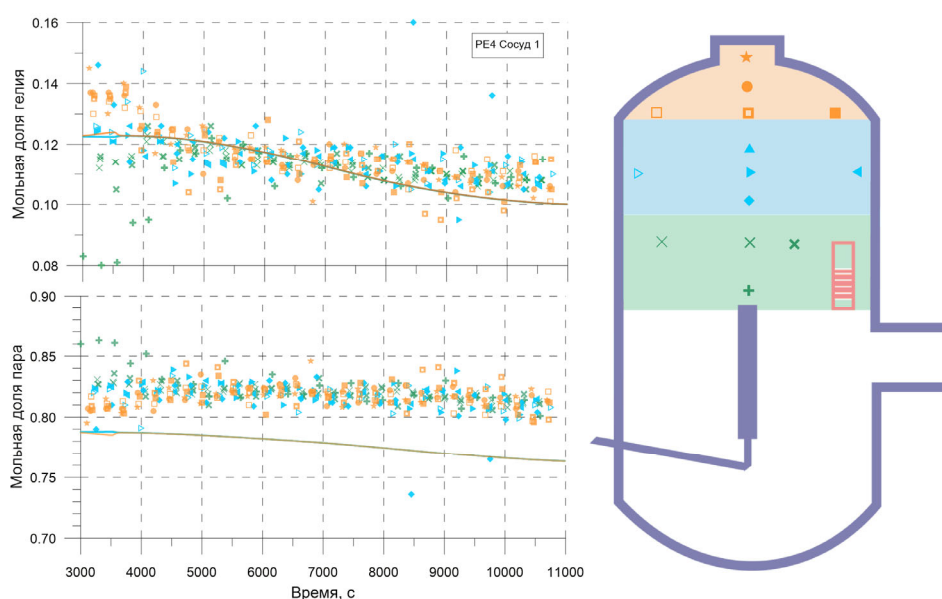


Рисунок 2.22 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики изменения параметров газовой среды в верхней части сосуда 1 на фазе IV в эксперименте PE4

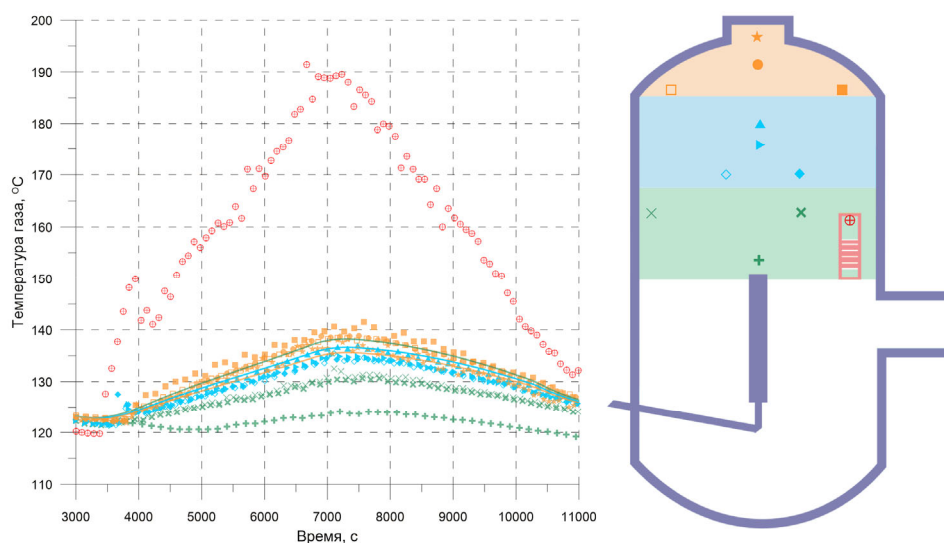


Рисунок 2.23 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики температуры газа на фазе IV в эксперименте PE4

Перетекающая в сосуд 2 горячая обогащенная гелием смесь, обладая положительной плавучестью, поступает в верхнюю часть сосуда, что обуславливает формирование нормальной концентрационной стратификации по гелию. В обратную сторону по нижней части трубы течет чуть более холодный газ, содержащий значительно меньшее количество гелия. В эксперименте стабильный рост мольной доли гелия в верхней части сосуда 2 наблюдается начиная с 7000 с и к концу эксперимента мольная достигает значения около 0.015, в расчете рост мольной доли прогнозируется после 5000 с и достигает значений ~ 0.018 . Более раннее начало поступления гелия в сосуд 2 в расчете связывается с более высокими расчетными значениями мольной доли гелия в нижней части облака к моменту начала работы нагревателя (низкие значения мольной доли гелия в эксперименте не обеспечивают рост мольной доли гелия в сосуде 2, достаточный для регистрации системой измерений).

На фазе IV+ основные процессы протекают в сосуде 1. Интенсивное перемешивание атмосферы прекращается, температура газа подрастает до локальной температуры металлических стен. Продолжается теплообмен между стенками сосуда и водой, аккумулированной на дне. Подогрев воды от стального днища и циркуляция газа над поверхностью поддерживают процесс испарения. Это приводит к небольшому росту мольной доли водяного пара и, как следствие, росту давления. Хорошее совпадение расчетного и измеренного давлений на этой фазе, особенно в экспериментах PE1 и PE2, где фаза была довольно продолжительной (2.7), показывает, что накопление тепла в днище сосуда 1 к началу фазы IV, а также температура спринклерных капель, поступающих на дно сосуда (в том числе тех, которые орошали боковые стенки сосуда 1 в модели спрея), моделировалось верно. Это

дополнительно поддерживает вывод о корректности расчета модулем CONT_TH процессов в ходе основных фаз экспериментов.

На рисунке 2.24 показаны расчетные и экспериментальные высотные профили мольных долей пара и гелия после отключения оборудования и стабилизации параметров (~500 с после отключения оборудования за исключением PE4, где фаза IV+ отсутствовала). Видно, что они хорошо соответствуют друг другу.

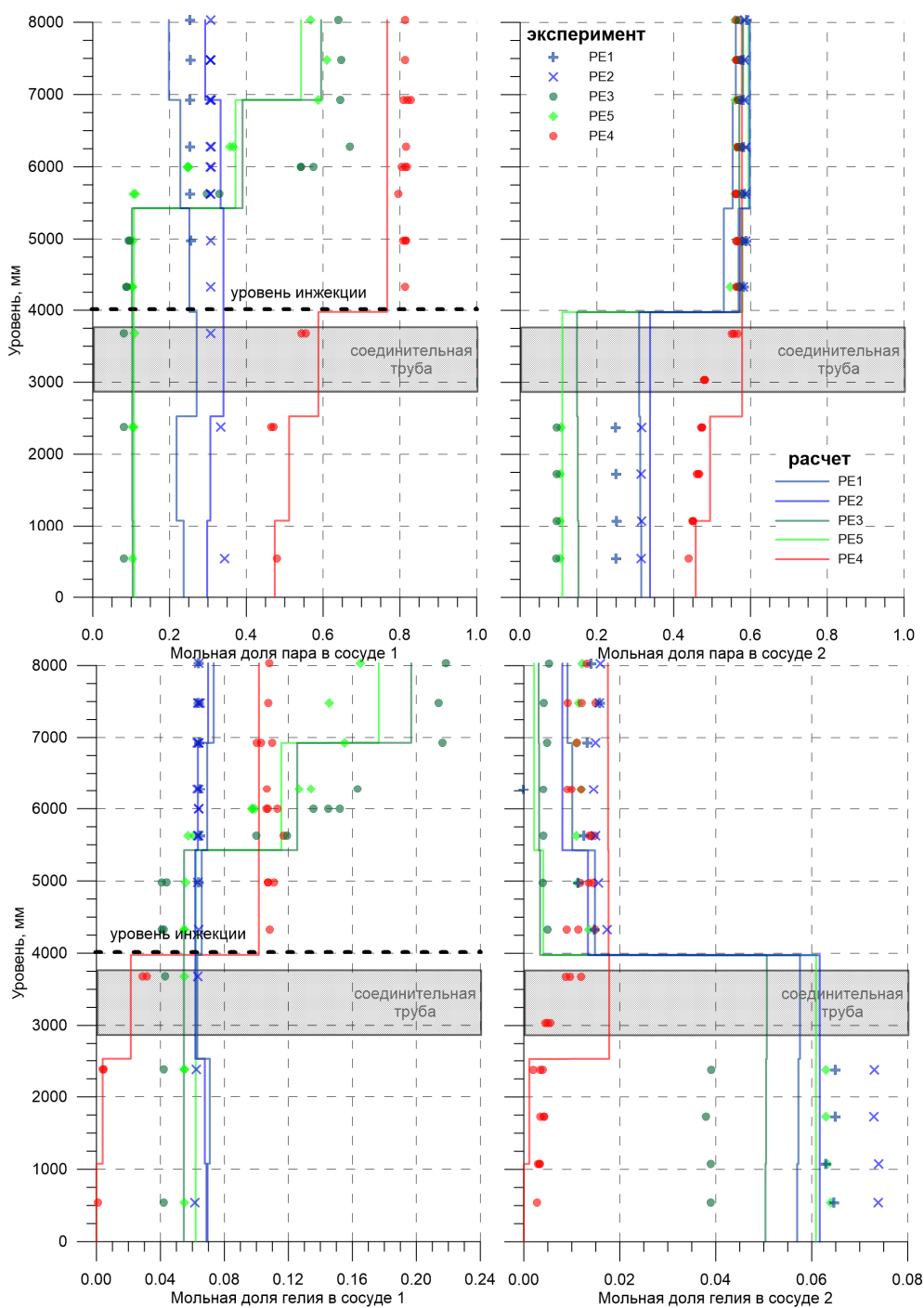


Рисунок 2.24 – Сравнение экспериментального и расчетного профиля мольных долей пара и гелия по высоте сосудов после стабилизации параметров на фазе IV+

При замене гелия на водород для всех экспериментов, кроме PE4, обнаруживаются две расчетные области возможного горения смесей. В них мольная доля водорода выше 0.04, мольная доля пара менее 0.6, мольная доля кислорода выше 0.05 (рисунок 2.24). Они располагаются практически по всей высоте сосуда 1 (соответствуют экспериментально обоснованной области медленного горения [66]) и в нижней части сосуда 2, но практически на ее границе (рисунок 2.15), что позволяет интерпретировать полученные по модулю CONT_TH данные в сравнении с экспериментом как качественно и количественно верные в части прогноза образования горючих смесей.

Можно отметить также, что в расчетах для экспериментов с теплообменниками на уровне 5÷7 метров от дна сосуда 1 воспроизводится образование смесей с мольными долями водорода ~0.12 и пара ~0.4 (2.17), потенциально поддерживающих ускорение пламени, которые существуют продолжительное время. На рисунке 2.25 такой состав смеси газов обозначен символом ● и находится в области неопределенности модели [66], но потенциально такой состав газа поддерживает горение водорода с ускорением пламени. В рассматриваемом случае результаты расчета состава газовой фазы по модулю CONT_TH являются основой для дальнейших исследований по возможным режимам горения с учетом геометрии.

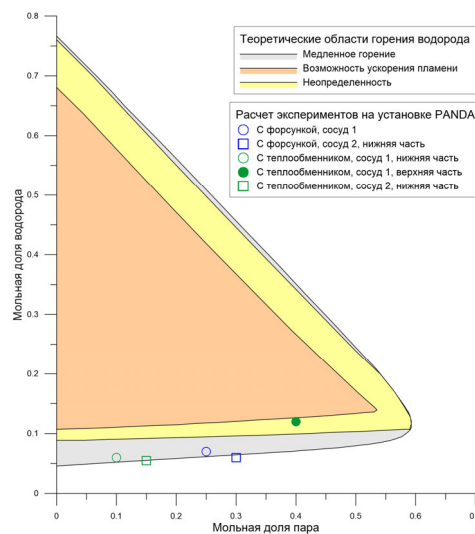


Рисунок 2.25 –Области горения в расчетах экспериментов PANDA при замене гелия на водород на фазе IV+. Оригинальная диаграмма режимов горения взята из [66]

2.5 Расчеты с использованием упрощенной нодализационной схемы и оценка отклонений расчетных результатов

Разбиение моделируемого объекта на расчетные ячейки выбирается пользователем исходя из возможностей кода, опыта его применения и ожидаемого спектра явлений и процессов. В большинстве LP кодов, не содержащих специальных элементов 3D

моделирования, области, где предполагается гомогенизация атмосферы, описываются одной ячейкой. Отсюда, по сложившейся практике, для оценки динамики изменения концентрации водорода и радиоактивных веществ в ГО в интегральном расчете аварийных сценариев на энергоблоке АЭС для задач вероятностного анализа безопасности второго уровня (ВАБ-2) применяется достаточно грубая нодализация физических объемов помещений ГО. Типичное количество расчетных ячеек при этом около 10. В результате значительно сокращается не только время на подготовку нодализации, но и время анализа полученных результатов.

В данном разделе на примере экспериментальной установки PANDA демонстрируется возможность моделирования расчета состава и перетечек среды между помещениями при использовании достаточно грубой нодализации с минимально возможным количеством ячеек. Это упрощение, с учетом возможностей модуля, должно сохранить прогнозирование поведения давления, а также таких важных явлений, как интенсивное перемешивание газа при работе спринклерной форсунки и медленное размытие стратифицированного слоя при работе пассивных систем безопасности. Кроме этого, должна сохраняться возможность моделировать стратификацию в сосуде 1 на фазе вдува пара, а также в сосуде 2 на фазе работы систем безопасности, когда в него поступает газовая фаза с большей плотностью.

На основе предварительного анализа эффекта работы систем безопасности и описанной выше способности прогнозировать явления в экспериментах PANDA разработана упрощенная нодализационная схема установки, состоящая из 4 расчетных ячеек для двух сосудов (2.26). Каждый сосуд разделен на две части по высоте, объем соединительной трубы поделен между сосудами:

- V1A – нижняя часть сосуда 1, включающая половину соединительной трубы;
- V1B – верхняя часть сосуда 1 с источниками газов и форсункой;
- V2A – нижняя часть сосуда 2, включающая половину соединительной трубы;
- V2B – верхняя часть сосуда 2.

В экспериментах PE3 и PE5 дополнительно перераспределены газовые объемы между расчетными ячейками V1A и V1B (показано пунктиром на рисунке 2.26) с целью воспроизведения ожидаемой картины течений: на уровне теплообменника и под ним в сосуде 1 ожидается интенсивное перемешивание среды и, следовательно, весь этот газовый объем должен быть отнесен к одной ячейке.

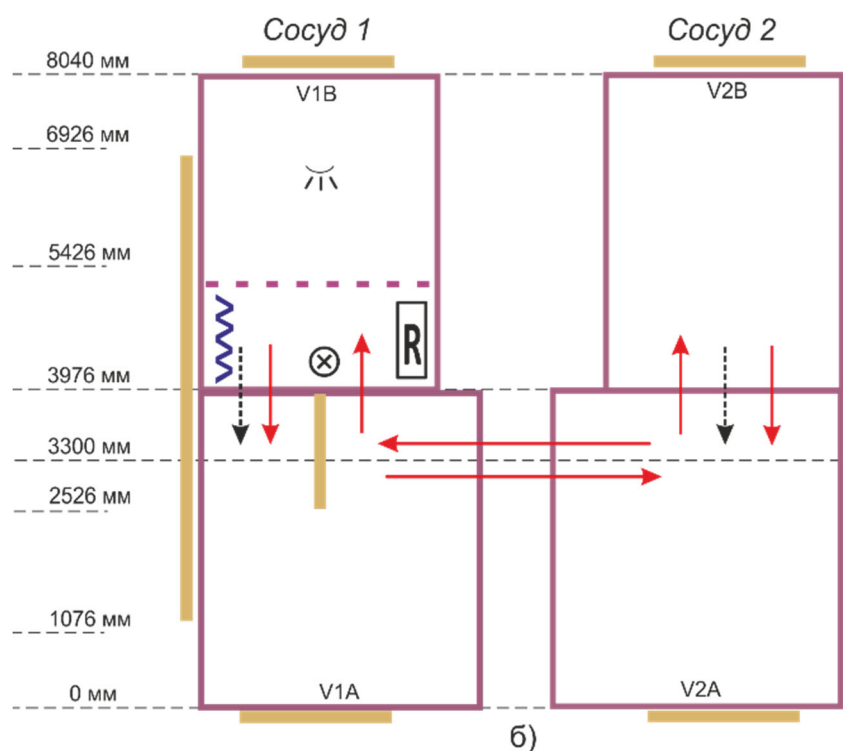


Рисунок 2.26 – Упрощенная нодализационная схема установки PANDA

Расчетные ячейки соединены 6-ю связями. Двойные вертикальные связи предназначены для моделирования как стратификации теплоносителя за счет разности плотностей, обусловленной составом или температурой парогазовой смеси, так и для ее разрушения при наличии достаточного импульса в газе. Двойная горизонтальная связь обеспечивает возможность противотока при разных плотностях газа в ячейках V1A и V2A.

Схема содержит 9 стен (тепловых структур). Для сосудов это - днище, боковая цилиндрическая стенка и верхняя крышка. Стенка соединительной трубы смоделирована как вертикальная тепловая структура, ее поверхность разделена поровну между сосудами V1A и V2A. Нагреватель и теплообменник-конденсатор с питательными/отводящими линиями задаются отдельными тепловыми структурами.

Вода, образующаяся за счет частичной конденсации пара на верхней крышке и при работе спринклера, за счет двух дренажных линий собирается в ячейках V1A и V2A.

В ячейке V1B смоделирована труба-инжектор.

На рисунке 2.27 представлено сопоставление результатов по давлению газа для пяти экспериментов, экспериментальные данные отмечены символами, а расчетные – сплошными линиями. По сравнению с полной нодализационной схемой (2.7) заметные отличия в динамике отсутствуют. Изменение состава газовой фазы на различных фазах экспериментов сохраняет отмеченную выше динамику и особенности. Как показано на рисунке 2.28а к моменту включения оборудования расчет на более грубой нодализации также показывает область,

обогащенную паром и гелием в верхней части сосуда 1 (стратификацию). Лучшее совпадение расчетных и измеренных мольных долей в облаке гелия в экспериментах PE3 и PE5 объясняется компенсирующим эффектом, связанным с уменьшением газового объема в нодализионной ячейке V1B (с облаком гелия). Для сосуда 2 небольшой градиент мольной доли пара по высоте не воспроизводится из-за нодализионных ограничений.

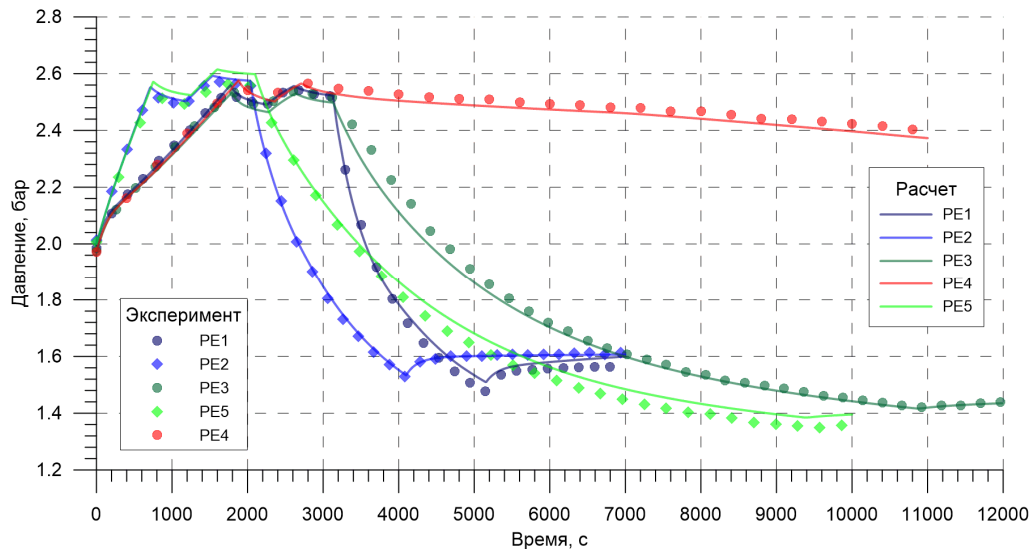


Рисунок 2.27 – Сравнение экспериментального и расчетного давления в экспериментах PE на установке PANDA для упрощенной схемы

Работа спринклера приводит к почти идеальному перемешиванию среды в сосуде 1, в то время как при работе теплообменника сохраняется верхний стратифицированный слой, в котором продолжается рост мольной доли гелия за счет конденсации пара (2.28б). Также верно описано незначительное поступление гелия в нижнюю часть сосуда 1 при работе нагревателя. В расчетах сохраняются затекание холодного обогащенного гелием газа в нижнюю часть сосуда 2 при работе спринклера и теплообменника (инверсная стратификация).

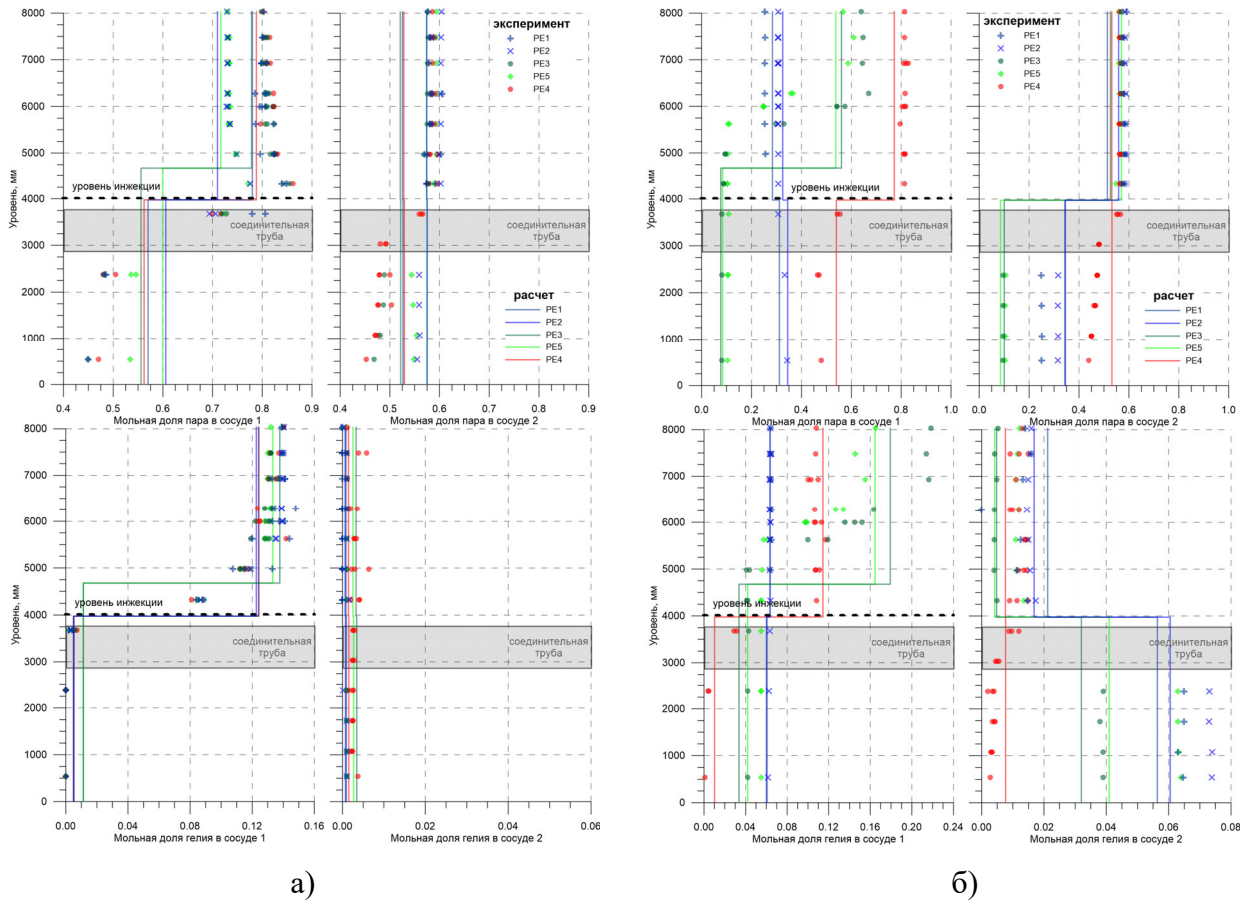


Рисунок 2.28 – Сравнение экспериментального и расчетного профиля мольных долей пара и гелия по высоте сосудов в конце фазы III (а) и на фазе IV+ для упрощенной схемы (б)

Для всех экспериментов в наиболее важной части установки, где работает оборудование, расчеты не показывают систематических отклонений мольных долей от измеренных значений за исключением области над теплообменником в экспериментах PE3 и PE5, которая хуже описана из-за нодализационных ограничений. Тем не менее эффект сохранения обогащенного гелием слоя над теплообменником воспроизводится, в том числе расчет показывает увеличение мольной доли гелия в этом слое за счет частичной конденсации пара. В терминах водородной взрывобезопасности получаемые на упрощенной нодализации картины распределений газов являются приемлемыми, если ставится задача оценки возможности медленного горения или инертизации среды в помещениях или их частях. Однако способность прогнозировать возможность образования локальных зон с быстрым горением (например, в сосуде 1 в экспериментах PE3 и PE5) утрачивается из-за высокого расчетного содержания пара в верхней ячейке (2.28). В то же время отметим, что возможность существования таких зон можно предположить, анализируя полученные расчетные данные, в частности, таким указателем является резкий перепад мольной доли пара между верхней и нижней ячейками сосуда 1 в комбинации с высокими значениями мольной доли легкого газа, указывающий на то, что при более подробном разбиении переходной зоны могут возникать области быстрого горения.

Логическим продолжением анализа может быть либо разработка более подробной схемы с последующим численным анализом по модулю CONT_TH (данные, подтверждающие наличие такой области, приведены выше на рисунках 2.24 и 2.25), либо анализ данного сценария по CFD коду для определения потенциальной возможности ускорения пламени.

2.6 Оценка отклонений расчетных результатов

Для количественного сравнения результатов расчетов, полученных по референтной (нодализация из 13 расчетных ячеек) и упрощенной (4 ячейки) нодализационным схемам, использовались средние значения отклонения $\bar{E}_\%$ расчетных значений от экспериментальных и соответствующие им СКО $\sigma_\%$ для следующих параметров:

- давление в динамике на фазе, имитирующей выброс теплоносителя (фазы I и R);
- давление в динамике на фазе, имитирующей выход водорода (фазы II и III);
- давление в динамике при работе оборудования (фаза IV и IV+);
- давление в динамике на протяжении всего эксперимента;
- мольные доли пара и воздуха в динамике на протяжении всего эксперимента;
- мольные доли гелия в динамике на фазах, имитирующих выход водорода, стабилизацию и работу оборудования (от начала фазы II и до конца эксперимента);
- температуры газа в динамике на протяжении всего эксперимента;
- температуры стен в динамике на протяжении всего эксперимента.

Для целей статистического анализа временная зависимость давления рассматривалась как $N_{\text{изм}}$ независимых измерений. Полученные значения $\bar{E}_\%$ и $\sigma_\%$ для давления приведены в таблице 2.15, значения над чертой относятся к референтной нодализации, а в под ней - к упрощенной нодализации. Разница в расчетной динамике изменения давления возникает в основном из-за осреднения температур и состава газовой среды в расчетных ячейках. Она наиболее заметна при работе пассивных систем безопасности, создающих циркуляционные потоки различной интенсивности с образованием значительных пространственных градиентов температур газа и/или состава среды. Для всех пяти экспериментов на различных фазах расчетное систематическое отклонение давления между референтной и упрощенной схемами, а также между расчетом и экспериментом не превышает двух процентов, а среднеквадратическое отклонение практически не изменяется.

Таблица 2.15 – Относительные отклонения расчетного давления от измеренного для экспериментов на установке PANDA

Эксперимент	PE1		PE2		PE3		PE4		PE5	
	$\bar{E}_\%$	$\sigma_\%$	$\bar{E}_\%$	$\sigma_\%$	$\bar{E}_\%$	$\sigma_\%$	$\bar{E}_\%$	$\sigma_\%$	$\bar{E}_\%$	$\sigma_\%$
Фазы I (впрыск пара) и R	$\frac{0.1}{0.0}$	$\frac{0.4}{0.4}$	$\frac{0.3}{0.3}$	$\frac{0.5}{0.5}$	$\frac{0.1}{-0.5}$	$\frac{0.3}{0.4}$	$\frac{-0.0}{-0.3}$	$\frac{0.4}{0.4}$	$\frac{0.8}{1.0}$	$\frac{0.5}{0.6}$
Фазы II (впрыск гелия) и III	$\frac{0.6}{0.2}$	$\frac{0.2}{0.1}$	$\frac{0.6}{0.6}$	$\frac{0.1}{0.1}$	$\frac{0.4}{-0.8}$	$\frac{0.2}{0.2}$	$\frac{0.1}{-0.5}$	$\frac{0.2}{0.2}$	$\frac{1.3}{1.7}$	$\frac{0.1}{0.1}$
Фазы IV (работа оборудования) и IV+	$\frac{-1.4}{1.1}$	$\frac{1.1}{1.3}$	$\frac{-0.7}{0.4}$	$\frac{0.4}{0.5}$	$\frac{-1.7}{-1.2}$	$\frac{0.8}{1.1}$	$\frac{0.4}{-0.9}$	$\frac{0.2}{0.1}$	$\frac{-0.0}{2.2}$	$\frac{0.8}{0.8}$
Весь эксперимент	$\frac{-0.5}{0.6}$	$\frac{1.1}{1.0}$	$\frac{-0.3}{0.3}$	$\frac{0.7}{0.4}$	$\frac{-1.2}{-1.0}$	$\frac{1.1}{1.0}$	$\frac{0.3}{-0.7}$	$\frac{0.3}{0.3}$	$\frac{0.1}{2.1}$	$\frac{0.8}{0.8}$

Для каждого измерения мольной доли компонента по каждому m -ому датчику вычислялось отклонение мольной доли E_{nm} результата расчета S_{nm} от экспериментальных данных D_{nm} по формуле

$$E_{nm} = S_{nm} - D_{nm}.$$

Индексы для компонента газовой смеси не используются, поскольку каждый газ анализируется отдельно. Затем проводилась статистическая обработка полученных отклонений E_{nm} по каждому m -ому датчику. Выполнялось усреднение относительного отклонения E_{nm} по количеству измерений датчика $N_{изм,m}$

$$\bar{E}_m = \frac{1}{N_{изм,m}} \sum_{n=1}^{N_{изм,m}} E_{nm}$$

и рассчитывалось среднеквадратическое отклонение (СКО) по формуле

$$\sigma(E)_m = \sqrt{\frac{1}{N_{изм,m} - 1} \sum_{n=1}^{N_{изм,m}} (E_{nm} - \bar{E}_m)^2}.$$

Перечень рассмотренных датчиков и полученные значения \bar{E}_m и $\sigma(E)_m$ для мольных долей пара, гелия и воздуха в расчете по референтной нодализации эксперимента PE2 приведены в качестве примера в таблицах 2.16 и 2.17. Расчетные значения сравнивались с теми датчиками, которые попадали в соответствующий объем схемы, который также указан в таблицах. Для гелия учитывались только те измерения, которые проведены после включения его источника в сосуде 1.

Таблица 2.16 – Отклонения расчетных мольных долей газовых компонент от измеренных значений в сосуде 1 в эксперименте PE2 для референтной нодализации

Датчик	Расчетный объем	Гелий			Воздух			Водяной пар		
		$N_{изм,m}$	\bar{E}_m	$\sigma(E)_m$	$N_{изм,m}$	\bar{E}_m	$\sigma(E)_m$	$N_{изм,m}$	\bar{E}_m	$\sigma(E)_m$
MCG D1A 20	V15	63	-0.006	0.012	71	-0.010	0.047	71	0.015	0.051
MCG D1B 18		12	-0.009	0.013	20	0.034	0.016	20	-0.029	0.016
MCG D1B 20		7	-0.001	0.011	8	0.019	0.015	8	-0.019	0.008
MCG D1B 22		66	-0.003	0.013	67	0.010	0.037	67	-0.008	0.030
MCG D1C 14		71	0.000	0.009	73	0.003	0.022	73	-0.003	0.023
MCG D1C 20		7	-0.001	0.012	8	0.020	0.015	8	-0.019	0.008
MCG D1C 26		7	-0.004	0.012	14	0.033	0.017	14	-0.031	0.015
MCG D1D 14	V14	72	-0.002	0.007	74	-0.003	0.023	74	0.005	0.021
MCG D1D 26		7	-0.007	0.008	13	0.019	0.030	13	-0.015	0.029
MCG D1F 13		7	-0.007	0.009	8	0.006	0.033	8	0.000	0.027
MCG D1F 20		-	-	-	2	0.043	0.005	2	-0.043	0.005
MCG D1F 27		6	-0.006	0.008	13	0.022	0.033	13	-0.020	0.033
MCG D1G 14		71	-0.001	0.006	73	-0.004	0.022	73	0.005	0.022
MCG D1G 20		-	-	-	2	0.040	0.003	2	-0.040	0.003
MCG D1G 26	6	-0.004	0.006	13	0.018	0.031	13	-0.016	0.030	
MCG D1H 14	V13	69	-0.000	0.007	76	-0.008	0.024	76	0.008	0.026
MCG D1H 20		-	-	-	2	0.030	0.000	2	-0.038	0.001
MCG D1I 14		6	0.010	0.019	12	-0.013	0.031	12	0.008	0.042
MCG D1L 14	V12	7	0.001	0.004	13	0.017	0.055	13	-0.017	0.057
MCG D1L 26		2	0.006	0.003	3	0.076	0.036	3	-0.080	0.040
MCG D1N 14	V11	5	0.006	0.004	12	0.008	0.027	12	-0.010	0.031
MCG D1T 20	V10	5	0.008	0.004	12	0.016	0.030	12	-0.019	0.035

Таблица 2.17 – Отклонения расчетных мольных долей газовых компонент от измеренных значений в сосуде 2 в эксперименте PE2 для референтной нодализации

Датчик	Расчетный объем	Гелий			Воздух			Водяной пар		
		$N_{изм,m}$	\bar{E}_m	$\sigma(E)_m$	$N_{изм,m}$	\bar{E}_m	$\sigma(E)_m$	$N_{изм,m}$	\bar{E}_m	$\sigma(E)_m$
MCG D2A 20	V25	30	-0.003	0.003	37	0.000	0.005	37	0.002	0.007
MCG D2B 20		30	-0.003	0.003	37	-0.000	0.004	37	0.003	0.006
MCG D2C 20		30	-0.003	0.003	38	0.000	0.004	38	0.003	0.006
MCG D2D 20	V24	31	-0.003	0.003	38	0.000	0.003	38	0.002	0.005
MCG D2G 20		31	-0.003	0.003	38	-0.000	0.003	38	0.003	0.005
MCG D2H 20	V23	31	-0.001	0.001	38	0.005	0.008	38	-0.004	0.007
MCG D2I 15		31	-0.003	0.006	38	0.011	0.015	38	-0.008	0.014
MCG D2N 15	V21	30	-0.011	0.009	37	-0.006	0.013	37	0.015	0.021
MCG D2R 20		30	-0.007	0.007	37	0.001	0.013	37	0.004	0.018
MCG D2S 20	V20	30	-0.007	0.007	37	0.001	0.012	37	0.005	0.018
MCG D2T 20		30	-0.007	0.006	37	0.000	0.012	37	0.006	0.018

Далее полученные массивы $\{\bar{E}_m\}$ и $\{\sigma(E)_m\}$ размерностью М (по числу датчиков, например, для эксперимента PE2 оно составляло 22+11) обрабатывались с использованием статистических характеристик – среднего арифметического и СКО с использованием весового коэффициента, k_m :

$$\bar{E} = \frac{k_m}{M} \sum_{m=1}^M \bar{E}_m$$

$$\langle \sigma(E) \rangle = \frac{k_m}{M} \sum_{m=1}^M \sigma(E)_m$$

Весовой коэффициент k_m определялся как отношение $N_{изм,m}$ к полному числу измерений всех датчиков в данной расчетной ячейке. Это позволяет учитывать неравномерность измерений во времени, когда один или несколько датчиков не работают на различных фазах эксперимента.

При вычислении суммарного σ_{sum} учитывался разброс в массивах $\{\bar{E}_m\}$ и $\{\sigma(E)_m\}$ относительно арифметических средних значений:

$$\sigma(\bar{E}) = \sqrt{\frac{k_m}{M-1} \sum_{m=1}^M (\bar{E}_m - \bar{E})^2}$$

$$\sigma(\sigma(E)) = \sqrt{\frac{k_m}{M-1} \sum_{m=1}^M (\sigma(E)_m - \langle \sigma(E) \rangle)^2}$$

$$\sigma_{sum} = \sqrt{\langle \sigma(E) \rangle^2 + \sigma(\bar{E})^2 + \sigma(\sigma(E))^2}$$

Полученные значения мольных долей для всех экспериментов приведены в таблице 2.18. Здесь, как и для давления, данные над чертой соответствуют референтной схеме, а под ней – упрощенной. Наибольшее отличие в локальном составе газовой среды наблюдается в экспериментах с работой пассивных систем (выделено жирным шрифтом), где для хорошего соответствия эксперименту необходимо получить верное положение границы стратификации в сосуде 1. Для упрощенной схемы это сделать практически невозможно из-за малого количества расчетных ячеек. Полученное нодализационное осреднение в конечном итоге влияет на распределение мощности теплообменника между охлаждением газа и конденсацией пара. Так, для мольной доли пара в сосуде 1 в экспериментах PE3 и PE5 получено систематическое отклонение от 0.04 до минус 0.08 вне зависимости от используемой схемы, но среднеквадратичное отклонение возрастает от ~0.1 до ~0.2. Для мольной доли гелия систематическое отклонение возрастает с 0.005 до 0.015. Для экспериментов с работой форсунки отличия в расчетных значениях мольных долей менее значительны из-за интенсивного перемешивания среды спреем.

Таблица 2.18 – Отклонения расчетных мольных долей газовых компонент от измеренных значений для экспериментов на установке PANDA

Эксперимент	Помещение	Гелий			Воздух			Водяной пар		
		М	\bar{E}	σ_{sum}	М	\bar{E}	σ_{sum}	М	\bar{E}	σ_{sum}
PE1	Сосуд 1	14 (446)*	<u>0.001</u> -0.005	<u>0.017</u> 0.016	26 (636)	<u>0.014</u> 0.013	<u>0.058</u> 0.080	26 (636)	<u>-0.015</u> -0.016	<u>0.062</u> 0.084
	Сосуд 2	20 (257)	<u>-0.003</u> 0.004	<u>0.006</u> 0.008	33 (447)	<u>0.007</u> 0.017	<u>0.033</u> 0.045	33 (447)	<u>-0.005</u> -0.020	<u>0.035</u> 0.048
	Вся установка	29 (830)	<u>-0.000</u> -0.002	<u>0.012</u> 0.013	59 (1083)	<u>0.011</u> 0.000	<u>0.048</u> 0.063	59 (1083)	<u>-0.011</u> 0.001	<u>0.051</u> 0.067
PE2	Сосуд 1	19 (496)	<u>-0.002</u> -0.006	<u>0.011</u> 0.011	22 (589)	<u>0.004</u> -0.007	<u>0.038</u> 0.048	22 (589)	<u>-0.002</u> 0.012	<u>0.039</u> 0.049
	Сосуд 2	11 (334)	<u>-0.005</u> -0.000	<u>0.006</u> 0.008	11 (412)	<u>0.001</u> 0.011	<u>0.010</u> 0.021	11 (412)	<u>0.003</u> -0.010	<u>0.014</u> 0.025
	Вся установка	30 (830)	<u>-0.003</u> -0.004	<u>0.010</u> 0.010	33 (1001)	<u>0.003</u> 0.000	<u>0.031</u> 0.039	33 (1001)	<u>0.000</u> 0.003	<u>0.033</u> 0.041
PE3	Сосуд 1	30 (573)	<u>-0.002</u> 0.016	0.029 0.049	30 (740)	0.040 -0.037	0.099 0.213	30 (740)	<u>-0.039</u> 0.025	0.089 0.175
	Сосуд 2	11 (630)	<u>0.003</u> 0.000	<u>0.005</u> 0.004	11 (781)	<u>-0.008</u> 0.030	<u>0.050</u> 0.041	11 (781)	<u>0.006</u> -0.011	<u>0.047</u> 0.105
	Вся установка	41 (1203)	<u>0.001</u> 0.008	0.024 0.041	41 (1521)	<u>0.015</u> -0.003	0.087 0.179	41 (1521)	<u>-0.016</u> 0.007	0.078 0.154
PE4	Сосуд 1	23 (615)	<u>-0.003</u> 0.003	<u>0.008</u> 0.011	26 (798)	<u>0.027</u> 0.017	<u>0.033</u> 0.047	26 (798)	<u>-0.025</u> -0.019	<u>0.034</u> 0.047
	Сосуд 2	33 (564)	<u>0.002</u> -0.000	<u>0.004</u> 0.003	33 (726)	<u>-0.009</u> 0.005	<u>0.029</u> 0.051	33 (726)	<u>0.008</u> -0.005	<u>0.028</u> 0.050
	Вся установка	56 (1179)	<u>-0.000</u> 0.001	<u>0.007</u> 0.007	59 (1524)	<u>0.010</u> 0.011	<u>0.036</u> 0.049	59 (1524)	<u>-0.009</u> -0.012	<u>0.035</u> 0.049
PE5	Сосуд 1	31 (584)	<u>0.005</u> 0.021	0.021 0.044	31 (679)	<u>0.002</u> -0.083	0.094 0.213	31 (679)	<u>-0.007</u> 0.065	0.082 0.175
	Сосуд 2	11 (588)	<u>-0.003</u> -0.006	<u>0.003</u> 0.009	11 (669)	<u>-0.016</u> 0.005	<u>0.022</u> 0.016	11 (669)	<u>0.020</u> 0.001	<u>0.024</u> 0.017
	Вся установка	42 (1172)	<u>0.001</u> 0.007	0.017 0.038	42 (1348)	<u>-0.007</u> -0.039	0.076 0.178	42 (1348)	<u>0.006</u> 0.033	0.067 0.145

* в скобках указано полное количество измерений за весь эксперимент

Для температур газа и стен в сосудах выполнены расчеты среднего значения отклонения \bar{E} и СКО σ_{sum} (таблицы 2.19 и 2.20). Число измерений для каждого датчика зависит от длительности эксперимента и составляет одно измерение каждые 2 секунды. Таким образом, общее количество измерений температуры газовой фазы составляет около одного миллиона, а для поверхностей стен около 200000. Все величины в таблицах представлены в °C. Средние значения отклонения и СКО для температур газа и стен в сосудах показывают, что их увеличение с упрощением нодализационной схемы незначительно и, как правило, не превышает 5°C даже при работе теплообменника. Следует также отметить, что на положительное систематическое отклонение температуры стен в экспериментах PE3 и PE5 основное влияние оказывал холодный конденсат, стекавший по дренажу на днище сосуда 1, и вызывавший локальное охлаждение днища на ~25°C относительно находящегося над ним газа.

Таблица 2.19 – Отклонения расчетных температур газа от измеренных значений для экспериментов на установке PANDA

Эксперимент	PE1			PE2			PE3			PE4			PE5		
	M	\bar{E}	σ_{sum}	M	\bar{E}	σ_{sum}	M	\bar{E}	σ_{sum}	M	\bar{E}	σ_{sum}	M	\bar{E}	σ_{sum}
Сосуд 1	218	$\frac{1.3}{3.4}$	$\frac{4.4}{6.1}$	218	$\frac{-0.2}{2.0}$	$\frac{5.4}{6.1}$	213	$\frac{0.2}{4.2}$	$\frac{6.0}{5.9}$	213	$\frac{1.7}{2.4}$	$\frac{4.1}{5.0}$	213	$\frac{-1.0}{3.6}$	$\frac{6.4}{5.1}$
Сосуд 2	52	$\frac{0.1}{0.0}$	$\frac{2.0}{2.1}$	52	$\frac{-0.8}{-0.8}$	$\frac{2.5}{2.4}$	52	$\frac{-0.4}{-0.1}$	$\frac{2.1}{2.0}$	51	$\frac{1.8}{0.4}$	$\frac{1.4}{2.6}$	52	$\frac{-1.5}{-1.0}$	$\frac{2.3}{2.1}$
Установка в целом	270	$\frac{1.1}{2.8}$	$\frac{4.1}{5.7}$	270	$\frac{-0.3}{1.5}$	$\frac{5.0}{5.7}$	265	$\frac{0.1}{3.4}$	$\frac{5.5}{5.6}$	264	$\frac{1.7}{2.0}$	$\frac{3.7}{4.7}$	265	$\frac{-1.1}{2.7}$	$\frac{5.9}{5.0}$

Таблица 2.20 – Отклонения расчетных температур стен от измеренных значений для экспериментов на установке PANDA

Эксперимент	PE1			PE2			PE3			PE4			PE5		
	M	\bar{E}	σ_{sum}	M	\bar{E}	σ_{sum}	M	\bar{E}	σ_{sum}	M	\bar{E}	σ_{sum}	M	\bar{E}	σ_{sum}
Сосуд 1	27	$\frac{2.0}{2.2}$	$\frac{3.9}{5.3}$	24	$\frac{1.7}{4.2}$	$\frac{4.9}{8.1}$	24	$\frac{3.4}{5.7}$	$\frac{6.0}{6.7}$	20	$\frac{1.3}{2.1}$	$\frac{2.8}{3.0}$	27	$\frac{2.1}{6.4}$	$\frac{7.9}{8.5}$
Сосуд 2	18	$\frac{2.0}{0.8}$	$\frac{1.3}{1.8}$	18	$\frac{-0.4}{0.8}$	$\frac{2.0}{2.0}$	18	$\frac{2.1}{0.8}$	$\frac{1.4}{1.8}$	18	$\frac{1.6}{0.0}$	$\frac{1.1}{2.1}$	18	$\frac{-0.3}{0.6}$	$\frac{1.8}{1.9}$
Установка в целом	45	$\frac{2.0}{1.7}$	$\frac{3.1}{4.3}$	42	$\frac{0.8}{2.7}$	$\frac{4.0}{6.4}$	42	$\frac{2.8}{3.6}$	$\frac{4.6}{5.7}$	38	$\frac{1.5}{1.1}$	$\frac{2.2}{2.8}$	45	$\frac{1.1}{4.1}$	$\frac{6.3}{7.3}$

В таблице 2.21 для сопоставления с полученными расчетными значениями \bar{E} и σ_{sum} приведены неопределенности измерений температуры и мольной доли газовой фазы в соответствии с [42], [67] и [68]. Из таблицы видно, что измерения выполнялись достаточно прецизионно, поскольку их заявленные среднеквадратичные отклонения существенно ниже уже осредненных расчетных величин (таблица 2.19).

Таблица 2.21 – Неопределенности измерений

Параметр	Датчик	Обозначение	Ед. изм.	σ
Температура газа	Термопара К-типа	MTG	°C	0,4(0,35*)
Мольная доля газа	Масс-спектрометр	MCG	-	0,004

*в зависимости от используемого аналого-цифрового преобразователя

Еще одним критерием количественной оценки точности является использование метода, основанного на преобразовании Фурье (FFTBМ) [70]. Расчетные результаты и измерения сравниваются по двум критериям - средней амплитуде (AA) и взвешенной частоте (WF), которые приведены в таблице 2.22. Параметр AA используется как показатель точности кода, чем ниже AA, тем точнее результат. Обычно за критерий приемлемости расчетных результатов принимают граничное значение AA=0.5, а для «хорошего» совпадения полагают

AA=0.3. Наибольшее расчетное AA=0.07 получено при описании старта теплообменника в эксперименте PE3, когда, возможно из-за запаривания одной или нескольких теплообменных трубок, фактическая снимаемая мощность отличалась от расчетной в меньшую сторону. В эксперименте PE5 такого эффекта не наблюдалось (рисунок 2.29). WF представляет собой дополнительную качественную информацию о частотах, которые наибольшим образом влияют на расхождения расчетных и экспериментальных данных. Из таблицы следует, что характерное время отличий составляет $1/WF \approx 250$ с – длительность переходного процесса по установлению ожидаемой мощности.

Таблица 2.22 – Критерии оценки точности расчетного давления от измеренного для экспериментов на установке PANDA

Эксперимент	PE1		PE2		PE3		PE4		PE5	
	AA	WF	AA	WF	AA	WF	AA	WF	AA	WF
Фаза IV (первые 500 с)	0.04	3e-3	0.02	1e-3	0.07	4e-3	0.01	5e-4	0.02	1e-3
	0.02	9e-4	0.02	8e-4	0.06	3e-3	0.01	5e-4	0.02	1e-3
Фазы IV и IV+	0.03	5e-4	0.02	5e-4	0.04	2e-4	0.02	2e-4	0.02	2e-4
	0.03	5e-4	0.02	4e-4	0.03	1e-4	0.02	2e-4	0.03	2e-4
Весь эксперимент	0.03	2e-4	0.02	2e-4	0.04	1e-4	0.02	1e-4	0.02	1e-4
	0.03	2e-4	0.02	3e-4	0.03	1e-4	0.02	1e-4	0.03	1e-4

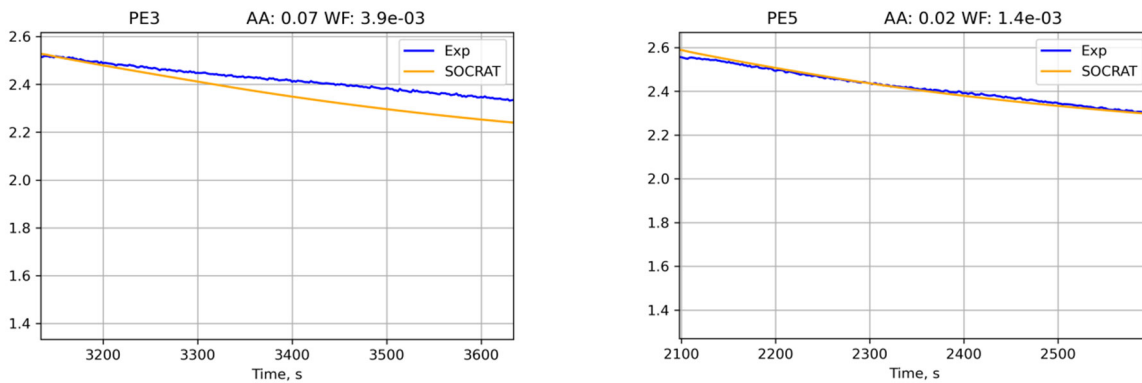


Рисунок 2.29 – Сравнение экспериментальной и расчетной динамики снижения давления при старте теплообменника

2.7 Выводы по главе 2

Моделирование экспериментов серии PE при работе различного оборудования позволило реалистично описать протекающие процессы при вдуве пара и легкого газа и эффект работы систем безопасности, используемых для управления ТА.

Проведенные аналитические оценки и имеющиеся экспериментальные данные показывают, что различающиеся на порядок величины времени разрушения/дестабилизации

стратификации гелия определяются соответствующими (на порядок величины) различиями в скоростях циркуляции возникающих конвективных течений. Близость расчетных характерных времен разрушения /дестабилизации слоя гелия к измеренным значениям указывает на то, что разработанная для модуля CONT_TH модель перемешивания газовой фазы работает корректно.

Использованные модели пассивных СБ достаточно универсальны и строятся на описании простых физических процессов – конденсации и теплообмена, приводящих к локальному изменению плотности газа с расчетом импульса, соответствующего положительной или отрицательной плавучести. Моделирование экспериментов показало, что модель форсунки дает хорошие результаты для случаев как с полым, так и заполненным конусом распыла и ее можно рекомендовать для использования в расчетах на АЭС, универсальная модель теплообменника-конденсатора может быть применена к системам СПОТ 30 на АЭС с ВВЭР-1200 и Система Снижения Аварийного Давления ПАТЭС «Ломоносов».

В сосуде 2 в расчетах с форсункой и теплообменником воспроизведена инверсная стратификация гелия, когда более холодная смесь воздуха с гелием по соединительной трубе поступает в его нижнюю часть.

Отметим несколько важных характеристик моделей CONT_TH, выгодно отличающих их от «стандартных» LP кодов, предназначенных для описания теплогидравлики ГО.

Во-первых, модуль CONT_TH кода СОКРАТ позволяет прогнозировать стратификацию водяного пара и легкого газа при их поступлении в ГО без специальных стратегий, направленных на моделирование струйных течений. Референтная нодализационная схема для модуля CONT_TH использует 13 ячеек, а упрощенная – всего 4 (по 2 на сосуд) и она также хорошо воспроизводит динамику изменения давления и состава газовой среды на всех фазах экспериментов. Для примера, нодализационная схема для отечественного кода КУПОЛ-МТ содержала 80 ячеек для газовой области сосуда 1, 44 ячейки для сосуда 2 и еще 2 ячейки использовались для моделирования соединительной трубы.

Во-вторых, модуль CONT_TH при использовании небольшого количества расчетных ячеек воспроизводит эффект работы имитаторов СБ - разрушение стратификации верхнего слоя, обогащенного гелием, при работе форсунки и его медленную эрозию в случае работы теплообменника-конденсатора, а также сохранение стратификации при работе ПКРВ (тепловой эффект). Полученные отклонения расчетных значений от измеренных для давления и мольных долей компонентов газовой фазы лежат в пределах отклонений, полученных в рамках проектов ERCOSAM-SAMARA в расчетах по CFD кодам. Это позволяет интерпретировать полученные по модулю CONT_TH кода СОКРАТ-B1/B2 результаты, как приемлемые.

В-третьих, как показали результаты проекта ERCOSAM-SAMARA, при использовании «стандартных» LP кодов не удалось получить корректной динамики разрушения

стратифицированного слоя легкого газа при работе теплообменника-конденсатора из-за ограничений моделей (таблица 2.12). Представленные результаты расчетов по модулю CONT_TH показывают, что используемая модель течения газа, учитывающая взаимосвязь процессов теплообмена и движения газа на уровне алгоритмов расчета источника импульса (т.е. без выделения дополнительных расчетных ячеек), по своим возможностям описания процессов эрозии стратифицированного слоя ближе к CFD кодам.

3 Кросс-верификация теплогидравлического отклика ГО

Ниже обсуждаются результаты численного анализа теплогидравлического отклика ГО АЭС с ВВЭР-1000 при ТА, инициированной большой течью теплоносителя первого контура, с использованием разработанного модуля CONT_TH. Проведено сравнение с результатами расчетов по аттестованному для моделирования распространения, накопления и удаления водорода внутри ГО CFD коду STAR-CCM+[70]. Моделирование теплогидравлического отклика ГО на источник воды, пара и неконденсируемых газов для двух сценариев ТА по коду STAR-CCM+ было выполнено специалистами ВНИИАЭС.

3.1 Описание модели ГО и нодализационной схемы

Совместно со специалистами ВНИИАЭС разработана геометрическая модель ГО РУ ВВЭР-1000, за основу которой взяты данные из открытых источников [71],[72],[73]. Геометрическая модель не является точной моделью конкретного энергоблока, но опирается на основные характеристики типового ГО ВВЭР-1000 проекта В-320. Она содержит внутренние бетонные стены, не покрытые стальной облицовкой, элементы первого и второго контуров РУ, теплообмен с которыми для упрощения задания граничных условий в расчетах не моделировался (рисунок 3.1).

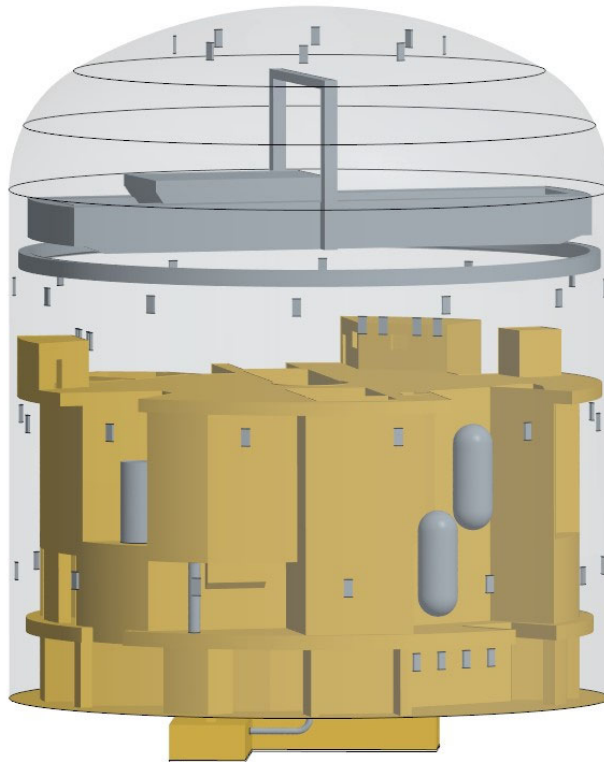


Рисунок 3.1 – Модель ГО с размещенными ПКРВ

Из оборудования учтен полярный кран с рельсами. Внешняя стена ГО (на рисунке не показана) состоит из бетона толщиной 1,2 метра, она внутри покрыта стальной облицовкой толщиной 8 мм. Верхняя часть боксов ПГ, по аналогии с проектом ВВЭР-ТОИ не имеет прямой связи с аппаратным залом. Утечка в окружающую среду и циркуляция газа по внутренним вентиляционным системам не учитывается. В модели размещены 96 ПКРВ типа РВК-1000. По отношению к установке PANDA масштабный фактор модели ГО по объему составляет 350:1, линейный ~7:1.

На основании этой модели для кросс-верификационных расчетов для модуля CONT_TH кода СОКРАТ разработана нодализационная схема ГО. На первом этапе работ выделены расчетные объемы, содержащие одно или несколько помещений по высотным уровням (рисунок 3.2а), проведена проверка соответствия с сеточной моделью кода STAR-CCM+. Далее установлены связи для перетока газа и размещены ПКРВ (рисунок 3.2б).

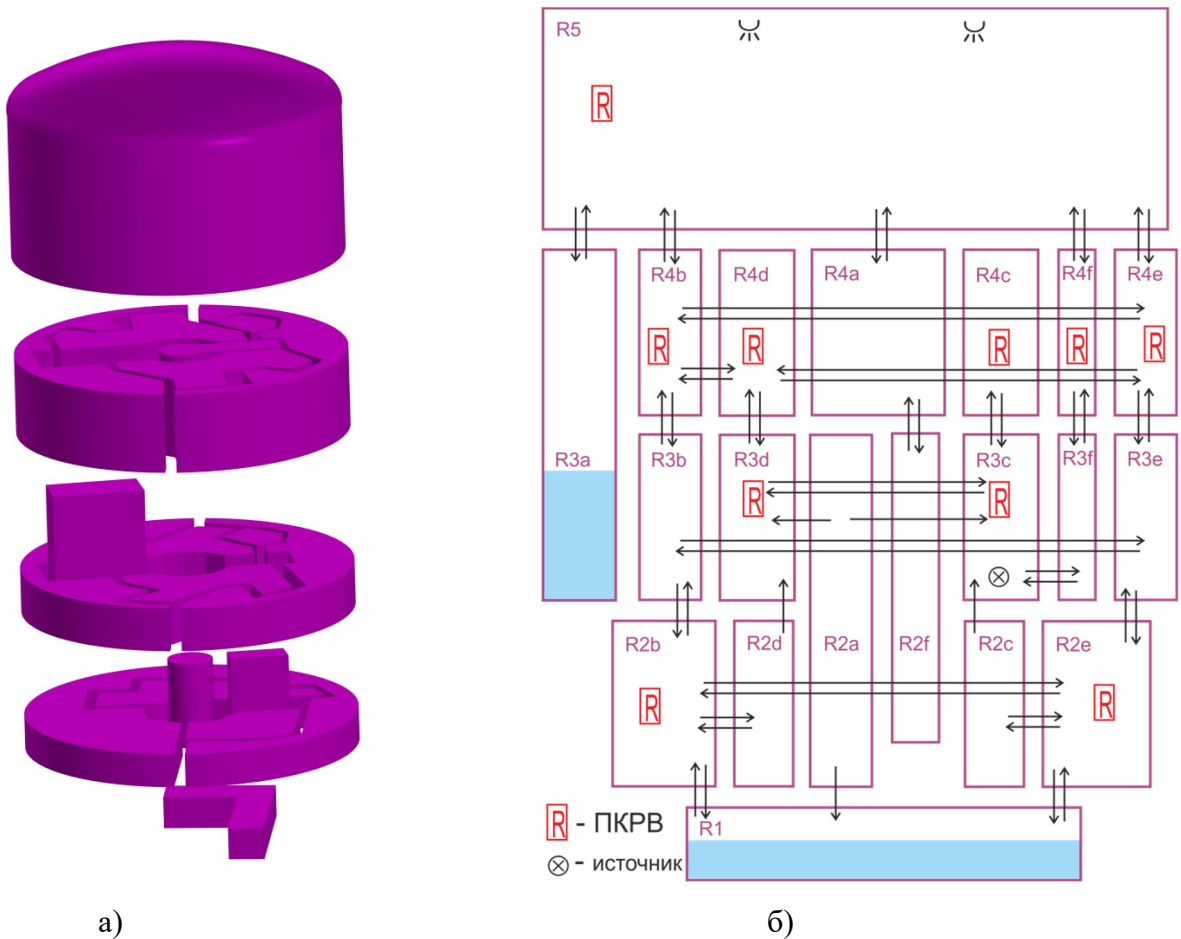


Рисунок 3.2 – Нодализационная схема ГО для модуля CONT_TH

Стены и оборудование описаны в упрощенной постановке, с сохранением ориентации, площади поверхности и массы конструкций, что не противоречит модельным допущениям

CONT_TH. По степени детализации она соответствует упрощенной схеме для установки PANDA. В помещении R1 находится бак-приямок, в нижней части помещения R3a располагается бассейн выдержки (начальный уровень заполнения помещений водой показан схематично).

В таблице 3.1 представлена группировка помещений ГО по двадцати расчетным объемам с указанием количества установленных ПКРВ РВК-1000. Их размещение на всех уровнях геометрической модели равномерное, за исключением боксов ПГ. Источник теплоносителя, азота и водорода из первого контура смоделирован в помещении R3с. Начальное давление составляет 1 атм., температура газа и стен – 60°C, относительная влажность воздуха 60%, содержание водорода 0,4% об.

Таблица 3.1 – Группировка основных помещений по расчетным объемам

Расчетный объем	Индекс помещения	Описание	Количество ПКРВ
R1	ГА201	Бак аварийного запаса бора	-
R2a	ГА301	Шахта реактора (нижняя часть)	-
R2b	½ ГА308	Коридор на отм. 13,700	4
	ГА307/2,3	Помещения вентустановок ТЛ-05	
	ГА309/3,4	Помещения высокотемп. фильтров	
R2c	ГА306/1	Вентильные камеры	-
R2d	ГА306/2,3	Вентильные камеры	-
R2e	½ ГА308	Коридор на отм. 13,700	4
	ГА307/1	Помещение вентустановок ТЛ-05	
	ГА302, ГА310	Помещения машины контроля корпуса реактора и пультовая	
	ГА303	Транспортный шлюз	
	ГА309/1,2	Помещения высокотемп. фильтров	
R2f	ГА311	Помещение маслосистемы ГЦН	-
	ГА312	Шахта ревизии блока защитных труб	
R3a	ГА313	Шахта ревизии ВКУ	-
	ГА401	Бассейн выдержки	
R3b	ГА402	Колодец для контейнера с ТВС	6
	½ ГА406	Транспортный коридор	
R3c	ГА405/3,4,5	Помещения вентсистемы ТЛ-01	-
R3d	ГА407/1	Бокс ПГ петель 1 и 4 до отм. 25,700	-
R3e	ГА407/2	Бокс ПГ петель 2 и 3 до отм. 25,700	6
	½ ГА406	Транспортный коридор	
R3f	ГА405/1,2,6	Помещения вентсистемы ТЛ-01	-
R4a	ГА403	Помещение КД (нижняя часть)	-
	ГА301	Шахта реактора (верхняя часть)	
R4b	ГА501	Шахта мокрой перегрузки	6
	½ ГА507	Коридор	
	ГА502/2	Помещение САОЗ	
	ГА503	Помещение барботажного бака	
	ГА504/3,4	Помещение электродвигателей ГЦН	

Расчетный объем	Индекс помещения	Описание	Количество ПКРВ
	ГА601	Шахта ревизии верхнего блока	
	ГА603/2,3	Помещения вентсистемы TL-01	
R4c	ГА506/1	Бокс ПГ петель 1 и 4 с отм. 25,700	16
	ГА606/2	Кабельный коридор	
R4d	ГА506/2	Бокс ПГ петель 2 и 3 с отм. 25,700	16
	ГА606/1	Кабельный коридор	
	ГА408	Помещение теплообменников	
R4e	½ ГА507	Коридор	6
	ГА502/1	Помещение САОЗ	
	ГА504/1,2	Помещение электродвигателей ГЦН	
	ГА505	Помещение стенда перегрузочной машины	
	ГА603/1	Помещение вентсистемы TL-01	
R4f	ГА403	Помещение КД (верхняя часть)	-
R5	ГА701	Аппаратный зал	28
	ГА702/1,2,3,4	Помещения фильтров	

3.2 Краткое описание моделируемой ТА

На первом этапе работ по кросс-верификации проведено численное моделирование ТА по коду СОКРАТ в связке со встроенным модулем CONT_TH, которое показало, что первичная цель разработки модуля по обеспечению расчетов контурной задачи согласованными граничными условиями по давлению со стороны ГО, выполнена. Для анализа отклика ГО получены источники воды, водяного пара, азота и водорода. Исходным событием ТА постулировалась течь Ду279 из холодной нитки петли №1 в месте врезки трубопровода САОЗ (нижняя часть бокса парогенераторов, в расчете по CONT_TH это помещение R3c на рисунке 3.2б) при работе энергоблока на номинальной мощности. Дополнительно принят отказ на автоматический запуск ряда активных СБ (САОЗ ВД, САОЗ НД и спринклерная система), остальные системы функционируют. Рассмотрено два варианта развития ТА: без мер по управлению аварией (вариант 1, рассмотрено протекание ТА на внекорпусной фазе); оператор в ручном режиме запускает подачу борированной воды от одного канала САОЗ ВД по факту признаков деградации активной зоны (вариант 2, рассмотрено протекание ТА до захлаживания а.з в корпусе РУ).

В момент времени 0 с наступает исходное событие – течь Ду279 из холодной нитки 1-ой петли ГЦТ в ГО в месте врезки патрубка САОЗ. По сигналу снижения давления срабатывает АЗ, и с задержкой 0,6 с происходит закрытие СРК и отключение турбогенератора По уставке запаса до насыщения отключаются ГЦН. Хронологическая последовательность основных событий при ТА представлена в таблице 3.2.

Таблица 3.2 - Основные события ТА

Время, с	Событие
0	Образование течи Ду279 из холодной нитки ГЦТ в ГО
1	Срабатывание аварийной защиты по сигналу снижения давления на выходе а.з. <14,7 МПа, закрытие СРК и отключение турбогенератора, отключение ГЦН по сигналу снижения запаса до насыщения.
50÷160	Подача борированной воды ГЕ САОЗ при снижении давления на выходе из активной зоны до уставки срабатывания <5,9 МПа
650	Начало разогрева оболочек твэлов
1160÷1450	Разгерметизация оболочек твэлов
1350	Начало интенсивной пароциркониевой реакции
1650	Нарушение стержневой геометрии а.з., начало стекания расплава оболочек твэлов.
Вариант 1 (без мер по управлению ТА)	
2200	Полное осушение а.з., окисление материалов лимитируется доступным паром, образующимся в НКР
2500	Образование бассейна оксидного расплава, его перемещение в нижнюю часть а.з.
3130	Отказ нижней дистанционирующей решетки, выход расплава в НКР, Временная интенсификация генерации водорода
5500	Полное осушение корпуса РУ
8100	Отказ корпуса реактора за счет сквозного проплавления, окончание расчета
Вариант 2 (рассматривается в ВАБ-2 для ВВЭР-1000/В-320)	
1700	Запуск оператором одного канала САОЗ ВД
1730	Поступление воды в а.з., начало восстановления уровня, интенсификация генерации водорода с образованием значительного количества расплава
2450	Захолаживание основной части ТВС
2800	Восстановление уровня в а.з., начало расхолаживания ядра расплава под уровнем воды
5200	Затвердевание всего расплава
10000	Окончание расчета

Динамика наиболее важных параметров а.з., как источника водорода, а также давление в ГО, полученное в согласованном расчете по коду СОКРАТ приведены на рисунке 3.3. Расходы источников воды, пара, азота и водорода в ГО показаны на рисунке 3.4. Затем источники были затабулированы по расходу и энтальпии для дальнейшего использования в качестве граничного условия при моделировании теплогидравлического отклика ГО. До момента подключения САОЗ ВД (1700 с) они полностью совпадают.

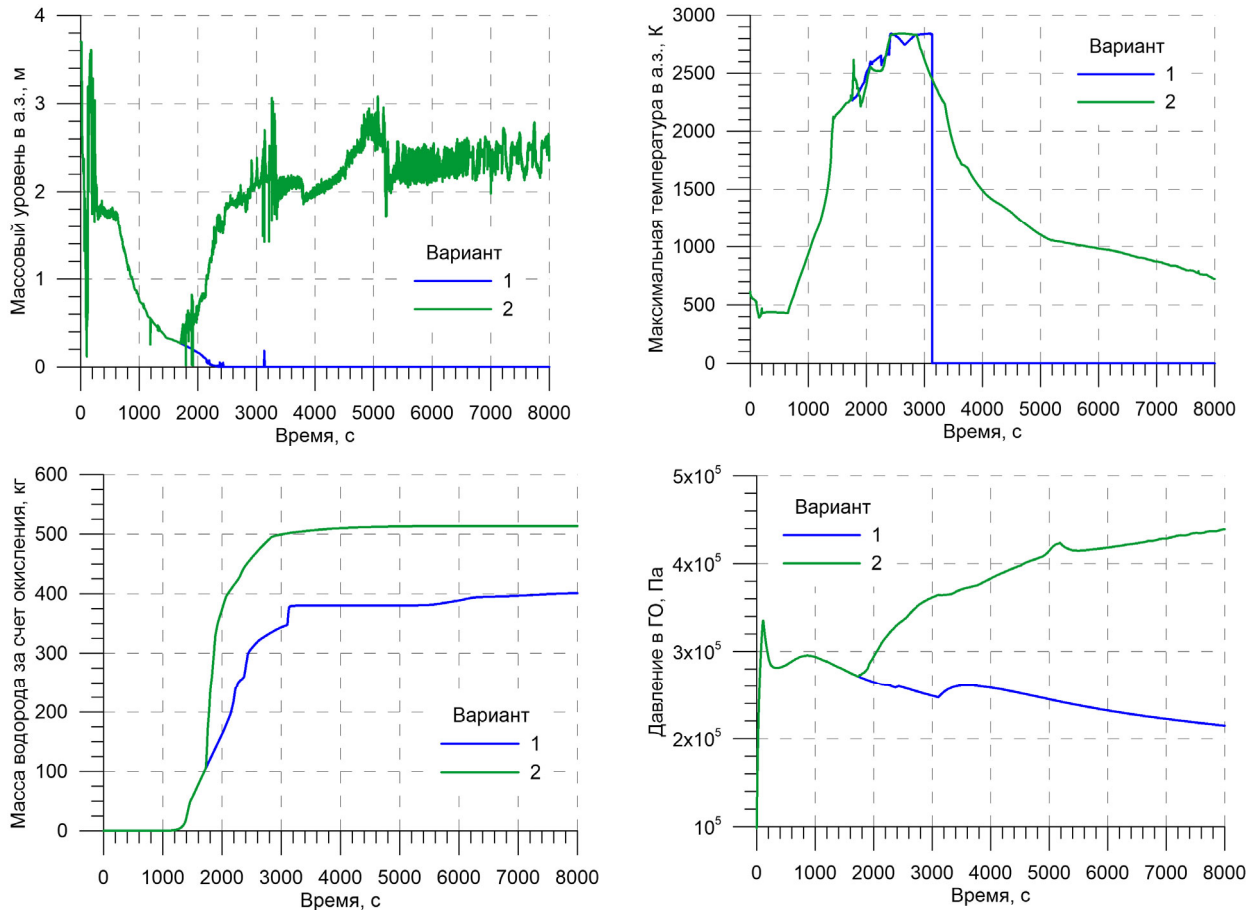


Рисунок 3.3 – Основные параметры протекания ТА

В целом условия разрушения активной зоны в ходе данной ТА близки к условиям проведения экспериментов CORA и PARAMETER, направленных на изучение деградации сборок и выход водорода при ТА, включая повторный залив. Основные тенденции в динамике генерации водорода в аварии и экспериментах соответствуют друг другу.

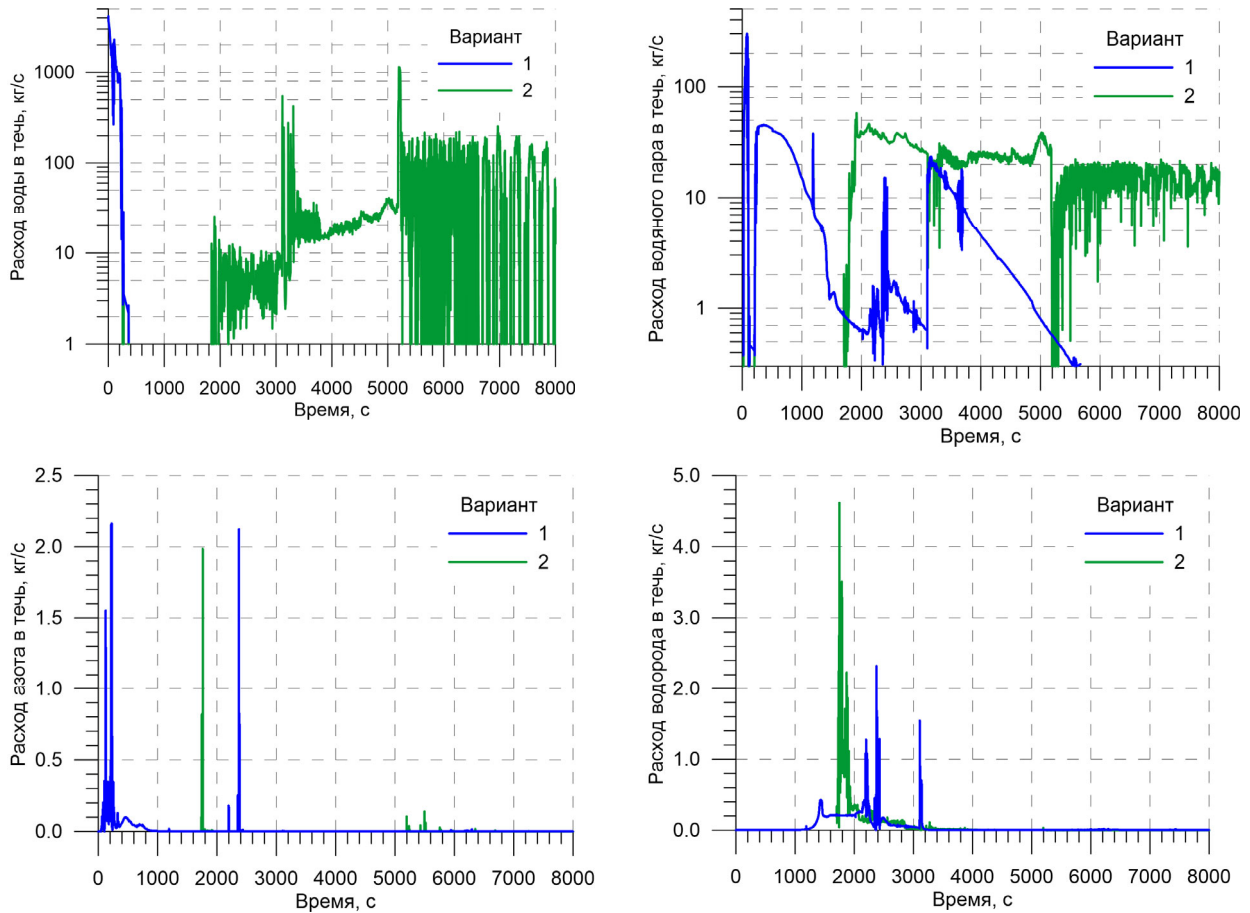


Рисунок 3.4 – Источники теплоносителя и неконденсируемых газов из первого контура в ГО

3.3 Результаты моделирования параметров в ГО и сравнение с CFD кодом

На втором этапе выполнялся детальный анализ теплогидравлического отклика ГО по модулю CONT_TH и сравнение результатов моделирования с CFD кодом.

Теплогидравлический отклик ГО в рассматриваемой ТА можно условно разбить на фазы, по аналогии с рассмотренными выше экспериментами на установке PANDA (рисунок 3.5). Фаза 0 соответствует истечению перегретой воды, а затем воды из ГЕ САОЗ вместе с паровой фазой. На этой же фазе в ГО поступает азот, изначально растворенный в баках ГЕ. В экспериментах на установке PANDA эта фаза имитировалась повышением начального давления до 2 атм.

Фаза I, соответствующая впрыску чистого пара, занимает интервал времени от повторного вскипания теплоносителя в а.з., продолжается на этапе осушения и заканчивается разогревом ТВЭЛов до температур выше 1500К, когда заметная часть пара поглощается оболочками с выделением водорода. Удельная интенсивность поступления пара в ГО составляет от 0,1 до 0,9 г/с/м³, что хорошо коррелирует с его удельным источником в экспериментах PANDA - 0,4 г/с/м³.

На фазе II от 0,5 до 0,9 мольной доли газовой фазы, поступающей в ГО, составляет водород. Активная зона находится в режиме «парового голодания», внешняя пленка диоксида циркония постепенно утончается за счет преобладания диффузии кислорода внутрь оболочки по сравнению с его поверхностным притоком. Характерная удельная интенсивность источника водорода составляет 5 мг/с/м^3 , при пиковом значении до 50 мг/с/м^3 . В экспериментах на установке PANDA расход гелия составлял $\sim 5,2 \text{ г/с}$, что соответствует удельной интенсивности в пересчете на водород $\sim 15 \text{ мг/с/м}^3$.

В варианте 1 Фаза III соответствует переходу а.з. в стадию значительной деградации, источник пара вызван попаданием окисленного расплава в воду, мольная доля водорода менее 0,1. При подключении оператором подачи воды от САОЗ ВД (вариант 2) вначале идет залповый выброс водорода с интенсивностью до 100 мг/с/м^3 , определяемой балансом между разогревом ТВЭЛов за счет химического тепла и снижением свободной поверхности при плавлении оболочек и стекании расплава. Далее, после расхолаживания остатков ТВС и их расплава, истечение переходит на пароводяное (фаза IV). Мощность ОТВ расходуется на частичное испарение воды с поступлением в ГО до $0,4 \text{ г/с/м}^3$ пара, что также сопоставимо с его удельным источником в экспериментах PANDA на фазе I.

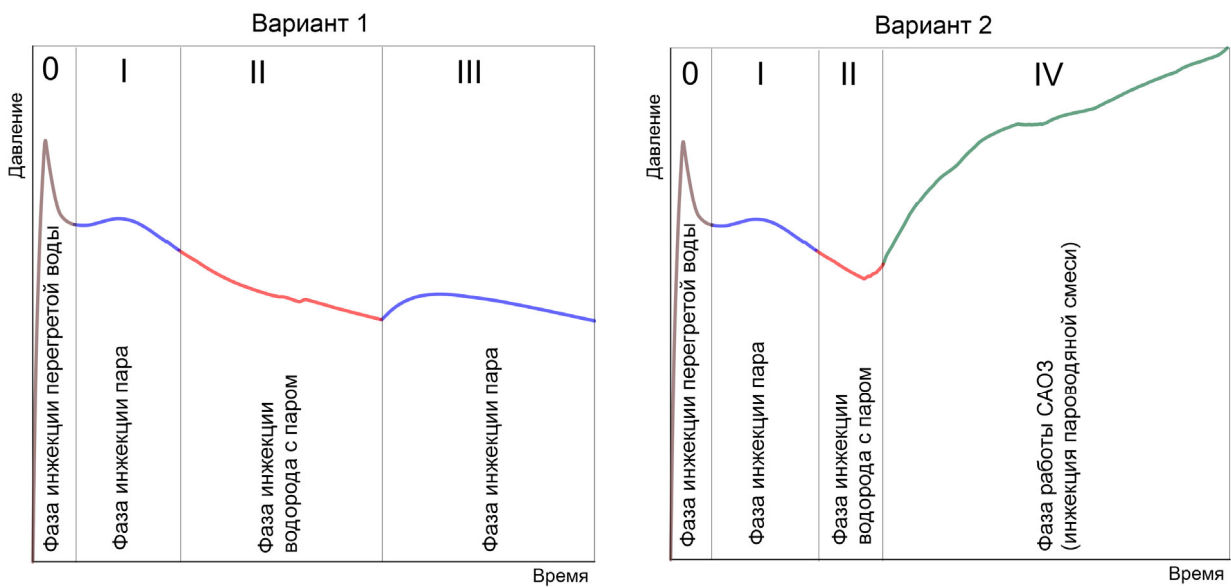


Рисунок 3.5 – Фазы протекания ТА (по источникам среды в ГО)

Бокс ПГ (для модуля CONT_TH помещение R3c на рисунке 3.26), где моделируется истечение, связан с остальными помещениями ГО через область патрубков реактора ($\sim 5 \text{ м}^2$ с помещением R3d – боксом ПГ петель 2 и 3) и трактом вдоль дыхательного трубопровода КД ($\sim 30 \text{ м}^2$, помещения с КД R3f и R4f), вход в который расположенного на уровне и чуть ниже источника из первого контура.

На рисунке 3.6 сопоставлена динамика изменения давления в ГО, полученная по двум кодам. Сразу после образования течи резкий рост давления вызван преобладанием источника пара над его конденсацией. Затем, по мере снижения интенсивности источника, с задержкой на транспорт и перемешивание среды, давление в ГО снижается на интервале 110÷450 с. Небольшие отличия в расчетных кривых давления связаны с равновесным подходом к формированию источника пароводяной смеси в CFD коде. Повторный кратковременный рост давления на ~800 с связан с интенсивным (более 20 кг/с) поступлением пара. Для варианта 1 еще один кратковременный рост давления также обусловлен значительным источником. В варианте 2 к росту давления после 1800 с приводит увеличение выброса пара, связанное с расхолаживанием расплава и элементов первого контура. В целом кривые, рассчитанные по обоим кодам, близки друг к другу, отличия не превышают паспортной погрешности расчетов давления (показаны на рисунке для обоих кодов). Среди наиболее важных явлений, влияющих на динамику изменения давления в ГО в рассматриваемой ТА, можно выделить пристеночную конденсацию пара и конвективное перемешивание среды.

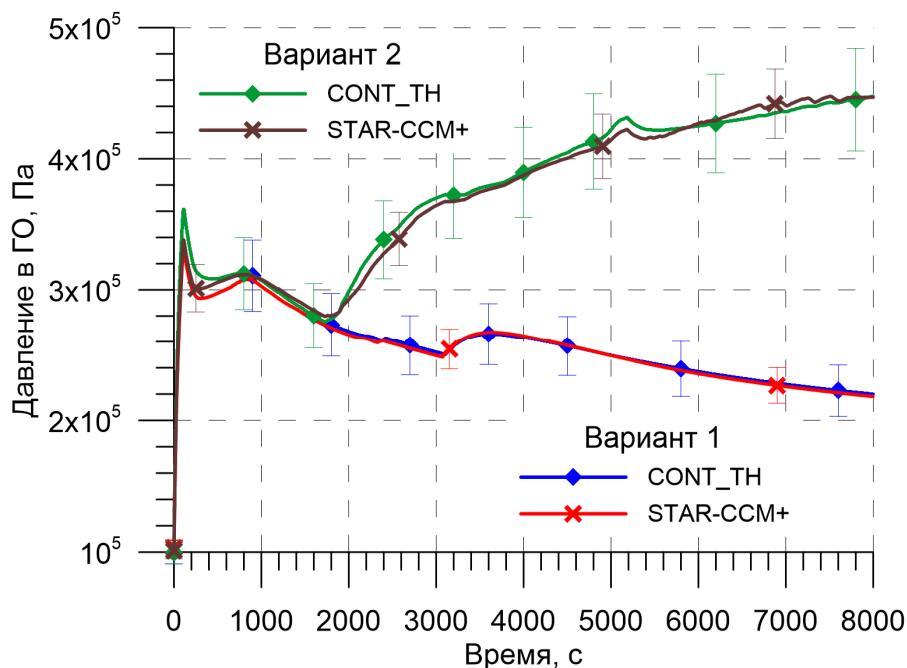


Рисунок 3.6 – Давление в ГО

При разогреве оболочек выше 1500 К более половины мольной доли газовой фазы, поступающей в ГО, составляет водород. Для варианта 1 поступающая легкая пароводородная смесь заполняет нижнюю и верхнюю части аварийного бокса парогенераторов (помещения R3с и R4с на рисунке 3.2б), а затем через помещение компенсатора давления (R3f и R4f) поступает в аппаратный зал (R5), вытесняя воздух в нижнюю часть ГО (рисунок 3.7). После прогрева

строительных конструкций аварийного бокса образуется поток газа в неаварийный бокс (помещения R3d и R4d) и далее в верхнюю часть кольцевого коридора (R4e). На нижний уровень ГО (помещения R2b до R2e) водород почти не поступает.

Хорошее совпадение динамики изменения давления между кодами и с реперными давлением, полученным в согласованном расчете ко коду СОКРАТ (рисунок 3.3) обусловлено корректным описанием совокупности протекающих процессов в моделях и корреляциях модуля CONT_TH, и разумной достаточностью уровня детализации нодализационной схемы.

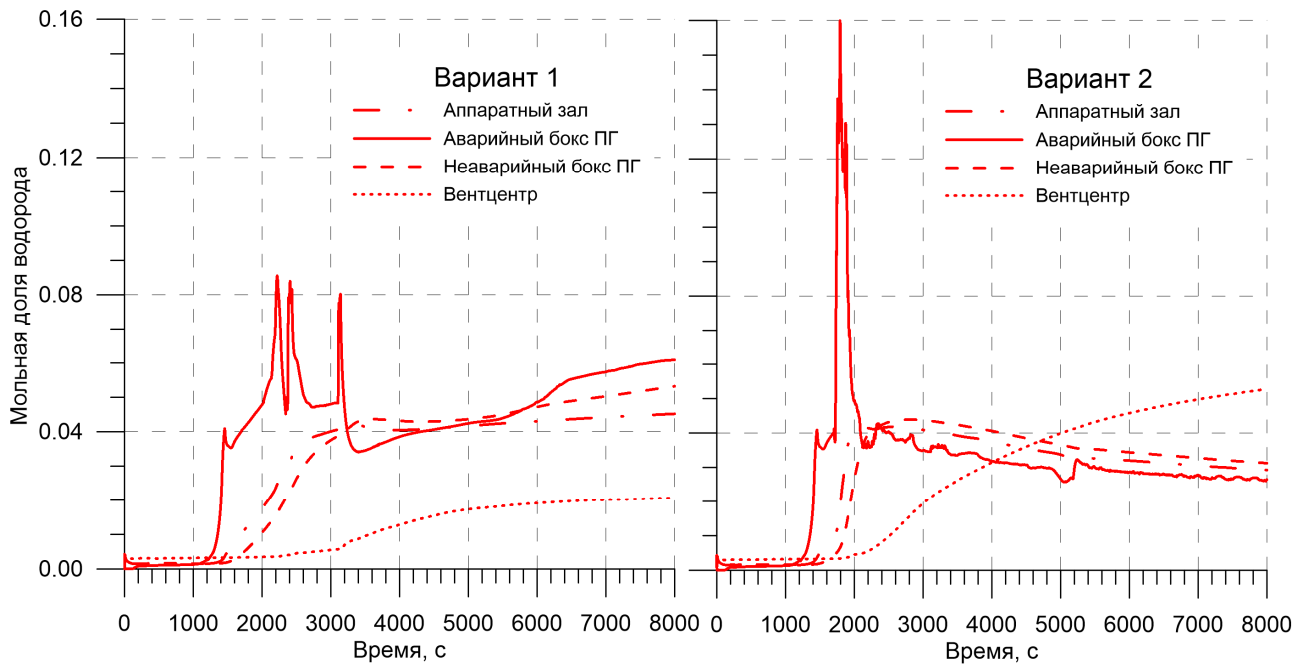


Рисунок 3.7 – Динамика изменения мольной доли водорода в расчете по CONT_TH

Распределение водорода и водяного пара в помещениях ГО по двум кодам на момент окончания истечения водорода из первого контура (вариант 1) приведено на рисунке 3.8. В целом результаты расчетов близки. Оба кода показывают две зоны в распределении водорода по ГО – зона преимущественной аккумуляции водорода, охватывающая помещения на уровне источника и выше, и нижняя зона с его малым содержанием. Распределение водорода в пределах зон достаточно равномерное. Различия в мольной доле водорода между кодами укладываются в паспортную погрешность модуля CONT_TH. В нижних помещениях (вентцентр R2c и R2d, кольцевой коридор R2b и R2e) доля водорода мала и не превышает 0,02 в расчетах по обоим кодам. Различия в локальной мольной доле водяного пара между кодами не превышает 0,1. Это также находится в пределах паспортных значений погрешностей с учетом среднеквадратичного отклонения.

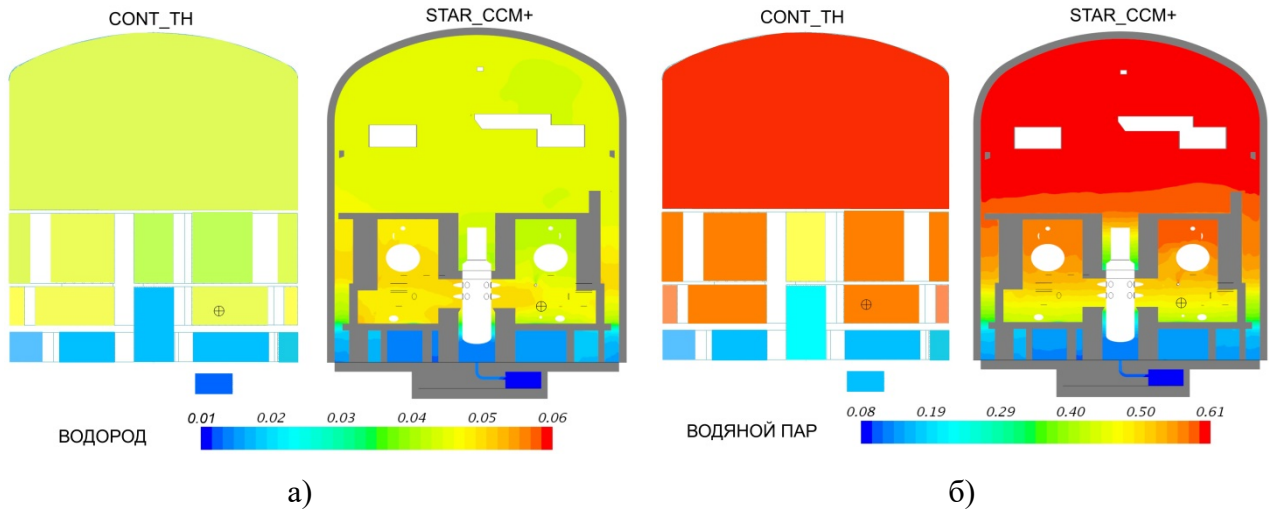


Рисунок 3.8 – Распределение мольных долей на 5000 с (вариант 1)

Для варианта 2 общие картины распределения состава парогазовой среды по двум кодам также хорошо совпадают между собой. На момент полного расхолаживания РУ (~7500 с) оба кода прогнозируют инверсное распределение водорода в нижних помещениях ГО его мольная доля в $1,5 \div 2$ раза выше, чем в аппаратном зале (рисунок 3.9а).

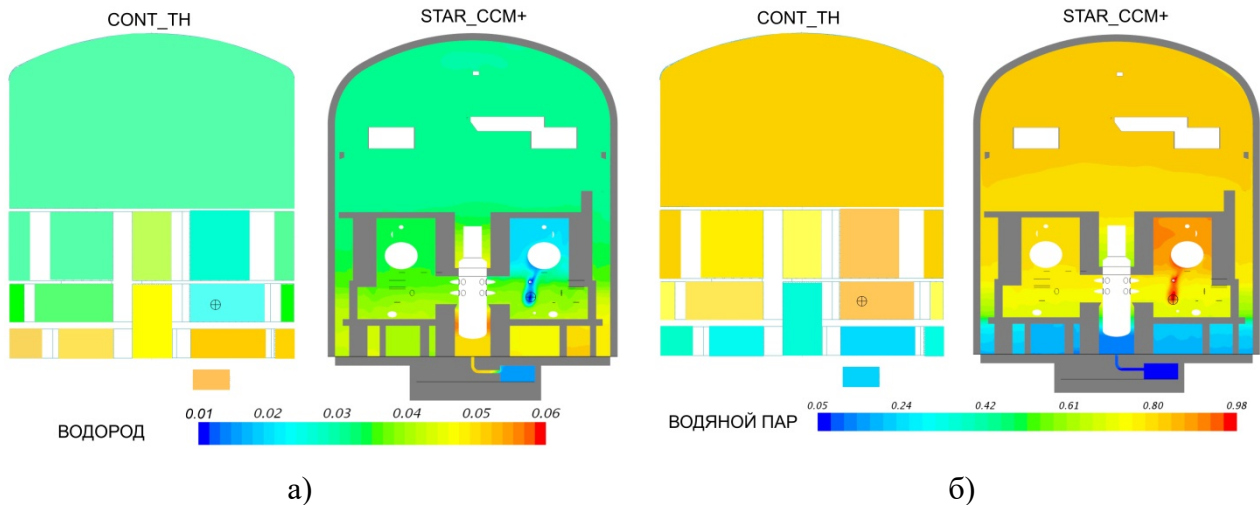


Рисунок 3.9 – Распределение мольных долей на 7500 с (вариант 2)

Рост мольной доли водорода в помещениях нижнего слоя обусловлен снижением массы пара за счет конденсации на развитой поверхности стен и оборудования. Снижение мольной доли водорода на уровне инъекции и выше, напротив, происходит за счет в ГО за счет поступления значительного количества пара при повторном заливе и расхолаживании а.з. Плотность газовой фазы здесь оказывается ниже, чем в верхней из-за того, что поступающий пар имеет высокую температуру. Нормальное по плотности расслоение газовой фазы препятствует развитию циркуляции по всему объему ГО. Мольная доля пара в верхней части

ГО в этом варианте развития ТА составляет $\sim 0,8$ (рисунок 3.9б), а в нижней (в зависимости от помещения и кода) от 0,2 до 0,4.

3.4 Анализ влияния работы СБ на поведение давления в ГО

На третьем этапе проведен анализ влияния СБ на поведение давления в ГО, перемешивание водорода и эффективность его удаления ПКРВ с источниками для варианта 1 (рисунок 3.4). Рассмотрено подключение спринклерной системы по уставке давления в 1,3 атм., а также работа 96-ти ПКРВ типа РВК-1000. Расчеты по модулю CONT_TH показывают, что влияние работы ПКРВ на давление в ГО незначительно (рисунок 3.10а) – уменьшение количества молей газа компенсируется его нагревом. Расчетное значение мощности, выделяемой всеми ПКРВ не превышает 2 МВт. Расход водорода в источнике рассматриваемой ТА выше суммарной производительности ПКРВ, поэтому уменьшение массы водорода в ГО начинается только после окончания работы источника водорода (рисунок 3.11). Работа спринклерной системы в ГО приводит не только к снижению давления, но и обеспечивает гомогенизацию атмосферы почти во всех помещениях. Это видно из сравнения распределений мольных долей водорода на момент окончания расчета на рисунках 3.8а и 3.10б. Перемешивание газа и рост мольной доли водорода при работе спринклерной системы действуют в направлении повышения эффективности удаления водорода ПКРВ (рисунок 3.10в).

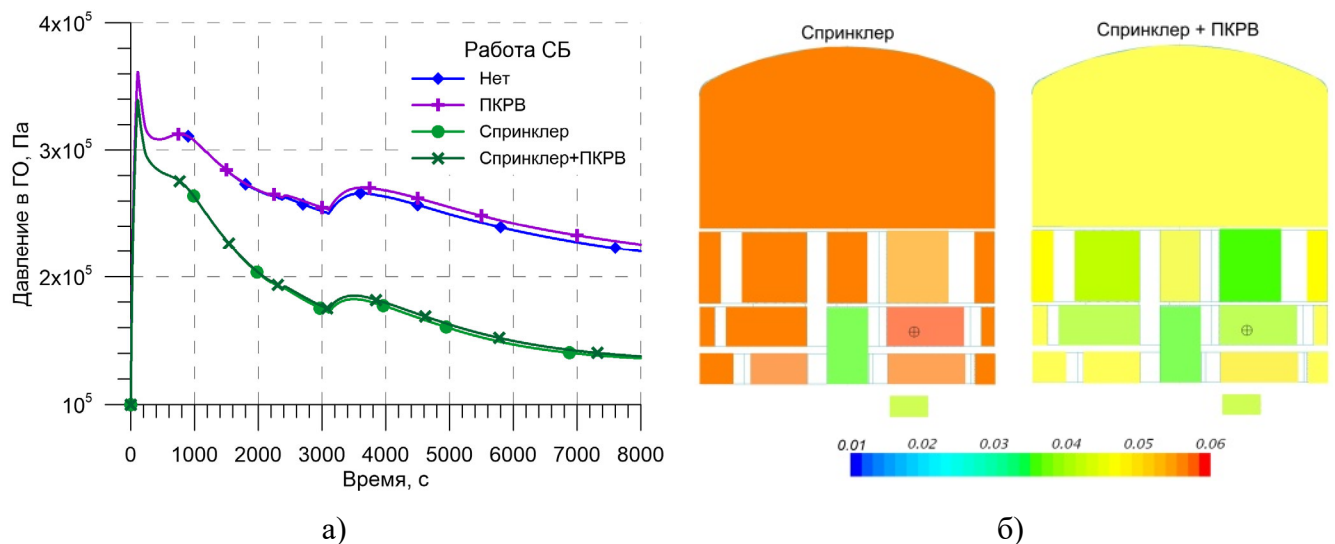


Рисунок 3.10 – Влияние работы СБ на давление (а) и распределение водорода (б)

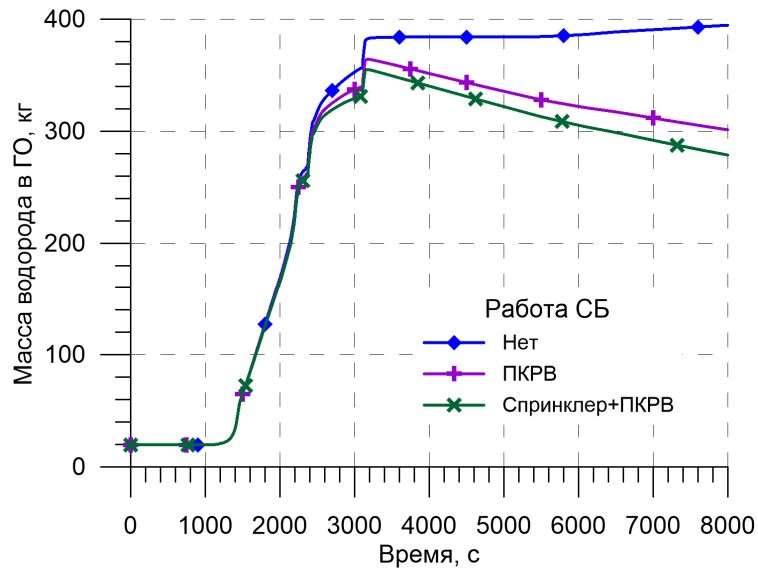


Рисунок 3.11 – Изменение количества водорода в ГО при работе СБ

3.5 Выводы по главе 3

Результат анализа расчетов модельной задачи, проведенных с последовательным усложнением конфигурации систем безопасности, показал, что модуль CONT_TH обеспечивает разумный теплогидравлический отклик ГО на источники, образующиеся в ходе протекания ТА. При ТА, вызванной большой течью Ду279 из первого контура, в распределении водорода по системе связанных помещений ГО можно выделить две зоны с границей приблизительно по уровню расположения источника. Преимущественная аккумуляция водорода в верхней части ГО при отсутствии мер по управлению аварией обусловлена плавучестью поступающей водородсодержащей смеси. При повторном заливе активной зоны распределение водорода принимает инверсный характер за счет поступления горячего пара и продолжающейся конденсацией в нижних помещениях ГО. Крупномасштабные контуры циркуляции не развиваются, поскольку импульс источника мал, а распределение плотности газа и его температуры по высоте ГО нормально. Инверсная стратификация легкого газа наблюдалось экспериментально, например, в сосуде 2 в экспериментах на установке PANDA, хотя там она была вызвана перетеканием холодной обогащенной гелием смеси. Работа спринклерной системы вызывает перемешивание не только в аппаратном зале, но и за счет плотностного эффекта при частичной конденсации пара и охлаждении газа - по всем помещениям ГО. Это согласуется с результатами эксперимента на установке NUPEG (модель ГО PWR в масштабе 1:4) в международной стандартной задаче по перемешиванию и распространению водорода.

Результаты расчетов динамики изменения давления и распределения пара и водорода по помещениям ГО, полученные по модулю CONT_TH и аттестованному CFD коду STAR-CCM+ близки.

Заключение

В настоящей диссертационной работе решена научно-техническая задача разработки модуля численного анализа теплогидравлического отклика атмосферы ГО для кода СОКРАТ. Будучи встроенной в код СОКРАТ, данная разработка имеет существенное значение для обеспечения предприятий атомной отрасли отечественным расчетным инструментом, позволяя выполнять согласованный расчет протекания ТА в системе первый контур – ГО на АЭС с водяным теплоносителем.

В результате выполненной работы решены задачи диссертационного исследования:

- проведен анализ и выбраны модели теплогидравлических процессов для реалистичного описания поведения давления, температуры и состава газовой среды, включая стратификацию и ее разрушение с сохранением характерного времени протекания процессов на малом количестве расчетных ячеек;

- разработана универсальная модель спринклерной форсунки, учитывающая перемешивание среды каплями спрея и взаимодействие газокapельной среды со стенами помещений;

- проведена интеграция разработанного модуля CONT_TH в код СОКРАТ;

- проведена валидация модуля на экспериментальных данных высокого пространственного разрешения в части поведения давления и изменения состава газовой среды в ГО, при работе активных и пассивных СБ, применяемых для смягчения последствий ТА;

- разработана нодализация схема ГО АЭС с ВВЭР-1000, проведена ее апробация в составе кода СОКРАТ с получением источников для модельной ТА;

- для ряда сценариев ТА по модулю CONT_TH получен теплогидравлический отклик ГО, проведено его сопоставление с имеющимися экспериментальными данными и с результатами расчетов по аттестованному CFD коду.

Перечень источников

1. Bolshov L. A., Dolganov K. S., Kiselev A. E., Strizhov V. F. Results of SOCRAT code development, validation and applications for NPP safety assessment under severe accidents, Nuclear Engineering and Design, Volume 341, 2019, Pages 326-345.

2. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2010610562 Российская Федерация. Программа для численного моделирования внутрикорпусной стадии запроектных аварий на реакторных установках с водой под давлением (СОКРАТ-В1/В2) : № 2009617416 : заявл. 22.12.2009 : опубл. 14.01.2010 / В.Ф. Стрижов, К.С. Долганов, С.В. Цаун [и др]; владелец: Акционерное общество «Научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт энергетических технологий «Атомпроект».

3. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2017661573 Российская Федерация. «Программа для численного моделирования тяжелых запроектных аварий, включая образование и перенос радиоактивных веществ, на реакторных установках корпусного типа с водой под давлением типа ВВЭР «СОКРАТ/ВЗ»: № 2017615707 : заявл. 14.06.2017 : опубл. 17.10.2017 / Л. А. Большов, М. А. Затевахин, Л. Э. Лебедев [и др.]; заявитель АО «Концерн Росэнергоатом», ИБРАЭ РАН, ФГУП «РФЯЦ-ВНИИЭФ», АО «АТОМПРОЕКТ».

4. Hessheimer M. F., Dameron R. A. Containment Integrity Research at Sandia National Laboratories. NUREG/CR-6906, 2006.

5. Ввод в эксплуатацию реакторных установок ВВЭР на АЭС - завершающий этап разработки проектов / В. П. Денисов [и др.]. – Москва : ИздАТ, 2006. – 653 с. – ISBN 5-86656-199-9.

6. Rasmussen, Professor Norman C.; et al. "Reactor safety study. An assessment of accident risks in U. S. commercial nuclear power plants. Executive Summary". Wash-1400 (Nureg-75/014). Rockville, MD, USA: Federal Government of the United States, U.S. Nuclear Regulatory Commission, October 1975.

7. G. Preußer, The multi-compartment code WAVCO. Carl Hanser Verlag, München, Kerntechnik 53 (1988) No 1.

8. SOAR on Containment Thermalhydraulics and Hydrogen Distribution Prepared by an OECD/NEA Group of Experts (June 1999)

9. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2017610529 Российская Федерация. КУПОЛ-М версия 1.10а : № 2016618984 : заявл. 22.08.2016 : опубл. 12.01.2017 / А. А. Лукьянов, Н. Н. Шаньгин, А. А. Зайцев, Т. В. Попова ; заявитель Акционерное общество «Государственный научный центр Российской Федерации Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского» (АО «ГНЦ РФ - ФЭИ»), Акционерное

общество «Научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт энергетических технологий «АТОМПРОЕКТ» (АО «АТОМПРОЕКТ»).

10. Аттестационный паспорт программы для ЭВМ СОКРАТ-В1/В2, №564, Москва: Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору (Ростехнадзор), 2022.

11. Томашик Д.Ю. Модуль CONT_TH для расчета теплогидравлических параметров защитных оболочек РУ с водяным теплоносителем //Сборник тезисов докладов научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика – 2024)», — Обнинск : АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», 2024. – 186 с

12. Лабунцов Д.А., Ягов В.В., Механика двухфазных систем: Учебное пособие для вузов – М.: Издательство МЭИ, 2000.

13. Caretto, L.S., Gosman, A.D., Patankar, S.V., Spalding, D.B. Two calculation procedures for steady, three-dimensional flows with recirculation. In: Cabannes, H., Temam, R. (eds) Proceedings of the Third International Conference on Numerical Methods in Fluid Mechanics. Lecture Notes in Physics, vol 19. Springer, Berlin, Heidelberg, 1973.

14. Jie Wang, Xiaxin Cao, Zhaoming Meng, Ming Ding A Hybrid Semi-implicit Method of 1D Transient Compressible Flow for Thermal-Hydraulic Analysis of (V)HTR Gas Turbine Systems. Frontiers Media S.A., series: Frontiers in Energy Research. 2018.

15. Самарский А. А., Николаев Е.С. Методы решения сеточных уравнений. – Москва: Наука, 1978.

16. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П., Справочник по теплогидравлическим расчетам. М.: Энергоатомиздат, 1990.

17. Sparrow E.M., Eichhorn R. and Gregg J.L., Combined Forced and Free Convection in a Boundary Layer Flow, The Physics of Fluids, Vol. 2, No. 3, pp. 319-328, 1959.

18. Ачеркан Н. С. Справочник машиностроителя. Том 2, Москва 1955.

19. Ермолаев А. А. Теоретические основы теплотехники. Государственное энергетическое издательство, Москва 1957.

20. The Electronics Handbook, Second Edition, Editor: Jerry C. Whitaker, Technical Press, Morgan Hill, California, USA, 2005 ISBN: 9780849318894.

21. MELCOR Computer Code Manuals Rev.2, Vol.2. NUREG/CR-6119, 2000.

22. Кутателадзе С.С., Теплопередача и гидродинамическое сопротивление, Москва: Энергоатомиздат, 1990.

23. Lloyd J. R., Moran W. R., Natural Convection Adjacent to Horizontal Surface of Various Planforms, J. Heat Transfer 96, 1974.

24. Бершнайдер С., Свойства газов и жидкостей, Москва: «Химия», 1966, 537 с.

25. Рид Р., Праусниц Дж., Шервуд Т., Свойства газов и жидкостей, 3-е издание, Ленинград: «Химия», 1982, 592 с.
- 26 Hirschfelder J. O., Bird R. B, Spotz E. L, The transport properties of gases and gaseous mixtures. Naval Research Laboratory, University of Wisconsin, Madison, Wisconsin 1948.
- 27 Mason E. A., Monchick L. Transport Properties of Polar Gas Mixtures. The Journal of Chemical Physics, vol. 36, 1962.
- 28 Paganelli C. V., Kurata F. K. Diffusion of water vapor in binary and ternary gas mixtures at increased pressures. Respiration Physiology, vol. 30., 1977.
- 29 Рогов В.П. Коэффициент сопротивления частиц и капель. Научные труды Дальрыбвтуза, 19, Владивосток 2007.
- 30 Пажи Д.Г., Галустов В.С. Основы техники распыливания жидкостей. Москва, Химия 1984.
- 31 Revised Release on the IAPWS Industrial Formulation 1997 for the Thermodynamic Properties of Water and Steam, IAPWS R7-97 2012.
- 32 Wagner W., Kretzschmar H. J. International Steam Tables. Second Edition. Springer, 2008.
- 33 B. Melissari B., Argyropoulos S. A., Development of a heat transfer dimensionless correlation for spheres immersed in a wide range of Prandtl number fluids. Int. J. of Heat and Mass Transfer, vol. 48, 2005.
34. Alexander L. Lindsay and Leroy A. Bromley, Thermal Conductivity of Gas Mixtures, Industrial and Engineering Chemistry, 1950, Vol. 42, No. 8, pp. 1508-1511.
- 35 F.Dabbene et al, Experimental activities on stratification and mixing of a gas mixture under the conditions of a severe accident with intervention of mitigating measures performed in the ERCOSAM-SAMARA Project, Proceedings of ICAPP 2015, Nice, France, 2015. Paper 15148
- 36 G. Mignot, R. Kapulla, S. Paranjape, R. Zboray, M. Fehlmann, W. Bissels, D. Paladino, TEST REPORT FOR TEST PE1 HOLLOW CONE SPRAY TEST, ERCOSAM/WP3/P3.7A/ 2012-17, PSI TM-42-12-11-1, 2013.
- 37 S. Paranjape, G. Mignot, R. Kapulla, R. Zboray, M. Fehlmann, W. Bissels, D. Paladino, TEST REPORT FOR TEST PE2 FULL CONE SPRAY TEST, ERCOSAM/WP3/P3.7B/ 2013-03, PSI TM-42-13-03-1, 2013.
- 38 G. Mignot, S. Paranjape, R. Kapulla, R. Zboray, M. Fehlmann, W. Bissels, D. Paladino, TEST REPORT FOR TEST PE3 COOLER TEST WITH WALL CONDENSATION, ERCOSAM/WP3/P3.7C/ 2013-04, PSI TM-42-13-10-1, 2013
- 39 R. Zboray, S. Paranjape, G. Mignot, R. Kapulla, M. Fehlmann, W. Bissels, D. Paladino, TEST REPORT FOR TEST PE5 COOLER TEST, ERCOSAM/WP3/P3.7E/ 2013-05, PSI TM-42-13-05-1, 2013

40 G. Mignot, R. Kapulla, D. Paladino, S. Paranjape, R. Zboray, M. Fehlmann, W. Bissels, TEST REPORT FOR TEST PE4 HEAT SOURCE TEST, ERCOSAM/WP3/P3.7D/ 2012-13, PSI TM-42-12-09-1, 2013

41 Domenico Paladino, Michele Andreani, Salih Guentay, Guillaume Mignot, Ralf Kapulla, Sidharth Paranjape, Medhat Sharabi, Arkadi Kisselev, Tatiana Yudina et al., Outcomes from the EURATOM–ROSATOM ERCOSAM SAMARA projects on containment thermal-hydraulics for severe accident management, Nuclear Engineering and Design 308 (2016) 103–114

42 G. Mignot, N. Erkan, R. Kapulla, D. Paladino, S. Paranjape, R. Zboray, M. Fehlmann, C. Wellauer, W. Bissels, OECD/NEA ERCOSAM, PANDA Facility Description, Paul Scherrer Institut, 5232, Villigen-PSI, Switzerland, Tech. Rep. TM-42-11-12-3, 2013.

43 G. Mignot, R. Kapulla, S. Paranjape, R. Zboray, M. Fehlmann, W. Bissels, S. Suter, D. Paladino, OECD/NEA HYMERES project: PANDA test facility description and geometrical specifications, Paul Scherrer Institut, 5232, Villigen-PSI, Switzerland, Tech. Rep. TM-42-13-12, HYMERES-P-13-03, 2013.

44 OECD/NEA THAI Project. Hydrogen and Fission Product Issues Relevant for Containment Safety Assessment under Severe Accident Conditions. Final Report, NEA/CSNI/R(2010)3, 10 June 2010.

45 Guodong Gai “Modeling of water sprays effects on premixed hydrogen-air explosion, turbulence and shock waves” PhD dissertation, Normandie Université, 2020

46 Arnaud Foissac, Jeanne Malet, Maria Rosaria Vetrano, Jean-Marie Buchlin, Stephane Mimouni, Francois Feuillebois, Olivier Simonin “DROPLET SIZE AND VELOCITY MEASUREMENTS AT THE OUTLET OF A HOLLOW CONE SPRAY NOZZLE” Atomization and Sprays, 21 (11): 893–905, 2011.

47 <https://spray-expert.ru/upload/iblock/bb4/1v9t25o7uts5kixrdg4i130x8wre6ou4/HH30.pdf>

48 S. Benteboula et al, EU-ERCOSAM PROJECT. Scaling from Nuclear Power Plant to experiments, Proceedings of ICAPP 2015 May 03-06, 2015 - Nice (France) Paper 15378

49 Sonia Benteboula et al, Scaling down analysis of real NPP calculations, ERCOSAM/WP1/D1.1/2011-09, IRSN/DSU/SERAC/LEMAC/11-10, 2011.

50 Jirka G.H. Turbulent buoyant jets in shallow fluid layers. In Turbulent buoyant jets and plumes (Edited by W. Rodi), Pergamon Press, New York, 1982.

51 Hunt G.R., Cooper P., Linden P.F. Thermal stratification produced by plumes and jets in enclosed spaces. Building and Environment 36, 871-882, 2001.

52 «Теплогидравлика защитной оболочки современных и будущих реакторов для задач управления авариями», Отчет АНО ЦАБ ИБРАЭ РАН, Инв. № 3093-№ Н.4ф.45.90.11.1034-2, Москва, 2011.

53 В.В. Воробьев, В.А. Немцев, В.В. Сорокин, Л.Ф. Тюшкевич, Эффективность спринклерной системы охлаждения ГО ЛСБ ВВЭР, МНТК ОКБ «Гидропресс», Подольск, 2011.

54 Мигров Ю.А., Ефимов В. К., Засуха В.К. и др. Экспериментальные исследования внутриконтейментных процессов и пассивных систем безопасности проекта АЭС-2006 на стенде КМС – В сб.: 6-я МНТК «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР» ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, 2009 г., 62 с.

55 J. Malet, A. Foissac, C. Vayaboury, T. Gélain, S. Mimouni “Numerical study on the influence of simplified spray boundary conditions for the characterization of large industrial safety spray systems used in nuclear reactors” ICLASS 2012, 12th Triennial International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, Heidelberg, Germany, September 2-6, 2012.

56 J. Malet, M.R. Vetrano, S. Mimouni, O. Simonin “DROPLET SIZE AND VELOCITY MEASUREMENTS AT THE OUTLET OF A HOLLOW CONE SPRAY NOZZLE” Atomisation and sprays, January 2011.

57 M. Andreani et al, Modelling of stratification and mixing of a gas mixture under the conditions of a severe accident with interventions of mitigation measures, Proceedings of ICAPP 2015, May 03-06, 2015 – Nice (France), Paper 15348.

58 A.S. Filippov et al, Complete CFD Analysis of ERCOSAM-SAMARA Exercises: A Step Towards Advanced Modeling Of LWR Containment Under Severe Accident Conditions, Proceedings of ICAPP 2015 May 03-06, 2015 - Nice (France) Paper 15309

59 Zhe (Rita) Liang, AECL Post-Test Analysis Report for the ERCOSAM-SAMARA Projects – Part I, AECL Report 153-114270-440-011, 2014

60 Зайцев, А. А. Теплогидравлическое обоснование защитных оболочек АЭС с ВВЭР: специальность 05.14.03 "Ядерные энергетические установки, включая проектирование, эксплуатацию и вывод из эксплуатации": диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Зайцев Алексей Александрович. – Обнинск, 2005. – 156 с.

61 А.М. Хизбуллин, М.А. Камнев, О.В. Тюриков, Расчетное моделирование развития тяжелой аварии с учетом влияния работы теплообменника на стратификацию водорода в защитной оболочке, материалы конференции Научно-техническая конференция молодых специалистов, Подольск, 26-27 марта 2014.

62 Jeanne Malet, Containment thermal-hydraulics of current and future LWRs for severe accident management. Summary report (phenomenology and code capabilities). DELIVERABLE (D-N°:4.1), IRSN Report PSN-RES/SCA/2014-01, 2014

63 Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Теоретическая физика: Учеб. пособ.: Для вузов. В10 т. Т. VI. Гидродинамика. 5-е изд. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2001.

64 Malet J., et.al Synthesis of stratification and mixing of a gas mixture under severe accident conditions with intervention of mitigating measures. Proceedings of ICAPP 2015 May 03-06, 2015 - Nice (France) Paper 15381

65 D’Auria, F. Panel Session: Reliability of Passive Systems. Research in Medical & Engineering Sciences. Vol 4, 2018.

66 EVALUATION OF LIMITS FOR EFFECTIVE FLAME ACCELERATION IN HYDROGEN MIXTURES, S. B. Dorofeev et al, 3rd International Symposium on Hazards, Prevention, and Mitigation of Industrial Explosions, Tsukuba, Japan, October 23-27, 2000, pp. 314-319 .

67 D.Paladino, Measurement notes, PSI, 30.04.2018.

68 Auban, O., Malet, J., Brinster, J., Quillico, J.J., Studer, E., (2003). “Implementation of gas concentration measurement systems using mass spectrometry in containment thermal-hydraulic facilities: different approaches for calibration and measurement with steam/air/helium mixtures.” In: Proceedings of the tenth International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10), Seoul, Korea, 5–9 October, 2003.

69 F. Mascari, D.Y. Tomashchik et al, OECD/NEA/CSNI/WGAMA PERSEO benchmark: Main outcomes and conclusions, Nuclear Engineering and Design 405 (2023) 112220.

70 Аттестационный паспорт программы для электронных вычислительных машин STAR-CCM+ № 589 от 20.12.2023, ФБУ НТЦ ЯРБ, Экспертный совет по аттестации программ для ЭВМ при Ростехнадзоре.

71 Браславский Ю.В., Дудаков В.Ф. Альбом технологических схем реакторного отделения АЭС с ВВЭР-1000 (В-320): учеб. пособие - Севастополь, СНУЯЭиП, 2010. – 78 с.

72 СЕРИЙНЫЙ ЭНЕРГОБЛОК С РЕАКТОРОМ ВВЭР-1000. Киевский филиал института Энергомонтажпроект Минэнерго СССР, 1982, 74 с.

73 С.Т. Лескин, А.С. Шелегов, В.И. Слободчук ФИЗИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ И КОНСТРУКЦИЯ РЕАКТОРА ВВЭР-1000. Министерство образования и науки Российской Федерации Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ» Обнинский институт атомной энергетики, М. 2011.