

НИЦ «КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ»

На правах рукописи



Шмельков Глеб Борисович

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ТЕПЛООБМЕНА ИЗЛУЧЕНИЕМ
ПРИМЕНительно К АНАЛИЗУ ПОЗДНЕЙ СТАДИИ ТЯЖЕЛОЙ
АВАРИИ НА АЭС С ВВЭР**

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

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:

к.т.н. Мельников И.А.

МОСКВА - 2026

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	4
1 Современное состояние вопроса.....	10
1.1 Моделирование теплообмена излучением в расчетных кодах	10
1.2 Методы моделирования теплообмена излучением	15
1.2.1 Зональные методы	17
1.2.2 Методы Монте-Карло.....	19
1.2.3 Методы сферических гармоник	20
1.2.4 Методы дискретных ординат	21
1.3 Моделирование радиационных свойств газов.....	22
1.3.1 Модели полинейного расчета.....	23
1.3.2 Модели узкой полосы.....	23
1.3.3 Модели широкой полосы	26
1.3.4 Модели k -распределения	26
1.3.5 Глобальные модели	28
1.4 Выводы.....	32
2 Особенности протекания тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР	34
2.1 Внутрикорпусная стадия тяжелой аварии	34
2.2 Внекорпусная стадия тяжелой аварии	39
2.2.1 Локализация расплава в УЛР	39
2.2.2 Взаимодействие расплава с бетоном	44
2.3 Выводы.....	47
3 Описание расчетной методики.....	49
3.1 Описание зонального метода расчета	50
3.2 Методика расчета угловых коэффициентов	55
3.3 Методика учета эффекта затенения	61
3.4 Методика расчета радиационных свойств газов	64
3.5 Программа для ЭВМ THERA.....	67
3.6 Выводы.....	68
4 Верификация и валидация расчетной методики	70
4.1 Расчет угловых коэффициентов.....	70
4.2 Расчет угловых коэффициентов с учетом затенения	77
4.3 Теплообмен излучением в поглощающей среде: куб, заполненный серым газом.....	79
4.4 Теплообмен излучением в поглощающей среде: L-образная расчетная область, заполненная серым газом	81

4.5 Теплообмен излучением в поглощающей среде: эллиптическая поверхность, заполненная серым газом	84
4.6 Теплообмен излучением в поглощающей среде: цилиндр, заполненный парогазовой смесью.....	86
4.7 Теплообмен излучением в поглощающей среде: параллелепипед, заполненный водяным паром.....	88
4.8 Валидация, моделирование эксперимента по теплообмену излучением	90
4.9 Выводы.....	95
5 Практическое применение программы для ЭВМ THERA	97
5.1 Внутрикorpусная стадия тяжелой аварии	98
5.1.1 Условия моделирования	98
5.1.2 Описание расчетной схемы	101
5.1.3 Результаты моделирования	104
5.2 Внecкoрпyсная стадия тяжелой аварии: локализация расплава в УЛР	108
5.2.1 Локализация расплава в УЛР АЭС-2006	108
5.2.2 Локализация расплава в УЛР ВВЭР-ТОИ	120
5.3 Внecкoрпyсная стадия тяжелой аварии: взаимодействие расплава с бетоном	132
5.3.1 Условия моделирования	132
5.3.2 Описание расчетной схемы	135
5.3.3 Результаты моделирования	138
5.4 Выводы.....	142
Заключение	145
Список Иcпoльзoвaнныx oбoзнaчeний	147
Список литературы.....	148

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность работы

В рамках обоснования безопасности АЭС с ВВЭР демонстрируется ограниченность радиационного воздействия на окружающую среду не только в ходе проектных и гипотетических запроектных аварий, но и аварий с плавлением топлива – тяжелых аварий. На поздней фазе тяжелой аварии (ТА) на АЭС с ВВЭР в нижней части корпуса реактора прогнозируется формирование ванны высокотемпературного расплава. Температура расплава, состоящего из материалов активной зоны и конструкционной стали, в отсутствие эффективного охлаждения превышает 2000°С. При таких температурах теплообмен излучением вносит существенный вклад в процесс теплопередачи от расплава к окружающим конструкциям реакторной установки (РУ), интенсивное тепловое излучение может приводить к нагреву и оплавлению элементов РУ. На внутрикорпусной стадии ТА стекание расплавленных элементов внутрикорпусных устройств в расплав изменяет не только его фазовый состав, но и определяет теплоотдачу, ускоряя процесс разрушения корпуса реактора. На внекорпусной стадии ТА учет теплообмена излучением не менее важен, например, для определения теплового состояния устройства локализации расплава или оценки степени повреждения шахты реактора. Анализ хода протекания ТА осложняется необходимостью одновременного учета большого количества взаимосвязанных физико-химических и теплофизических процессов, для моделирования каждого из которых обычно используется отдельная расчетная модель. Так, например, определение динамики нагрева и плавления конструкций РУ за счет теплового излучения с поверхности расплава осуществляется путем решения задачи теплообмена излучением, реализованного в специализированной модели. Среди всего множества факторов, характерных для поздней фазы ТА на АЭС с ВВЭР и подлежащих учету в ходе решения, целесообразно отметить следующие специфические особенности рассматриваемой задачи:

- Сложная геометрия конструкции РУ и герметичного ограждения (ГО) с наличием затеняющих друг друга поверхностей;
- Изменение геометрии конструкции в ходе протекания ТА вследствие воздействия теплового излучения;
- Существенное неоднородное распределение температуры по поверхностям конструкции РУ;
- Присутствие парогазовой смеси (ПГС) в объеме над расплавом, для которой характерно поглощение и испускание излучения.

В настоящее время моделирование теплообмена излучением в ряде расчетных кодов, применяемых для анализа поздней фазы ТА, осуществляется со значительными упрощениями. В первом приближении теплообмен излучением моделируется с помощью модели двух серых тел,

позволяющей рассчитывать испускаемый от ванны расплава тепловой поток излучением к абстрактной поверхности с заданной температурой (код ГЕФЕСТ-УЛР). В ряде расчетных кодов (RELAP/SCDAP, СОКРАТ-B1/B2, ASTEC) теплообмен излучением моделируется в приближении оптически-прозрачной среды в объеме расчетной области, заданной в осесимметричной постановке. Способы расчета теплообмена излучением в присутствии ПГС, как правило, ограничиваются использованием приближения серого газа и приближения диффузии излучения, что также не позволяет в полной мере учесть эффекты поглощения и испускания излучения в объеме газа.

Согласно рекомендациям российского регулятора и МАГАТЭ, моделирование процессов, сопровождающих ТА, должно выполняться в реалистическом приближении. С учетом имеющихся существенных упрощений в современных расчетных моделях разработка расчетной методики, предназначенной для моделирования теплообмена излучением применительно к описанной задаче, является актуальной научной и практической задачей.

Цели и задачи

Целью работы является разработка расчетной методики, предназначенной для моделирования теплообмена излучением применительно к анализу поздней фазы тяжелой аварии на АЭС с реактором ВВЭР, а также ее реализация в виде отдельной программы для ЭВМ. В методике должна быть реализована поддержка трехмерной расчетной области с учетом возможного затенения поверхностей, а также возможность моделирования теплообмена излучением как в оптически-прозрачном объеме над расплавом, так и в объеме, заполненном парогазовой смесью с составом, характерным для условий тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР.

Для достижения поставленной цели были сформулированы и решены следующие задачи:

1. Проведен анализ современного состояния вопроса моделирования теплообмена излучением, по результатам которого были отобраны численные методы, наиболее подходящие для расчета теплообмена излучением на поздней фазе ТА на АЭС с ВВЭР;
2. Разработана оригинальная расчетная методика для моделирования теплообмена излучением в трехмерной расчетной области с учетом возможного затенения поверхностей и присутствия ПГС в расчетной области, поглощающей и испускающей излучение с учетом дискретного характера спектра поглощения газов, применительно к анализу поздней фазы ТА на АЭС с ВВЭР. Методика реализована в виде программы для ЭВМ «THERA» на языке программирования C++;
3. Проведена верификация разработанной программы для ЭВМ «THERA», на аналитических и модельных задачах, а также ее валидация на экспериментальных данных;
4. Получены результаты расчетного исследования влияния эффекта затенения и теплофизических параметров ПГС с учетом дискретного характера спектра поглощения газов на

распределение плотности теплового потока результирующего излучения в трехмерной расчетной области применительно к поздней фазе ТА на АЭС с ВВЭР. С помощью программы для ЭВМ «THERA» были получены результаты для следующих прикладных задач:

- Расчетный анализ процесса внутрикорпусного удержания расплава при ТА на АЭС с реактором ВВЭР-С;
- Расчетный анализ процесса локализации расплава в УЛР проектов АЭС-2006 и ВВЭР-ТОИ на внекорпусной стадии ТА на АЭС с реактором ВВЭР-1200;
- Расчетный анализ процесса взаимодействия расплава с бетоном (в шахте реактора) на внекорпусной стадии ТА на АЭС с реактором ВВЭР-1000 (В-320).

Научная новизна

В результате настоящей работы были получены следующие новые научные результаты:

1. Разработана оригинальная расчетная методика, позволяющая осуществлять моделирование теплообмена излучением в трехмерной расчетной области (с учетом затенения) применительно к анализу поздней фазы ТА на АЭС с ВВЭР в оптически-прозрачной среде и с учетом наличия ПГС, поглощающей и испускающей излучение, принимая во внимание дискретный характер спектра поглощения газов. Для разработанной расчетной методики получены результаты верификации на аналитических и модельных задачах и результаты валидации на экспериментальных данных. Расчетная методика реализована в программе для ЭВМ «THERA» на языке программирования C++;

2. Впервые получены результаты расчетного исследования влияния эффекта затенения на распределение плотности теплового потока результирующего излучения в трехмерной расчетной области, описывающей конструкцию нижней части реактора ВВЭР-С, УЛР проектов АЭС-2006 и ВВЭР-ТОИ и шахты реактора ВВЭР-1000 (В-320), применительно к анализу ТА на АЭС с ВВЭР;

3. Впервые получены результаты расчетного исследования влияния теплофизических параметров ПГС с учетом дискретного характера спектра поглощения на распределение плотности теплового потока результирующего излучения в трехмерных реалистических расчетных областях, описывающих конструкцию нижней части реактора ВВЭР-С, УЛР проектов АЭС-2006 и ВВЭР-ТОИ и шахты реактора ВВЭР-1000 (В-320) применительно к анализу внутрикорпусной и внекорпусной стадий ТА на АЭС с ВВЭР;

4. Впервые получены результаты расчетного исследования воздействия теплового излучения с поверхности расплава на конструкции тепловых защит и фермы-консоли в трехмерной расчетной области применительно к анализу процесса локализации расплава в УЛР проекта АЭС-2006 и в УЛР проекта ВВЭР-ТОИ;

5. Впервые получено распределение плотности теплового потока результирующего излучения на термомеханический элемент (ТМЭ) клапана подачи воды (КПВ) в трехмерной расчетной области применительно к анализу процесса локализации расплава в УЛР проекта ВВЭР-ТОИ.

Практическая значимость работы

Разработанная расчетная методика, реализованная в программе для ЭВМ «THERA», позволяет осуществлять моделирование теплообмена излучением на поздней стадии ТА на АЭС с реакторами ВВЭР в трехмерной расчетной области в приближении оптически-прозрачной среды, а также с учетом наличия ПГС, поглощающей и испускающей излучение в объеме расчетной области, принимая во внимания дискретный характер спектра поглощения газов. Величины плотностей тепловых потоков результирующего излучения, полученные с использованием расчетной методики, могут быть использованы для разработки исходных данных для обоснования безопасности АЭС с ВВЭР на поздней фазе ТА – при анализе динамики нагрева и оплавления конструкций РУ за счет теплового излучения при внутрикорпусном удержании расплава и последующем уточнении состава ванны расплава, при обосновании целостности оборудования УЛР, включая анализ срабатывания ТМЭ КПВ, предназначенного для дополнительной подачи воды на поверхность расплава, а также для анализа напряженно-деформированного состояния строительных конструкций шахты реактора. Важность корректного расчета теплообмена на ТМЭ КПВ излучением также обуславливается тем, что срабатывание КПВ осуществляется пассивным способом — за счет достижения критериальной температуры ТМЭ непосредственно вследствие нагрева элемента тепловым излучением от поверхности расплава.

Разработанная расчетная методика применялась при выполнении договорных работ, включая НИР, для расчета распределения плотности теплового потока результирующего излучения. Результаты выполненных расчетов использовались в качестве исходных данных генеральным конструктором реакторных установок и генеральным проектировщиком атомных станций при разработке технических решений и лицензировании для следующих энергоблоков: Курская АЭС-2 (энергоблок № 1), НВАЭС-2 (энергоблоки № 6 и № 7), Кольская АЭС-2.

Основные положения, выносимые на защиту

1. Разработанная расчетная методика, предназначенная для моделирования теплообмена излучением с поверхности расплава в трехмерной расчетной области применительно к анализу протекания поздней фазы ТА на АЭС с ВВЭР в оптически-прозрачной среде, а также с учетом наличия ПГС, поглощающей и испускающей излучение в объеме расчетной области, принимая во внимание дискретный характер спектра поглощения газов;

2. Программа для ЭВМ «THERA», в которой реализована оригинальная расчетная методика;

3. Результаты верификации расчетной методики на модельных и аналитических задачах и ее валидации на экспериментальных данных;

4. Результаты расчетного исследования влияния эффекта затенения и теплофизических параметров ПГС с учетом дискретного характера спектра поглощения газов на распределение плотности теплового потока результирующего излучения в трехмерной расчетной области для следующих прикладных задач:

- Расчетный анализ процесса внутрикорпусного удержания расплава при ТА на АЭС с реактором ВВЭР-С;

- Расчетный анализ процесса локализации расплава в УЛР проектов АЭС-2006 и ВВЭР-ТОИ на внекорпусной стадии ТА на АЭС с реактором ВВЭР-1200;

- Расчетный анализ процесса взаимодействия расплава с бетоном (в шахте реактора) на внекорпусной стадии ТА на АЭС с реактором ВВЭР-1000 (В-320), необорудованном УЛР.

Личный вклад

1. Автором лично разработана расчетная методика, предназначенная для моделирования теплообмена излучением в трехмерной расчетной области применительно к поздней фазе ТА на АЭС с ВВЭР, в приближении оптически-прозрачной среды, а также в случае наличия поглощающей и испускающей излучение ПГС с учетом дискретного характера спектра поглощения газов;

2. Автором лично реализована расчетная методика в виде программы для ЭВМ «THERA» на языке программирования C++;

3. Автором лично проведена валидация расчетной методики на экспериментальных данных, а также ее верификация на аналитических и модельных задачах;

4. Автором лично проведено моделирование теплообмена излучением разработанной программой для ЭВМ «THERA» для следующих прикладных задач:

- Расчетный анализ процесса внутрикорпусного удержания расплава при ТА на АЭС с реактором ВВЭР-С;

- Расчетный анализ процесса локализации расплава в УЛР проектов АЭС-2006 и ВВЭР-ТОИ на внекорпусной стадии ТА на АЭС с реактором ВВЭР-1200;

- Расчетный анализ процесса взаимодействия расплава с бетоном (в шахте реактора) на внекорпусной стадии ТА на АЭС с реактором ВВЭР-1000 (В-320).

Достоверность результатов

Достоверность полученных результатов подтверждается верификацией расчетной методики на аналитических тестах и модельных задачах, а также ее валидацией на экспериментальных данных.

Апробация работы

Основные результаты проделанной автором работы представлены в трех статьях журналов [3-5], два из которых входят в перечень рецензируемых научных изданий, рекомендованных ВАК для опубликования основных научных результатов диссертации, и докладывались на российских и международных конференциях [6-12]. По результатам проделанной работы получено свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ [13].

Структура и объем работы

Диссертация общим объемом 154 страниц состоит из введения, 5 глав, заключения, содержащего основные выводы по работе, списка использованных обозначений и списка литературы. Список цитируемых источников составляет 136 наименований. Диссертация содержит 79 рисунков и 13 таблиц.

1 СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА

В данной главе представлены результаты анализа современного состояния вопроса применительно к проблематике моделирования теплообмена излучением, в том числе для анализа тепловых потоков, отводимых от расплава, на поздней стадии тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР. В первой части литературного обзора представлены подходы к моделированию теплообмена излучением в современных кодах, предназначенных для расчетного анализа тяжелых аварий на АЭС. Во второй части обзора приведено описание современных методов моделирования теплообмена излучением, позволяющих осуществлять расчет как для случая оптически-прозрачной среды в объеме расчетной области, так и в случае парогазовой среды, поглощающей и испускающей излучение. Также представлено описание методов расчета радиационных свойств для газов и их смесей.

1.1 Моделирование теплообмена излучением в расчетных кодах

Среди существующих расчетных кодов, предназначенных для численного моделирования процессов, протекающих в ходе тяжелой аварии на реакторах с водой под давлением, можно выделить следующие отечественные и зарубежные программы:

- Код СОКРАТ-B1/B2 – интегральный тяжелоаварийный код, разработанный кооперацией российских научно-исследовательских институтов и организаций, предназначен для моделирования тяжелых аварий с плавлением активной зоны на РУ ВВЭР [14];
- Код ГЕФЕСТ-УЛР, разработанный в НИЦ «Курчатовский институт» [15] и предназначенный для моделирования функционирования устройства локализации расплава на внекорпусной стадии тяжелой аварии на АЭС с реактором ВВЭР;
- Код MELCOR – интегральный тяжелоаварийный код, разработанный в Сандийской Национальной лаборатории в США [16]. Предназначен для анализа процесса протекания тяжелой аварии на всем ее диапазоне для реакторов PWR;
- Код RELAP/SCDAP – расчетный код, разработанный в «Национальной инженерной лаборатории штата Айдахо» INEL [17], предназначен для моделирования физико-химических процессов на всем диапазоне тяжелой аварии на реакторах PWR;
- Код МААР – код, разработанный в Научно-Исследовательском институте электроэнергетики США [18] [19] для моделирования физико-химических процессов при тяжелой аварии на реакторах PWR на всем ее протяжении;
- Код ASTEC – код, разработанный в рамках международной кооперации IRSN (Франция) и GRS (Германия) [20]. Позволяет проводить моделирование физико-химических процессов, сопровождающих тяжелую аварию на реакторах с водой под давлением.

С помощью программного средства СОКРАТ-B1/B2 возможно осуществлять моделирование комплекса теплогидравлических, термомеханических и физико-химических

процессов, протекающих при тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР с момента начала тяжелой аварии вплоть до момента перемещения расплава в подреакторное пространство с анализом выхода ПД на всех стадиях тяжелой аварии. Моделирование теплообмена излучением в коде СОКРАТ-В1/В2 реализовано в модуле, предназначенном для анализа процесса разрушения активной зоне, расчет теплообмена излучением основан на зональном методе, на поверхностях расчетной области задаются граничные условия в виде температуры, поверхности принимаются серыми, характер излучения – диффузный. Расчетная область разбивается на кольцевые и цилиндрические элементы, при образовании расплава в нижней части корпуса реактора поверхность расплава задается в виде плоского диска. Расчет в присутствии парогазовой смеси осуществляется в приближении серого газа, осуществляется расчет усредненного по спектру коэффициента поглощения

Расчетная схема кода ГЕФЕСТ-УЛР базируется на решении нелинейного нестационарного уравнения теплопроводности, коэффициенты которого зависят от температуры, времени, пространства и ряда других параметров. Решение уравнения осуществляется методом конечных элементов на двумерной расчетной сетки, составленной из четырехугольных элементов. Согласно [15], расчет теплообмена излучением расплава с окружающей средой осуществляется с помощью модели двух серых тел. Считается, что тепловое излучение от поверхности расплава отводится к абстрактному телу с фиксированной температурой. В расчетной модели данное приближение реализуется посредством постановки граничного условия на поверхности кориума следующего вида:

$$q = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_{\text{расплав}}^4 - T_{\text{абс}}^4) \quad (1.1)$$

где $T_{\text{расплав}}$, $T_{\text{абс}}$ – температуры поверхности расплава и абстрактного тела соответственно, ε – приведенная степень черноты поверхности расплава, рассчитанная через степени черноты поверхности расплава и абстрактного тела, σ – постоянная Стефана-Больцмана.

Отметим, что данный подход позволяет получить оценку отведенного от кориума теплового потока за счет излучения, при этом расчет тепловых нагрузок на выбранные элементы вышерасположенных конструкций РУ невозможен как в приближении оптически-прозрачной среды, так и в условиях присутствия газовой смеси в объеме.

Программным средством MELCOR [21] возможно осуществлять расчеты теплогидравлических процессов в активной зоне реактора в случае возникновения тяжелой аварии, а также моделировать разрушение активной зоны с образованием ванны расплава, перемещением ее на днище корпуса реактора, включая процессы образования дебриса, выхода водорода и продуктов деления в объем герметичного ограждения. В основе математической модели кода MELCOR лежит метод контрольного объема, код разделен на ряд расчетных модулей, описывающих конкретную подзадачу в ходе интегрального моделирования. Модуль

Heat Structure предназначен для расчета процессов теплоотдачи при анализе протекания тяжелой аварии, помимо учета конвективного и диффузионного теплопереноса в расчетной области, данный модуль позволяет рассчитывать теплообмен излучением в расчетной области с разбиением ее поверхностей на простые геометрические объекты. В модели теплообмена излучением MELCOR реализован зональный метод расчета теплообмена излучением с предварительным вычислением угловых коэффициентов между поверхностями расчетной области по аналитическим формулам. На поверхностях расчетной области, считающихся серыми, задаются температурные граничные условия, характер излучения предполагается диффузным. Помимо расчета теплообмена излучением в расчетной области в условиях оптически-прозрачной среды в ее объеме, в коде MELCOR также возможен расчет воздействия теплового излучения от объема газа на поверхности расчетной области. Рассматривается водяной пар, расчет радиационных свойств осуществляется на основе экспериментальных данных по зависимости степени черноты водяного пара от температуры и оптической толщины, в качестве длины пути луча излучения используется средняя длина пути для выбранной геометрии.

Расчетный код МААР оперирует сосредоточенными параметрами с реализованными в нем простыми физическими моделями применительно к анализу процессов, сопровождающих тяжелую аварию на реакторах с водой под давлением. С помощью данного кода возможно моделирование широкого спектра явлений: от осушения и разогрева материалов активной зоны с последующим образованием высокотемпературного расплава до перемещения массы кориума в пространство бетонной шахты реактора с учетом выхода продуктов деления (ПД) на всех этапах протекания тяжелой аварии. В МААР учет теплообмена излучением на поздней фазе тяжелой аварии реализован в модуле RADCAL. В коде реализован зональный метод расчета в осесимметричной постановке задачи, расчетная область задается в виде простой геометрической фигуры, возможность дискретизации расчетной области отсутствует. На всех поверхностях расчетной области задаются температурные граничные условия, поверхности считаются серыми и излучающими диффузно. Расчет теплообмена излучением осуществляется в приближении оптически-прозрачной среды в объеме расчетной области, для случая присутствия смеси газов над расплавом физической модели не представлено.

Расчетный код ASTEC предназначен для моделирования тяжелых аварий на легководных реакторах под давлением. Моделирование тяжелой аварии кодом ASTEC осуществляется с момента начала осушения, разогрева активной зоны и ее последующего разрушения до анализа выброса ПД из герметичного ограждения в атмосферу. Код ASTEC состоит из 13 основных модулей, с помощью каждого из которых осуществляется моделирование отдельных групп процессов при ТА. Расчет теплообмена излучением в коде ASTEC осуществляется зональным методом расчета в двумерной осесимметричной постановке расчетной области, модель расчета

теплообмена излучением реализована в виде отдельного модуля RADCAV [22]. Информация о возможности моделирования теплообмена излучением в условиях присутствия парогазовой смеси в объеме расчетной области не была найдена в открытых источниках литературы.

Анализ тяжелой аварии на легководном реакторе под давлением в расчетном коде RELAP/SCDAP осуществляется с момента начала осушения активной зоны вплоть до перемещения массы кориума на днище корпуса реактора. В коде детально моделируются процесс выпаривания теплоносителя и сопровождающие его процессы конвективного и радиационного теплообмена, генерация водорода в ходе окисления топливных оболочек, образование и перемещение кориума на днище корпуса реактора с последующим взаимодействием ванны расплава с окружающими конструкциями. Расчет теплообмен излучением применительно к анализу взаимодействия образовавшейся ванны расплава с конструкциями РУ на поздней стадии ТА реализован в программном модуле COUPLE кода RELAP. В коде реализован зональный метод расчета теплообмена излучением в приближении оптически-прозрачной среды в объеме двумерной осесимметричной расчетной области, задаваемой в виде простой геометрической фигуры. Дискретизация расчетной области осуществляется с помощью кольцевых элементов, каждый кольцевой элемент считается серой поверхностью, излучающей диффузно. На элементах расчетной сетки задаются температурные граничные условия. Угловые коэффициенты между элементами сетки вычисляются с помощью метода контурного интегрирования. Отметим, что модель расчета теплообмена излучением в условиях присутствия парогазовой смеси в объеме над расплавом кода RELAP не представлена в открытых источниках литературы.

Помимо расчетных моделей, реализованных в упомянутых выше специализированных кодах, существует ряд отдельных исследований, посвященных возможным способам моделирования теплообмена излучением при ТА. В работе [23] расчет теплообмена излучением был проведен применительно к анализу концепции удержания расплава в корпусе реактора AP-600 типа PWR. С целью количественного описания теплоотдачи от расплава была построена модель, учитывающая как конвективную теплоотдачу от расслоенной на металлический и оксидные слои ванны кориума на днище корпуса реактора, так и теплообмен излучением с его поверхности. В работе был проведен расчет теплового потока излучением с поверхности кориума с использованием модели двух серых тел, при этом оценка воздействия теплового излучения на конструкции реакторной установки выше уровня расплава не проводилась.

Результаты моделирования процессов, сопровождающих взаимодействие расплава с конструкциями реакторной установки ВВЭР-400 АЭС «Ловииса» в ходе анализа концепции удержания расплава в корпусе реактора, представлены в работе [24]. Анализировалось поведение расслоенного расплава на днище корпуса реактора, теплообмен излучением с поверхности расплава рассчитывался с помощью зонального метода в осесимметричной двумерной

постановке расчетной области. Поверхность расплава представлялась в виде круглого диска, стенка корпуса реактора представлялась в виде цилиндрической поверхности. На поверхностях расчетной области задавались температуры, поверхности считались серыми, характер излучения – диффузный. Дополнительная дискретизация расчетной области не осуществлялась, теплообмен излучением рассчитывался между диском и боковой поверхностью цилиндра с использованием приближения оптически-прозрачной среды в объеме над расплавом.

В работе [25] был проведен расчет теплоотдачи от расплава активной зоны, переместившегося на днище корпуса реактора в ходе ТА, в рамках работы по анализу концепции внутрикорпусного удержания для легководных реакторов под давлением. В расчете учитывался вклад как конвективного, так и радиационного теплообмена в процесс теплоотдачи от ванны расплава. В основе моделирования теплообмена излучением лежал зональный метод расчета, постановка задачи – двумерная осесимметричная. Поверхность расплава представлялась в виде диска, цилиндрическая поверхность описывала стенку корпуса реактора. Расчетная область разбивалась на кольцевые элементы, на каждом из которых задавались температурные граничные условия, поверхности считались серыми. Расчет теплообмена излучением осуществлялся в приближении оптически-прозрачной среды в объеме над расплавом.

В работе [26] была разработана модель, предназначенная для расчета теплообмена излучением применительно к внутрикорпусной стадии тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР. Расчетная область разбивалась на кольцевые элементы, между которыми определялись угловые коэффициенты с помощью аналитических соотношений. Расчет теплообмена излучением был проведен в условиях присутствия водяного пара в объеме над расплавом. Теплообмен излучением в оптически-прозрачных участках спектра поглощения пара был проведен с помощью зонального метода расчета, в полосах поглощения спектра – с помощью P_1 приближения. Как отмечает автор работы, использование P_1 приближения в области полос поглощения спектра может приводить к большим погрешностям расчета в зонах примыкания поверхности расплава к внутренней стенке корпуса реактора.

В статье [27] приводится расчет теплообмена излучением с поверхности расплава на вышележащие конструкции УЛР проекта АЭС-2006. Рассматривалось два случая: оптически-прозрачная среда в объеме над расплавом и среда, заполненная парогазовой смесью. В оптически-прозрачной среде расчет теплообмена излучением проводился с помощью зонального метода. Моделирование осуществлялось в осесимметричной постановке задачи, поверхности расчетной области разбивались на кольцевые элементы, между которыми осуществлялся расчет угловых коэффициентов на основе аналитических выражений. Теплообмен излучением в условиях присутствия ПГС рассчитывался на основе приближения Росселанда. Можно отметить, что использование приближения диффузии излучения допустимо при рассмотрении оптически

толстого слоя газа [28], при этом данное условие должно соблюдаться для всех участков расчетной области. В местах стыковки границ расчетной области, к примеру – в месте примыкания поверхности расплава к другой поверхности расчетной области, расчет на основе приближения диффузии излучения может приводить к значительным погрешностям.

1.2 Методы моделирования теплообмена излучением

В настоящее время существует ряд методов, предназначенных для моделирования теплообмена излучением как в оптически-прозрачных средах, так и в средах с поглощающими и испускающими излучение газами. Моделирование теплообмена излучением в приближении оптически-прозрачной среды в объеме расчетной области возможно осуществлять методом Net-Radiation [29] и [30], в отечественной литературе он известен под названием метод сальдо [31], также встречается его обозначение как зонального метода [32]. В коммерческих CFD кодах (COMSOL [33], ANSYS [34]) данный способ расчета реализован в модели поверхность-поверхность (модель surface-to-surface). В дальнейшем данный метод будет именоваться зональным. Он основан на дискретизации расчетной области на поверхностные элементы с постоянной температурой в пределах каждой поверхности, в дальнейшем осуществляется расчет угловых коэффициентов между каждой парой элементов и расчет результирующих тепловых потоков излучения с учетом возможного отражения в расчетной области.

Методы, предназначенные для моделирования теплообмена излучением в условиях наличия в расчетной области газов, поглощающих, испускающих и рассеивающих излучение, основаны на решении уравнения переноса излучения. Уравнение переноса излучения в спектральной форме относительно длины волны теплового излучения записывается следующим образом:

$$\begin{aligned} \frac{dI_\lambda}{dr} = & -(\kappa_\lambda(T, P, C) + \sigma_{s,\lambda}(T, P, C)) \cdot I_\lambda(r, \Omega) + \kappa_\lambda(T, P, C) \cdot I_{\lambda,b}(T) \\ & + \frac{\sigma_{s,\lambda}(T, P, C)}{4\pi} \int_{\Omega_i}^{4\pi} I_\lambda(r, \Omega_i) \cdot \Phi_\lambda(\Omega, \Omega_i) d\Omega_i \end{aligned} \quad (1.2)$$

где $\kappa_\lambda(T, P, C)$ и $\sigma_{s,\lambda}(T, P, C)$ – спектральные коэффициенты поглощения и рассеяния, зависящие от температуры T , давления P и концентрации газа C в рассматриваемой точке среды, $I_\lambda(r, \Omega)$ – спектральная интенсивность излучения в рассматриваемой точке среды, $I_{\lambda,b}(T)$ – спектральная интенсивность излучения абсолютно черного тела при температуре T , Φ_λ – индикатрисса рассеивания, r и Ω – радиус-вектор и телесный угол соответственно. Запишем уравнение переноса излучения в отсутствие рассеяния излучения в среде:

$$\frac{dI_\lambda}{dr} = -\kappa_\lambda(T, P, C) \cdot I_\lambda(r, \Omega) + \kappa_\lambda(T, P, C) \cdot I_{\lambda,b}(T) \quad (1.3)$$

Интегрально-дифференциальная форма уравнения переноса излучения выглядит следующим образом [28]:

$$I_{\lambda}(r) = I_{\lambda}(0) \cdot e^{-\chi_{\lambda}} + \int_0^{\chi_{\lambda}} I_{\lambda,b}(T) \cdot e^{-(\chi_{\lambda}-\chi_{\lambda}^*)} d\chi_{\lambda}^* \quad (1.4)$$

где $\chi_v = \int_0^r \kappa_v(T, P, C) dr$ – оптическая толщина газа, χ_v^* – текущая переменная интегрирования.

В дальнейшем при записи уравнения переноса излучения будет опускаться упоминание о зависимости коэффициента поглощения и коэффициента ослабления от температуры, давления и концентрации газа с целью упрощения записи.

Расчетные методы, предназначенные для моделирования теплообмена излучением в присутствии газов, поглощающих и испускающих излучение, можно разделить на несколько групп:

- Зональные методы расчета;
- Методы Монте-Карло;
- Методы сферических гармоник;
- Методы дискретных ординат.

В основе зональных методов расчета лежит разбиение ограничивающих поверхностей на элементы, теплофизические параметры в пределах каждого из которых считаются постоянными [35]. Реализация зональных методов расчета возможна как для случая оптически-прозрачной среды в объеме расчетной области, так и в случае наличия газа. При этом газ в расчетной области может быть, как однородным и изотермическим по своему объему, так и с неоднородным распределением температуры, давления и концентрации газа по объему. В случае неоднородного по объему газа осуществляется дискретизация газа на подобласти, теплофизические параметры в пределах каждой из которых считаются постоянными [36]. Между поверхностями и объемными подобластями осуществляется расчет угловых коэффициентов, показывающих, какая доля энергии излучения одной поверхности достигает другой.

Методы Монте-Карло, в общем случае, представляют собой численные методы, основанные на решении математических задач при помощи моделирования случайных величин [37]. Расчет теплообмена излучением методами Монте-Карло сводится к представлению распространения теплового излучения в виде распределения фотонов с последующим отслеживанием траектории их движения и пересечения с поверхностями расчетной области.

Методы, основанные на представлении уравнения (1.2) в виде набора дифференциальных уравнений набора второго порядка, носят название P_n приближения метода сферических гармоник [28]. В методах дискретных ординат проводится угловая и пространственная дискретизация уравнения (1.2). Угловое пространство расчетной области разбивается на ряд дискретных телесных углов, интенсивность излучения внутри каждого угла принимается

постоянной. Наиболее часто используемые методы из данной группы: метод дискретных ординат [38] и метод контрольного объема [39].

1.2.1 Зональные методы

В случае использования приближения оптически-прозрачной среды расчетная область разбивается на элементы – зоны, в пределах которых температура считается постоянной. Вводится понятие плотности теплового потока результирующего излучения:

$$q_{\text{рез},k} = q_{\text{изл},k} - q_{\text{пад},k} \quad (1.5)$$

где $q_{\text{рез},k}$ – плотность теплового потока результирующего излучения k -й поверхности, $q_{\text{изл},k}$ – плотность теплового потока, излучающего k -й поверхностью, $q_{\text{пад},k}$ – плотность теплового потока падающего излучения на k -ю поверхность.

Вводится понятие плотности теплового потока эффективного излучения (в рамках модели surface-to-surface носит название «radiosity»), которая складывается из плотностей тепловых потоков испускаемого излучения (в рамках модели surface-to-surface носит название «irradiation») и отраженного с площадки:

$$q_{\text{эфф},k} = q_{\text{изл},k} + q_{\text{отр},k} \quad (1.6)$$

С помощью уравнения (1.6) в зональном методе учитываются эффекты переотражения излучения внутри расчетной области. Для серых поверхностей расчетной области уравнение (1.6) переписывается в виде:

$$q_{\text{эфф},k} = \varepsilon_k \cdot \sigma \cdot T_k^4 + (1 - \varepsilon_k) \cdot q_{\text{пад},k} \quad (1.7)$$

где ε_k – степень черноты k -й поверхности при температуре T_k , σ – постоянная Стефана-Больцмана.

Используя соотношения (1.5) и (1.7) можно вывести систему линейных алгебраических уравнений, записанную относительно плотности теплового потока результирующего излучения для всех поверхностей расчетной области:

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^N \left[\frac{\delta_{ki}}{\varepsilon_i} - \frac{(1 - \varepsilon_i)}{\varepsilon_i} \cdot \varphi_{ki} \right] \cdot q_{\text{рез},i} = \sum_{i=1}^N (\delta_{ki} - \varphi_{ki}) \cdot \sigma T_i^4 \\ \sum_{i=1}^N \left[\frac{\delta_{ki}}{\varepsilon_i} - \frac{(1 - \varepsilon_i)}{\varepsilon_i} \cdot \varphi_{ki} \right] \cdot q_{\text{рез},i} = \sum_{i=1}^N (\delta_{ki} - \varphi_{ki}) \cdot \sigma T_i^4 \end{cases}; \quad 1 \leq k \leq N \quad (1.8)$$

Учет влияния геометрии рассматриваемого объекта на расчет осуществляется через понятие углового коэффициента φ_{ki} . Угловой коэффициент φ_{ki} определяет долю энергии излучения, которая падает на i -ю поверхность с k -й поверхности, при этом обе поверхности рассматриваются как абсолютно черные. В системе уравнений (1.8) угловые коэффициенты рассчитываются для каждой пары поверхностей, входящей в расчетную область. Для многих типов стандартных поверхностей расчет угловых коэффициентов возможен по выведенным

аналитически выражениям, часть из которых представлена, к примеру, в [28]. Вычисление угловых коэффициентов также возможно различными расчетными методами, среди которых можно выделить:

- Метод натянутых нитей Хоттеля, предполагающий расчет угловых коэффициентов между поверхностями, бесконечно протяженными вдоль одной выбранной координаты, к примеру – между двумя бесконечно длинными параллельными цилиндрами [29], [36]. Данный метод обладает высокой точностью и применим к геометрии, бесконечно простирающейся в одном направлении;

- Методы численного интегрирования [40], позволяющие рассчитывать угловые коэффициенты для произвольно-ориентированных поверхностей в условиях сложной геометрии. Данные методы позволяют рассчитывать угловые коэффициенты для произвольных геометрических фигур с учетом возможного затенения, при этом наблюдается рост вычислительных затрат с увеличением числа разбиений рассматриваемых поверхностей;

- Метод контурного интегрирования, основанный на использовании теоремы Стокса. Осуществляется переход от двойного интегрирования по площади поверхностей к однократному интегрированию по контуру [41], [42], обеспечивается высокая точность расчета сравнимая с аналитическими выражениями;

- Метод Монте-Карло, в основе которого лежит отслеживание лучей, выпущенных из набора точек на поверхности-излучателе, и их пересечений с поверхностью, принимающей излучение [43]. Обладает высокой точностью и позволяет осуществлять расчеты угловых коэффициентов для произвольно-расположенных поверхностей, в качестве основного недостатка данного метода можно отметить высокие вычислительные затраты, необходимые для достижения приемлемой точности расчета.

Зональный метод расчета, предполагающий наличие изотермической однородной газовой среды в объеме расчетной области, описан в работе [44]. Реализация зонального метода, предполагающая наличие газа с неоднородным распределением температуры по объему, представлено в работе [36]. Поверхности, ограничивающие расчетную область, и объем газа разбиваются на N поверхностных и M объемных элементов, в пределах которых температура и радиационные характеристики считаются постоянными. В случае газовой среды с известным неоднородным распределением температуры по объему для k -го элемента расчетной области плотность потока падающего излучения со всех окружающих его элементов записывается следующим образом:

$$q_{\text{пад},k} = \frac{1}{A_k} \cdot \left(\sum_{v=1}^M \overline{g_v s_k} \cdot \sigma T_v^4 + \sum_{j=1}^N \overline{s_j s_k} \cdot q_{\text{эфф},j} \right) \quad (1.9)$$

где A_k – площадь k -го элемента, $\overline{g_v s_k}, \overline{s_j s_k}$ – взаимные поверхности обмена излучением между v -м объемным элементом и k -м поверхностным и между j -м и k -м поверхностными элементами соответственно, которые определяют взаимное расположение элементов с учетом потенциального поглощения в объеме газа, T_v – температура v -го элемента, $q_{j,эфф}$ – плотность потока эффективного излучения j -го элемента.

Отсутствие информации о характере распределения температуры по объему газа требует решения уравнений сохранения энергии для каждого объемного элемента, в этом случае в расчете участвует величина $\overline{g_v g_v}$ – взаимная поверхность обмена излучением между парой объемных элементов. Величины плотностей результирующих потоков излучения могут быть получены с использованием (1.9) и уравнений зонального метода (1.6) и (1.7). Значения взаимных поверхностей обмена $\overline{g_v s_k}$ и $\overline{g_v g_v}$ получены аналитически для ряда геометрических конфигураций и представлены в [31], при этом $\overline{s_j s_k}$ представляет собой выражение углового коэффициента с учетом пропускательной способности газа.

В отечественной литературе [44] реализация зонального метода через эффективные потоки излучения носит название классического зонального метода, а в случае использования потоков собственного излучения – резольвентного зонального метода. В случае резольвентного зонального метода тепловой поток $Q_{k,рез}$ результирующего излучения как в поверхностном, так и в объемном k -ом элементе записывается следующим образом:

$$Q_{рез,k} = \sum_{i=1}^{M+N} a_{ik} \cdot T_i^4 \quad (1.10)$$

где T_i – температура i -ого элемента, a_{ij} – коэффициент радиационного обмена, определяемый для каждой пары элементов через разрешающие угловые коэффициенты. Разрешающие угловые коэффициенты учитывают вклад многократного отражения излучения в расчетной области и рассеяние в объемных элементах, они рассчитываются на основе выражений для угловых коэффициентов для черных диффузных поверхностей.

1.2.2 Методы Монте-Карло

Моделирование теплообмена излучением также возможно с использованием статистических методов Монте-Карло. Расчет потоков излучения осуществляется на основе отслеживания траекторий перемещения отдельных порций энергий излучения – групп фотонов, переносящих определенное количество энергии. Методы Монте-Карло можно применять как для случая приближения оптически-прозрачной среды, так и при моделировании теплообмена излучением в газовой среде, поглощающей, испускающей и рассеивающей излучение. Согласно работе [45], общий алгоритм расчета теплообмена излучением методом Монте-Карло можно описать следующим образом:

- Вне зависимости от постановки задачи и дискретизации расчетной области на ее элементе задается точка испускания группы фотонов случайным образом, также определяются функции распределения вероятности испускания излучения в выбранном спектральном интервале и направлении;
- Рассчитывается длина свободного пробега группы фотонов;
- Производится проверка на поглощение группы фотонов в объемном элементе сетки, в случае поглощения в нем производится пуск новой группы фотонов в ней (в условиях радиационного равновесия), в случае рассеяния – переход в другой объемный элемент вследствие изменения направления распространения;
- В случае отсутствия поглощения и рассеяния осуществляется переход в другой объемный элемент.

Расчет траектории группы фотонов осуществляется вплоть до его пересечения с поверхностью, ограничивающей расчетную область в случае отсутствия поглощения внутри объемных элементов. Поглощение фотонов поверхностью расчетной области приводит к окончанию процесса расчета для данной группы фотонов, в случае отражения от поверхности алгоритм дальнейшего расчета аналогичен описанному выше.

В качестве примера использования метода Монте-Карло в расчетах теплообмена излучением можно привести работу [43], в которой представлено широкое применение метода не только к расчету теплообмена, но и к определению угловых коэффициентов. Работа [46] также посвящена расчету теплообмена излучением методом Монте-Карло применительно в трехмерной постановке задачи.

1.2.3 Методы сферических гармоник

Численное решение уравнения (1.2) возможно с использованием разложения искомого значения интенсивности излучения в ряд по сферическим функциям:

$$I(r, \Omega) = \sum_{l=0}^{\infty} \sum_{m=-l}^l I_l^m(r) \cdot Y_l^m(r, \Omega) \quad (1.11)$$

где $I_l^m(r)$ – коэффициент, определяемый в точке с радиус-вектором r , $Y_l^m(r, \Omega)$ – сферические функции, порядок разложения которых определяет точность аппроксимации.

Разложение (1.11) осуществляется в предельном количестве сферических функций, которое определяет точность расчета. На практике порядок разложения не превышает $l = 3$ – P_3 –приближение, чаще всего для моделирования теплообмена излучением используют P_1 –приближение, когда разложение (1.11) ограничивается первыми двумя слагаемыми [45]. В отсутствие рассеяния в газовой среде итоговый вид уравнения P_1 – приближения записывается следующим образом согласно:

$$\nabla \frac{1}{3 \cdot \kappa_\lambda} \cdot \nabla G - \kappa_\lambda \cdot (G - 4 \cdot \pi \cdot I_b \cdot (T_b)) = 0 \quad (1.12)$$

где $G = \int_{4\pi} I(r, \Omega)$ – осредненная по телесному углу локальная интенсивность излучения, κ_λ – спектральный коэффициент поглощения среды, I_b – интенсивность излучения абсолютно черного тела при температуре T_b .

Решение уравнения (1.12) возможно с применением численных методов, к примеру, метода контрольного объема. Достоинствами метода P_1 – приближения являются высокое быстродействие в сочетании с низкими затратами вычислительных ресурсов. Можно отметить, что для P_1 – приближения характерно снижение точности расчета вблизи границ рассматриваемой области, для которых не выполняется допущение об оптически-толстой среде, что было показано, к примеру, в работах [47]. Вывод более сложных соотношений для P_3 –приближения представлен в работе [48].

1.2.4 Методы дискретных ординат

В методе дискретных ординат реализована дискретизация углового пространства на конечное число направлений (ординат), для каждой из которых записывается уравнение переноса излучения (1.2). Если угловое пространство расчетной области разбито на N направлений, то для m -го направления уравнение переноса излучения (1.2) можно записать в следующем виде:

$$\begin{aligned} l_{1,m} \cdot \frac{dI_{\lambda,m}}{dx} + l_{2,m} \cdot \frac{dI_{\lambda,m}}{dy} + l_{3,m} \cdot \frac{dI_{\lambda,m}}{dz} \\ = -(\kappa_\lambda(T, P, C) + \sigma_{s,\lambda}(T, P, C)) \cdot I_{\lambda,m}(r) + \kappa_\lambda(T, P, C) \cdot I_{\lambda,b}(T) \\ + \frac{\sigma_{s,\lambda}(T, P, C)}{4\pi} \cdot \sum_{m'} w_{m'} \cdot I_{\lambda,m'}(r) \cdot \Phi_{m,m'} \end{aligned} \quad (1.13)$$

где $l_{i,m}$ – направляющие косинусы ($i=1\dots3$) для направляющего вектора интенсивности излучения $I_{\nu,m}(r)$ для m -го направления, $w_{m'}$ – весовые коэффициенты, рассчитываемые для каждого направления.

Для численного решения уравнения переноса излучения, записанного в рамках метода дискретных ординат, используется метод контрольного объема. Уравнение (1.9) решается в каждом контрольном объеме для каждого из выбранных направлений с учетом граничных условий, в результате величины плотностей тепловых потоков излучения могут быть найдены путем перехода от интегрирования по всему телесному углу к суммированию по конечному числу направлений.

Реализация данного метода берет свое начало из работ Шустера и Шварцильда [45], возможности применение метода дискретных ординат к расчету теплообмена излучением в задачах как с двухмерной, так и трехмерной постановкой расчетной области были продемонстрированы в ряде работ [49 - 51].

Метод контрольного объема может быть применен напрямую к решению уравнения переноса излучения (1.2), при этом предполагается не только пространственная дискретизация расчетной области, но и аналогичное разбиение углового пространства на контрольные объемы. Метод контрольного объема представляет собой дальнейшее усовершенствование метода дискретных ординат, при этом переход от дискретного разбиения углового пространства к разделению его на контрольные объемы позволяет гарантировать консервативность подхода. Применение метода контрольного объема к решению уравнения переноса излучения в случае осесимметричной постановке расчетной области представлено в работах [52] и [53], в работе [54] приведены результаты его применения к трехмерным объектам со сложной геометрией.

1.3 Моделирование радиационных свойств газов

Радиационные свойства газов претерпевают значительные изменения в пределах спектра электромагнитного излучения, поглощение и испускание излучения становится заметным на определенных участках спектра. Применительно к расчетам теплообмена излучением в качестве радиационных свойств рассматривают спектральный коэффициент поглощения газа κ_λ . На основе данных о спектральном коэффициенте поглощения и сведений о длине пути излучения могут быть получены дополнительные величины: поглощательная способность газа, пропускательная способность газа и степень черноты. Данные величины могут рассчитываться в спектральном или интегральном виде, а также в осредненном виде по определенному диапазону спектра поглощения.

Расчёт радиационных свойств на основе приближения серого газа, в рамках которого свойства среды предполагаются независимыми от длины волны и постоянными во всём спектральном диапазоне, приводит к некорректным результатам в областях с резким изменением величины коэффициента поглощения [55]. В [31] и [56] представлены данные по экспериментально полученным интегральным степеням черноты водяного пара и диоксида углерода, которые могут быть использованы при расчете интегрального потока тепла от газа к стенке расчетной области. Дальнейшее развитие знаний о характеристиках спектра поглощения различных газов позволило перейти от использования экспериментальной информации об интегральных свойствах к спектральным свойствам, в частности — к использованию непосредственно коэффициента поглощения при моделировании. Модели расчета радиационных свойств газов можно разделить на пять групп:

- Модели полинейного расчета (line-by-line модели);
- Модели узкой полосы (Narrow-band модели);
- Модели широкой полосы (Wide-band модели);
- Модели k -распределения (k -distribution model);
- Глобальные модели (Global модели).

1.3.1 Модели полинейного расчета

Базы данных спектроскопии высокого разрешения [57] позволяют проводить вычисления коэффициентов поглощения газов на каждой линии спектра. Коэффициент поглощения для произвольной полосы поглощения с центром полосы в λ может быть получен путем суммирования коэффициентов по всем линиям, входящим в полосу:

$$\kappa_{\lambda} = \sum_i \kappa_{\lambda,i} \quad (1.14)$$

где $\kappa_{\lambda,i}$ – коэффициент поглощения i -ой линии поглощения, входящей, к примеру, в полосу поглощения с центром полосы при значении длины волны спектра λ .

Данный метод расчета радиационных свойств газов называется методом полинейного расчета (LBL – line-by-line метод). Вследствие значительной и нелинейной зависимости коэффициента поглощения от спектра теплового излучения уравнение переноса излучения необходимо решать применительно к порядку миллиона спектральных линий с последующим интегрированием по спектру, что с одной стороны обеспечивает наиболее высокую точность решения в сравнении с другими моделями, но с другой стороны требуют огромных вычислительных мощностей. Результаты использования полинейного метода расчета в контексте решения реальных задач теплообмена излучением представлены в работах [58] и [59]. В основном данный метод расчета используется в качестве эталонного решения при проверке менее точных моделей расчета коэффициентов поглощения, как, к примеру, описано в работе [60].

1.3.2 Модели узкой полосы

Вычислительная трудоемкость метода LBL обуславливает практическую нецелесообразность его использования в прикладных расчетах. С целью упрощения расчетов были разработаны модели узкой полосы, основанные на определении осредненных радиационных свойств газов на узком интервале длин волн спектра поглощения с использованием различного рода приближений о характере формы отдельной спектральной линии.

В общем случае, в узкополосных моделях каждая линия поглощения аппроксимируется контуром линии, предполагающим постоянство значения ее полуширины, дальнейшее описание моделей будет представлено для контура Лоренца. Контур Лоренца описывает форму линии поглощения в случае ее уширения вследствие столкновений между собой молекул и атомов газа, что характерно, к примеру, в задачах с давлением газа выше атмосферного. Можно выделить модель Эльзассера, в которой линии поглощения равноудалены друг от друга и имеют одинаковые значения интегрального коэффициента поглощения, и статистические модели, в которых предполагается случайный характер распределений линий поглощения по спектру и

величины интегрального коэффициента поглощения. Параметры линии поглощения, участвующие в моделях, представлены на рисунке 1.1, их также определяют в безразмерном виде [45]:

$$\beta = \frac{\gamma}{d}, \tau = \frac{S}{d} \quad (1.15)$$

где β – параметр, характеризующий расположение линий поглощения друг относительно друга, τ – оптическая толщина узкой полосы, γ – полуширина линии поглощения, d – расстояния между центрами линий поглощения, S – интегральный коэффициент поглощения линии.

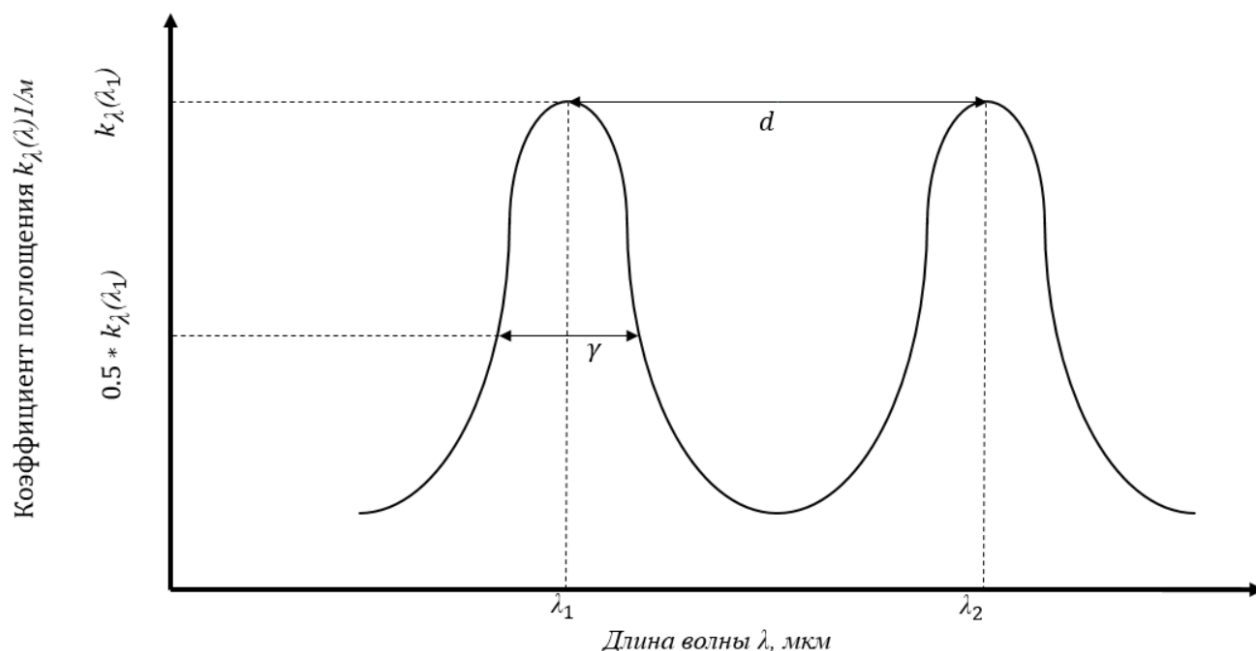


Рисунок 1.1 – Изображение контура уширенной линии поглощения; γ – полуширина линии поглощения, d – расстояние между центрами линий поглощения, ν_1, ν_2 – значения длин волн, на которых расположены центры линий поглощения

В модели Эльзассера [61] предполагается, что линии поглощения имеют одинаковое значение интегрального коэффициента поглощения и расположены равномерно на одинаковом расстоянии друг от друга. Коэффициент поглощения произвольной узкой полосы спектра с учетом соседних n линий рассчитывается следующим образом:

$$\kappa_\lambda = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \frac{S_\lambda}{\pi} \cdot \frac{\gamma_c}{\gamma_c^2 + (\lambda - n\delta)^2} \quad (1.16)$$

где S_λ – значение интегрального коэффициента поглощения линии λ , γ_c – значение полуширины линии поглощения, λ – значение длины волны, в которой расположен центр линии поглощения, δ – расстояние между центрами соседних линий, n – количество рассматриваемых соседних линий.

В дальнейшем выражение (1.16) или его аналитическая запись с учетом предельных случаев может быть использована при расчете осредненных по узкой полосе коэффициента поглощения, пропускательной способности и степени черноты.

В статистических узкополосных моделях принимается, что распределение линий поглощения в рассматриваемом спектральном интервале носит случайный характер, а интегральный коэффициент поглощения каждой спектральной линии рассчитывается согласно описанным в работах функциям плотности вероятности. В [62] было получено, что функция плотности вероятности интегрального коэффициента поглощения линий поглощения имеет вид:

$$p(S) = \frac{1}{\bar{S}} \cdot \exp\left(-\frac{S}{\bar{S}}\right), 0 \leq S < \infty, \quad (1.17)$$

С целью учета возможного влияния линий поглощения с малыми значениями интегрального коэффициента поглощения в работе [63] было представлено измененное выражение (1.17):

$$p(S) = \frac{1}{\bar{S}} \cdot \exp\left(-\frac{S}{\bar{S}}\right), 0 \leq S < \infty, \quad (1.18)$$

В (1.17) и (1.18) S – интегральный коэффициент поглощения единичной линии, $\bar{S}$ – осредненный по всем линиям интегральный коэффициент поглощения.

Расчет осредненной по рассматриваемому интервалу спектра поглощения степени черноты газа для статистических моделей осуществляется через следующее выражение:

$$\bar{\varepsilon}_\lambda = 1 - \exp\left(-\frac{\bar{A}}{d}\right), \quad (1.19)$$

где $\bar{A}$ – осредненная по всем линиям поглощения, входящим в рассматриваемый интервал спектра, эффективная ширина линии, d – среднее расстояние между центрами линий

Выражения для расчета входящего в (1.19) $\bar{A}$ могут быть найдены с использованием функций плотности вероятности (1.17) или (1.18), они представлены в [45]. Конкретные параметры линий (1.15) определяются путем аппроксимации экспериментальных данных по интегральной степени черноты конкретных газов или же с использованием базы спектроскопии высокого разрешения. Параметры модели [63] для водяного пара и диоксида углерода были рассчитаны с использованием базы спектроскопии HITRAN 1992 [64] в работе [65]. Полученная модель затем использовалась в практических расчетах теплообмена излучением в трехмерной расчетной области [66].

Для смеси газов пропускательная способность в рамках узкополосной модели может быть найдена исходя из предположения о статистической независимости распределений коэффициентов поглощения компонентов смеси по спектру [67]:

$$\tau_{\text{смеси}} = \prod_{i=1}^N \tau_i \quad (1.20)$$

где N – количество газов в смеси, τ_i – пропускательная способность i -го газа.

Статистические узкополосные модели обладают достаточно высокой точностью, что было продемонстрировано при сравнении результатов расчета с полинейным методом в [65]. Несмотря на высокую точность статистических узкополосных моделей и сниженное относительно полинейного метода количества спектральных участков, необходимых для точного расчета, решение уравнения переноса излучения на более, чем 100 спектральных интервалах, усложняет возможность их использования в прикладных задачах.

1.3.3 Модели широкой полосы

В моделях широкой полосы радиационные свойства газа рассчитываются в пределах всей колебательно-вращательной полосы поглощения. Одной из первых широкополосных моделей является модель из работы [68] описывающая полосу поглощения и ее параметры с помощью прямоугольного контура. В работах [69] и [70] представлена модель, опирающаяся при описании полосы поглощения на экспоненциальный характер изменения коэффициента поглощения полосы на ее концах. Выражение для пропускательной способности полосы были получены с помощью интегрирования по ее диапазону длин волн представленных выражений для параметров линий поглощения узкополосной модели [62]. Параметры для полос поглощения наиболее важных газов – H_2O , CO_2 , CO , CH_4 , представлены в [45]. Несмотря на меньшие вычислительные затраты в сравнении с моделями узкой полосы, определение радиационных свойств газов с помощью широкополосных моделей, в частности экспоненциальной, приводит к значительной погрешности расчета свойств более 20 %.

1.3.4 Модели k -распределения

Модели k -распределения основаны на переупорядочивании коэффициента поглощения по спектру поглощения, принимая во внимание характер изменения его величины от длины волны: как в узком интервале, так и на широком диапазоне спектра значение коэффициента поглощения сильно изменяется, при этом наблюдается повторение одной и той же величины коэффициента поглощения на разных участках спектра. Переупорядочивание коэффициента поглощения заключается в замене его реального распределения по спектру на монотонно возрастающую функцию, которая учитывает характерные значения коэффициента поглощения и предотвращает повторный расчет одинаковых величин. Пропускательная способность однородного по объему изотермического газа в узком интервале $\Delta\lambda$ записывается следующим образом:

$$\bar{\tau}_\lambda(r) = \frac{1}{\Delta\lambda} \cdot \int_{\Delta\lambda} e^{-\kappa_\lambda r} d\lambda \quad (1.21)$$

где $\Delta\lambda$ – интервал спектра с центром в λ , κ_λ – спектральный коэффициент поглощения, r – характерный размер объема газа.

Значение коэффициента поглощения претерпевает периодическое изменение между множеством минимумов и максимумов на спектре. Интегральное выражение в (1.21) на локальном интервале между минимумом и максимумом запишется как:

$$\int e^{-\kappa_\lambda r} d\lambda = \int_{\kappa_{\lambda, \min}}^{\kappa_{\lambda, \max}} e^{-\kappa_\lambda r} \cdot \left| \frac{d\lambda}{d\kappa_\lambda} \right| d\kappa_\lambda \quad (1.22)$$

где $\kappa_{\lambda, \min}$, $\kappa_{\lambda, \max}$ – минимальное и максимальное значения коэффициентов поглощения на рассматриваемом локальном интервале. Функция k -распределения получается в результате интегрировании подынтегрального выражения в (1.22) по всему интервалу $\Delta\lambda$:

$$f(k) = \frac{1}{\Delta\lambda} \cdot \sum_i \left| \frac{d\lambda}{d\kappa_\lambda} \right|_i = \frac{1}{\Delta\lambda} \cdot \int_\lambda \delta(k - \kappa_\lambda) d\lambda \quad (1.23)$$

Итоговая запись выражения для пропускательной способности однородного по объему изотермического газа записывается следующим образом:

$$\bar{\tau}_\lambda(r) = \frac{1}{\Delta\lambda} \cdot \int_0^\infty e^{-k \cdot r} \cdot f(k) dk \quad (1.24)$$

где $f(k)$ – функция k -распределения, r – длина пути излучения, k – переупорядоченный коэффициент поглощения.

С использованием понятия кумулятивной функции k -распределения $g(k)$ выражение для пропускательной способности принимает вид:

$$\bar{\tau}_\lambda(r) = \int_0^1 e^{-k(g) \cdot r} dg \quad (1.25)$$

где $k(g)$ – обратная функция от функции $g(k)$, при этом кумулятивная функция k -распределения $g(k)$ выражается через функцию k -распределения следующим образом:

$$g(k) = \int_0^k f(k) dk \quad (1.26)$$

Выражение для осредненной по спектру пропускательной способности газа записывается через монотонно-возрастающую функцию $k(g)$, при этом g выступает в качестве безразмерного волнового числа:

$$\bar{\tau}_\lambda(L) = \int_0^\infty e^{-k \cdot L} \cdot f(k) dk = \int_0^1 e^{-k(g) \cdot L} dg \quad (1.27)$$

Впервые модель k -распределения упоминается в [71]. В общем случае модели k -распределения могут быть построены как на основе узкополосных моделей [72], так и на основе баз данных спектроскопии высокого разрешения с использованием информации о структуре спектра поглощения. В [72] представлена модель k -распределения для водяного пара и диоксида

углерода, В работе [73] представлены данные о k -распределении коэффициента поглощения водяного пара и диоксида углерода на узкополосных интервалах спектра, полученные с использованием баз данных HITEMP и CSDS-1000. Применение узкополосной модели k -распределения при расчете теплообмена излучения в двумерной расчетной области представлено в [74], при этом расчеты были проведены как для однородной среды, так и для среды с неоднородным распределением температуры. Можно отметить применение модели узкополосной модели k -распределения при моделировании теплообмена излучением в трехмерной расчетной области в работе [66].

Учет радиационных свойств смеси газов в рамках модели k -распределения возможен, к примеру, с помощью подхода работы [75], также опирающегося в своей основе на [67] о статистической независимости распределений коэффициентов поглощения компонентов смеси (1.20). В результате пропускательная способность смеси газов через функцию k -распределения:

$$\tau_{\text{смеси}} = \int_0^1 \int_0^1 \dots \int_0^1 e^{-(k_1(g_1)+k_2(g_2)+\dots+k_N(g_N))L} dg_N \dots dg_2 dg_1 \quad (1.28)$$

где $k_N(g_N)$ – функция, описывающая изменение переопределенного коэффициента поглощения N -го газа смеси, g_N – кумулятивная функция k -распределения для N -го газа.

Переопределение коэффициента поглощения с помощью k -распределения также возможно в спектральном интервале полной колебательно-вращательной полосы. Одними и теми же авторами были получены выражения для переопределенного коэффициента поглощения $k(g)$ с использованием экспоненциальной широкополосной модели и базы HITEMP применительно к полосам поглощения водяного пара [76], диоксида углерода [77] и для их смесей [78].

1.3.5 Глобальные модели

Модели, позволяющие рассчитывать радиационные характеристики газов на всем рассматриваемом спектре поглощения, называются глобальными моделями. Среди современных глобальных моделей выделяют модель взвешенной суммы серых газов на основе спектральных линий (spectral line based weighted sum of gray gases – SLWSGG), модель на основе функции распределения поглощения (absorption distribution function – ADF) и модель k -распределения в полном спектре поглощения (full spectrum k -distribution model – FSKM).

Модель взвешенной суммы серых газов (weighted sum of gray gases WSGG) является одной из одной из первых глобальных моделей, предполагающей расчет интегральной степени черноты газа [36], а, впоследствии, с использованием результаты работ [79] – ее применение возможно непосредственно при решении уравнения переноса излучения. Модель WSGG основана на аппроксимации экспериментально полученных значений интегральной степени черноты газов с помощью выражения:

$$\varepsilon(T, P) = \sum_{i=1}^N a_i(T) \cdot (1 - e^{\kappa_i \cdot r}) \quad (1.29)$$

$\varepsilon(T, P)$ – степень черноты газа, $\alpha(T, P)$, где $a_i(T)$ – коэффициенты, подобранные для аппроксимации экспериментальных данных, зависящие от температуры газа, κ_i – коэффициент поглощения i -го серого газа, постоянный в его пределах, r – характерный размер объема газа.

С целью учета оптически-прозрачного участка спектра газа коэффициент поглощения κ_0 принимался равным нулю, при этом сумма коэффициентов $a_i(T)$ должна быть равна 1:

$$\sum_{i=1}^N a_i(T) = 1 \quad (1.30)$$

Поглощательная способность газов рассчитывались аналогичным (1.29) способом, при этом коэффициенты аппроксимации рассчитывались на основе температуры окружающей расчетную область поверхности. Значения коэффициентов a_i и соответствующие им коэффициенты поглощения серых газов κ_i представлены, к примеру, в работе [80] для смесей водяного пара и диоксида углерода.

Идеи модели WSGG были использованы при разработке модели взвешенной суммы серых газов на основе спектральных линий – SLWSGG. Модель SLWSGG впервые представлена в работе [81], в ней вводится понятие функции распределения линии поглощения абсолютно черного тела (absorption-line blackbody distribution function – ALBDF). Функция ALBDF определяет ту часть энергии излучения абсолютно черного тела спектра поглощения, для которого значение сечения поглощения меньше заданного:

$$F(C_\lambda, T_b, T_g, P, y) = \frac{1}{\sigma T_b^4} \cdot \int_{\Delta\lambda_i(C_\lambda, T_g, P, y)} E_{b\lambda}(\lambda, T_b) d\lambda \quad (1.31)$$

где C_λ – сечение поглощения на участке спектра теплового излучения при длине волны λ , T_b – температура черного тела (источника излучения), T_g – температура газа, P – давление газа, y – мольная доля газа, σ – постоянная Стефана-Больцмана, $\Delta\lambda_i$ – рассматриваемый интервал спектра поглощения, $E_{b\lambda}(\lambda, T_b)$ – плотность потока излучения абсолютно черного тела для значения λ спектра поглощения и при температуре T_b .

Сечение поглощения связано с коэффициентом поглощения газа через выражение:

$$C_\lambda = \frac{R \cdot T_g}{P \cdot Y} \cdot k_\lambda \quad (1.32)$$

где R – универсальная газовая постоянная, T_g – температура газа, P – давление газа, Y – мольная доля газа, k_λ – коэффициент поглощения.

Использование функции ALBDF позволяет перейти от рассмотрения изменения коэффициента поглощения по всему спектру с необходимостью учета его многократного

изменения к суммированию непосредственно по области сечения поглощения. Интервалы, на которые разбивается область значений сечения поглощения, обозначаются как серые газы (gray gases) по аналогии с моделью суммы взвешенных серых газов (weighted sum of gray gases – WSGG). В пределах каждого серого газа значение сечения поглощения считается постоянным и определяется путем осреднения граничных значений данного интервала. Весовые коэффициенты w_j модели SLWSGG рассчитываются с помощью функции распределения линии поглощения абсолютно черного тела следующим образом:

$$w_j = F(C_{j+1}, T_b, T_g, P, Y) - F(C_j, T_b, T_g, P, Y) \quad (1.33)$$

Полученные в [81] корреляции для функции ALBDF на основе аппроксимации базы данных HITRAN 1992 позволяют использовать ее для прикладных задач теплообмена излучением как в случае расчета интегральных свойств, так и в непосредственно при решении уравнения переноса излучения, дополнительные параметры для корреляций, позволяющие производить расчет при более высоких температурах и давлениях представлены в работах [82] и [83].

Расчет радиационных свойств парогазовой смеси в рамках модели SLWSGG осуществляется с использованием функции распределения линии поглощения смеси. С целью упрощения ее вычисление осуществляется на основе функций ALBDF компонентов смеси с использованием ряда приближений [84]. Среди представленных методов расчета можно выделить метод суперпозиции (superposition approach), основанный на определении функции распределения линии поглощения смеси путем суммирования ALBDF функций всех компонентов смеси. В данном методе используется допущение об отсутствии перекрытия линий поглощения компонентов смеси. Метод, в котором функция ALBDF смеси определяется путем перемножения соответствующих функций компонент смеси (multiplication approach – метод перемножения функций ALBDF), опирается на допущение о статистической независимости распределений коэффициентов поглощения по спектру компонентов газовой смеси аналогично подходу (1.19). Согласно [84], метод перемножения функций ALBDF обладает наибольшей точностью.

В модели функции распределения поглощения ADF [85] расчет радиационных свойств газов осуществляется схожим с SLWSGG подходом. Учет радиационных свойств неоднородного по объему газа возможен как в SLWSGG модели, так и с помощью доработанной на основе ADF модели функции распределения поглощения с фиктивными газами [86] (absorption distribution function model with fictitious gases – ADFFG). Неоднородное распределение температуры газа при расчете ADF функции учитывается введением набора фиктивных газов, каждый из которых ассоциируется с характерными значениями температуры и давления газа в его объеме. В

работе [86] представлены рассчитанные параметры для корреляций ADFFG функции для водяного пара и диоксида углерода на всем спектре теплового излучения.

Модель k -распределения в полном спектре поглощения FSKM основана на переупорядочивании коэффициента поглощения на всем спектре по аналогии с узкополосными и широкополосными моделями k -распределения. Первое упоминание FSKM встречается в работе [87], для случая газа с постоянной температурой, давлением и однородным распределением состава по объему функция k -распределения на полном спектре поглощения записывается схожим с (1.23) образом:

$$f(T, k) = \frac{1}{I_b(T)} \cdot \int_0^\infty I_{b\lambda}(T) \cdot \delta(k - \kappa_\lambda) d\lambda \quad (1.34)$$

где I_b – интегральная интенсивность излучения абсолютно черного тела при температуре T , $\delta(k - \kappa_\lambda)$ – дельта функция, κ_λ – спектральный коэффициент поглощения, $I_{b\lambda}(T)$ – спектральная интенсивность излучения абсолютно черного тела при температуре T и длине волны излучения λ .

Выражение (1.34) определяет отношение спектральной интенсивности излучения абсолютно черного тела при температуре T на участке спектра λ к его интегральной интенсивности излучения при той же температуре с коэффициентом поглощения κ_λ меньше задаваемого при расчете модели. Переупорядочивание коэффициента поглощения в рамках k -распределения осуществляется с использованием уравнения переноса излучения (1.5) (без учета эффекта рассеивания излучения):

$$\frac{dI_g}{ds} = -k(s) \cdot I_g(T) + k \cdot I_g(T) \quad (1.35)$$

В уравнении (1.33) величина I_g представляет собой спектральную интенсивность черного тела, выраженную через функцию k -распределения:

$$I_g = \frac{\int_0^\infty I_\lambda(T) \cdot \delta(k - \kappa_\lambda) d\lambda}{f(T, k)} \quad (1.36)$$

По аналогии с (1.22) вводят кумулятивную функцию k -распределения, монотонно возрастающую от 0 до 1. Ее можно записать следующим образом:

$$g(k) = \frac{\pi}{\sigma T^4} \cdot \int_{\lambda: \kappa_\lambda \leq k} I_\lambda dv \quad (1.37)$$

Кумулятивная функция k -распределения представляет собой выведенное аналитически выражение, аналогичное функции распределения линии поглощения абсолютно черного тела модели SLWSGG.

Итоговая интегральная интенсивность излучения определяется интегрированием (1.32):

$$I_g = \int_0^1 I_g \cdot dg \quad (1.38)$$

Построение модели k -распределения в полном спектре поглощения сводится к расчету функции $g(k)$ либо на основе базы спектроскопии высокого разрешения типа HITEMP, либо с помощью существующих баз данных моделей k -распределения. Упрощенные для практического использования корреляции $g(k)$ и выражения для непосредственного расчета коэффициента поглощения в рамках FSK представлены в работах [88] и [89] для диоксида углерода и водяного соответственно, заявленная авторами погрешность расчета по данным корреляциям не превышает 10 % в сравнении с расчетом по модели LBL на модельных задачах. В работе [90] представлено описание базы данных параметров k -распределения на малых интервалах полос спектра поглощения в широком интервале теплофизических параметров газа (диапазон варьируемых температур: 300 – 2500 К, давлений – 0,1 – 30 атм), с помощью которой возможно получить кумулятивную функцию k -распределения на полном спектре поглощения. Расчет параметров k -распределения на узких интервалах спектра были получены на основе HITEMP для широкого набора газов, включая H_2O , CO_2 , CO .

Определение радиационных свойств ПГС для моделей k -распределений в полном спектре осуществляется аналогичным с SLWSGG подходами. Для моделей k -распределения возможен расчет кумулятивных функций распределений смесей газов с помощью метода суперпозиции, а также с помощью перемножения кумулятивных функций k -распределения компонентов смеси. В работе [91] представлен метод расчета $g(k)$ для смеси газов на основе выражения для пропускательной способности газовой смеси в узкополосных моделях k -распределения. В работе [92] проводилось сравнение различных способов расчета функции $g(k)$ для газовых смесей, по результатам проведенного анализа было получено, что метод расчета с на основе пропускательной способности смеси газов по аналогии с узкополосными моделями является наиболее точным.

1.4 Выводы

В данной главе представлены результаты проведенного анализа современного состояния вопроса проблематики моделирования теплообмена излучением на поздней стадии тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР. Современные расчетные коды, моделирующие процессы при тяжелой аварии, как отечественные, так и зарубежные имеют в своем составе расчетные модели, в которых расчет теплообмена излучением осуществляется с некоторыми упрощениями:

- Расчет теплообмена излучением в двумерной осесимметричной постановке расчетной области, также возможны более упрощенные способы учета теплообмена излучением через модель двух серых тел;

- Отсутствие подробной дискретизации расчетной области и невозможность учета неоднородного распределения температуры в расчетной области;
- Отсутствие возможности корректного учета сложной геометрии, изменяющейся во времени, с наличием экранирующих поверхностей;
- Отсутствие возможности расчета теплообмена излучением в присутствии газов, поглощающих и испускающих излучение, либо учет по упрощенным моделям.

В настоящее время существует множество способов моделирования теплообмена излучением, заключающихся в решении уравнения переноса излучения. В ходе проведенного анализа способы расчета были разделены на следующие группы: зональные методы расчета, методы Монте-Карло, методы сферических гармоник и методы дискретных ординат. Модели расчета радиационных свойств газов также можно разделить на несколько групп: модели полинейного расчета, модели узкой полосы, модели широкой полосы, модели k -распределения и глобальные модели.

Основой расчетной методики, предназначенной для моделирования теплообмена излучением на поздней фазе тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР, был выбран зональный метод. Данный метод обеспечивает высокую точность расчета при моделировании объектов со сложной геометрией, при этом он позволяет проводить расчеты как в оптически прозрачной среде, так и с учетом поглощения и испускания излучения в объеме парогазовой смеси. Несмотря на высокие требования к вычислительным ресурсам при рассмотрении сложных систем, зональный метод расчета прост в практической реализации. Расчет радиационных свойств газов предполагается осуществлять с помощью модели средневзвешенной суммы серых газов на основе спектральных линий вследствие ее приемлемой точности в сочетании с высоким уровнем быстродействия.

2 ОСОБЕННОСТИ ПРОТЕКАНИЯ ТЯЖЕЛОЙ АВАРИИ НА АЭС С ВВЭР

Моделирование теплообмена излучением с поверхности образовавшегося расплава на конструкции реакторной установки на поздней фазе тяжелой аварии требует знаний специфики рассматриваемой задачи, в частности:

- о компонентном составе кориума и о его теплофизических параметрах;
- об особенностях взаимодействия расплава с конструкциями реакторной установки;
- о предполагаемом составе парогазовой смеси в объеме над кориумом.

С целью уточнения характерных особенностей, необходимых для моделирования теплообмена излучением, был проведен анализ явлений и процессов в ходе тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР на внутрикорпусной и внекорпусной стадиях. В настоящей главе представлены результаты данного анализа. Основное внимание уделялось описанию явлений и процессов, происходящих на поздней стадии тяжелой аварии уже после формирования ванны расплава, на примере типовой аварии с большой течью теплоносителя первого контура и полным обесточиванием энергоблока.

2.1 Внутрикорпусная стадия тяжелой аварии

Одним из наиболее представительных аварийных режимов является авария с потерей теплоносителя первого контура. Разгерметизация первого контура вследствие гильотинного разрыва главного циркуляционного трубопровода зачастую выбирается как огибающий сценарий подмножества аварий с большой течью и характеризуется экстремальной скоростью развития аварийного процесса со сравнительно высокой мощностью остаточного тепловыделения в топливе (а затем и в расплаве) и высокой температурой образовавшегося расплава. Моделирование теплообмена излучением с поверхности расплава в таких условиях особенно важно для оценки возможных последствий нагрева и обоснования целостности элементов реакторной установки и строительных конструкций.

Большая течь теплоносителя первого контура приводит к резкому снижению давления в первом контуре. Теплоноситель выливается в течь и испаряется. Из-за скачкообразного снижения температуры насыщения в первом контуре происходит резкое вскипание теплоносителя и последующее обезвоживание активной зоны. Снижение теплоотвода от активной зоны после ее «запаривания» приводит к ее разогреву.

Отсутствие электроснабжения в совокупности с неработающими дизель генераторами не позволяет использовать активные части системы аварийного охлаждения активной зоны (САОЗ) для охлаждения активной зоны, в результате чего охлаждение активной зоны возможно исключительно пассивными системами. Интенсивность осушения и разогрева АЗ на данном этапе определяется мощностью остаточного тепловыделения. Для тяжелых аварий,

обусловленных большой течью первого контура, характерно быстрое осушение активной зоны, в то время как в условиях малой течи осушение и разогрев происходит медленно.

Снижение давления в первом контуре приводит к срабатыванию пассивных систем (например, гидроемкости САОЗ или системы пассивного залива активной зоны (СПЗАЗ)), обеспечивающих подачу теплоносителя в первый контур. Общий объем доступной воды для охлаждения активной зоны определяет временной запас до начала невосполнимого выкипания активной зоны и может отличаться в зависимости от проекта.

Невосполнимое выкипание охлаждающей воды после исчерпания ее запасов приводит к оголению ТВС и ухудшению теплоотвода от них - ТВС начинают разогреваться. Ключевым фактором, определяющим скорость разогрева топлива на начальном этапе, является мощность остаточного тепловыделения за счет реакций радиоактивного распада.

При достижении температуры оболочки твэлов выше 700 °C заметную роль в развитии аварийного процесса начинает играть реакция окисления циркониевых оболочек топлива водяным паром [93], которая сопровождается выделением тепла и генерацией водорода. Рост температуры ТВС приводит к нагреву окружающих конструкций за счет теплового излучения - выгородки, частей блока защитных труб (БЗТ) и внутрикорпусной шахты. С ростом температуры топлива выше 1000 °C вклад в разогрев твэлов от теплового эффекта пароциркониевой реакции становится существенным. Нагрев оболочек твэлов выше 1000 °C приводит к их разгерметизации и попаданию пара внутрь твэла с последующим двухсторонним окислением оболочек топлива. При достижении температуры 1200 °C пароциркониевая реакция приобретает автокаталитический характер, происходит быстрый рост температуры твэлов, в дальнейшем разогрев твэлов определяется по большей части тепловыделением от реакций окисления, при достижении температуры оболочек 1850 °C начинается плавление материалов топливных стержней.

Подробная информация об основных физико-химических процессах, сопровождающих плавление ТВС ходе тяжелой аварии, представлена в таблице 2.1 [93]. Образование кориума начинается с формирования эвтектических соединений материалов топлива и карбида бора при температуре 1200 °C. Дальнейший рост температуры приводит к плавлению циркония и формированию локальных ванн расплава, ожидается, что расплавленный цирконий также будет растворять более тугоплавкие оксиды UO_2 и ZrO_2 . Крупномасштабные ванны образовавшегося расплава стекают в нижнюю часть активной зоны и разогревают опорные конструкции ТВС. В связи с неравномерностью распределения температуры по высоте активной зоны стекающий расплав может затвердевать как в нижней части ТВС, так и в окрестности середины по высоте активной зоны. Отсутствие мер по подаче воды на застывший расплав может привести к его разогреву, повторному расплавлению и перемещению в нижнюю часть внутрикорпусной шахты.

Взаимодействие высокотемпературного расплава с внутрикорпусными устройствами приводит к их нагреву и плавлению. Расплавление выгородки и внутрикорпусной шахты приводят к перемещению расплава на днище корпуса реактора. При этом в зависимости от специфики аварийного режима возможно, как проплавление внутрикорпусной шахты в области ее днища, так и боковое проплавление цилиндрической стенки внутрикорпусной шахты и стекание расплава в камеру смешения, что наблюдалось в ходе тяжелой аварии на АЭС Три-Майл-Айленд [94].

Таблица 2.1 – Описание физико-химических взаимодействий материалов активной зоны в ходе ее разогрева

Температура, °C	Явление
700	Начало реакция окисления циркония водяным паром
940	Образование первичных эвтектических соединений Fe-Zr и Ni-Zr
1150	Образование эвтектических соединений карбида бора с железом
1200	Образование эвтектических соединений Ni-Zr, Ag-Zr, резкое увеличение скорости окисления циркония, пароциркониевая реакция приобретает автокаталитический характер
1300	Образование эвтектических соединений Fe-Zr, Al (Al_2O_3)-Zr
1450	Начало плавления стали
1760	Начало плавления циркониевых оболочек (начало частичного растворения UO_2 в расплаве металлического циркония)
2050	Начало плавления Al_2O_3
2350	Начало плавления карбида бора
2690	Начало плавления ZrO_2
2850	Начало плавления UO_2

Перемещение расплава активной зоны в нижнюю часть активной зоны приводит к выпариванию остатков теплоносителя и постепенному формированию ванны расплава. Поступающий в воду кориум испаряет ее, фрагментируется и формирует пористый дебрис. Первые поступающие в воду части кориума состоят по большей части из металлического циркония и конструкционной стали, более тугоплавкие оксидные фракции перемещаются позже, поверх металлических компонент. При выпаривании предполагается остывание расплава, в последующем же, после полного испарения теплоносителя, происходит его повторный разогрев.

На поздней фазе тяжелой аварии, в ходе дальнейшего плавления конструкций внутрикорпусных устройств (ВКУ), а позже – перемещения расплава на днище корпуса реактора

и взаимодействия со стенкой корпуса реактора, устанавливается определенная конфигурация ванны расплава.

Предполагается наличие расслоения ванны расплава на два несмешивающихся слоя – металлический и оксидный. Явление стратификации ванны расплава впервые было обнаружено в ходе исследования поведения прототипных материалов кориума в рамках исследовательской программы РАСПЛАВ [95]. В экспериментах РАСПЛАВ осуществлялось исследование поведения материалов расплава активной зоны с различным массовым составом, степенью окисления расплава и содержания углерода в ходе нагрева, плавления и последующего охлаждения. В ходе проекта РАСПЛАВ было проведено четыре крупномасштабных эксперимента, в двух из которых - РАСПЛАВ-AW-200-1 и РАСПЛАВ-AW-200-2, фиксировалась конфигурация кориума с двумя несмешивающимися фазами с четкой границей раздела. Верхний слой состоял по большей части из металлического циркония, нижний – из оксидных фракций. Расположение слоев расплава с более легким металлическим слоем над тяжелыми оксидными фракциями называется нормальным расслоением, в обратном случае – инверсной конфигурацией расплава. Дальнейшее исследование особенностей поведения высокотемпературного расплава, а именно – изучение влияния химического состава кориума на возможность возникновения стратификации ванны расплава и на теплоотдачу от ванны расплава к окружающим конструкциям, а также перераспределение продуктов деления между слоями расплава, было проведено в рамках проекта МАСКА [96]. В них было показано, что в случае неполного окисления металлического циркония в кориуме возможен выход металлического свободного урана с цирконием в металлический слой с последующим ростом плотности данного слоя. В этом случае конфигурация расплава может иметь быть инверсной с расположенным внизу более тяжелым металлическим слоем (рисунок 2.1), если доля железа в расплаве будет невелика. Важно отметить, что при больших размерах расплава также возможно образование нестабильной трехслойной конфигурации кориума с двумя металлическими слоями, заключающими между собой оксидные фракции. Как было показано в работе [97] такие конфигурации характерны для расплавов с массой стали в расплаве менее 30 тон.

В условиях, характерных для внутрикорпусной стадии тяжелой аварии на реакторах ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200, для конфигурации расплава характерна прямая конфигурация ввиду большой массы внутрикорпусных устройств, выполненных из сталей (более 70 тон) [97].

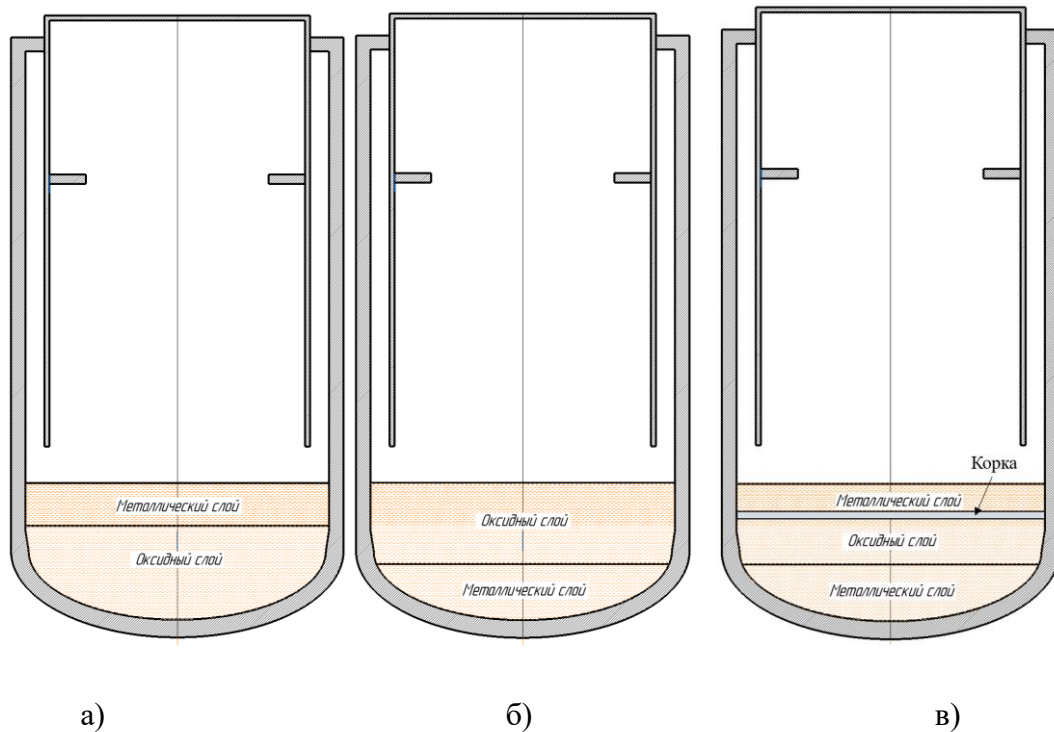


Рисунок 2.1 – Схематичное изображение возможных конфигураций расплава на днище корпуса реактора ВВЭР; а) Стратификация расплава, б) Инверсия расплава, в) Трехслойная конфигурация расплава

Для реакторов некоторых типов, к примеру – ВВЭР-440, при наличии системы внешнего охлаждения поверхности корпуса реактора, рассматривается возможность удержания расплава активной зоны внутри корпуса в рамках концепции внутрикорпусного удержания расплава. В случае тяжелой аварии на реакторах, не оборудованных средствами дополнительного отвода тепла от образовавшейся ванны расплава на днище его корпуса, следует говорить о неизбежном разрушении стенки корпуса и выходе кориума за его пределы. Стратифицированная конфигурация расплава с более легким металлическим слоем, расположенным над оксидным, определяет характер проплавления стенки корпуса реактора – разрушение стенки происходит на уровне металлического расплава вследствие эффекта «фокусировки тепла» [98]. Проплавление стенки корпуса на уровне металлического слоя определяет характер динамики перемещения кориума в подреакторное пространство - первые порции содержат в себе легкоплавкие металлические фракции железа, урана, циркония и хрома, оксидные же фракции кориума выходят после перемещения металлических компонент. Вне зависимости от рассматриваемого сценария над ванной расплава могут оставаться неразрушенные конструкции внутрикорпусной шахты, экранирующие части стенки корпуса реактора от излучения (рисунок 2.1). Интенсивность теплового излучения со стороны расплава будет определяться радиационными свойствами расположенного сверху металлического слоя, при этом поверхности окружающих расплав элементов в течение всего времени будут подвергаться постоянному изменению вследствие их

оплавления. В результате интенсивного выпаривания теплоносителя объем корпуса реактора будет заполнен перегретым паром, поглощающим и испускающим излучение.

Дальнейший ход развития аварийного процесса зависит от проекта АЭС, а именно от наличия устройства локализации расплава, и описан для каждого из вариантов в подразделе ниже.

2.2 Внекорпусная стадия тяжелой аварии

В случае невозможности удержания расплава в корпусе реактора кориума проплавит стенку корпуса и выйдет за его пределы. На современных реакторах ВВЭР-1200 и на некоторых реакторах ВВЭР-1000, в подреакторном пространстве предусмотрено устройство локализации расплава (УЛР) – элемент конструкции РУ, принимающей поступающий из корпуса реактора кориум с целью его дальнейшего охлаждения и локализации. При тяжелой аварии на реакторах, необорудованных УЛР, образовавшейся кориум перемещается в шахту реактора, выполненную из бетона. Оба варианта развития событий предполагают свою характерную специфику, их описание приведено в настоящем подразделе.

2.2.1 Локализация расплава в УЛР

На современных реакторах большой мощности для охлаждения и локализации расплава на внекорпусной стадии тяжелой аварии, а также с целью исключения взаимодействия расплава с бетоном применяется устройство локализации расплава. Впервые УЛР было спроектировано и установлено на АЭС Тяньвань (Китай) [99], в дальнейшем конструкция УЛР совершенствовалась по мере развития серии реакторных установок с ВВЭР. На сегодняшний день УЛР АЭС с ВВЭР представляет собой конструкцию в виде стального цилиндрического сосуда с коническим днищем, охлаждаемого снаружи водой. Внутри стального корпуса УЛР размещаются жертвенные материалы (ЖМ), выполненные из смеси оксида железа, оксида алюминия и оксида гадолиния [100]. Жертвенные материалы предназначены для разбавления поступающего кориума с целью снижения объемного тепловыделения, а также доокисления металлических компонент для уменьшения выхода водорода и неконденсирующихся газов в ходе локализации расплава. Согласно [101], в качестве основных функций УЛР выделяют следующие:

- Прием и размещение поступающего кориума, твердых фрагментов активной зоны и конструкционных материалов реактора;
- Предотвращение выхода кориума за установленные границы зоны локализации и обеспечение его подкритичности;
- Удержание днища корпуса реактора с кориумом при его отрыве или пластическом деформировании;
- Охлаждение расплава путем теплоотдачи к теплоносителю;

- Снижение и минимизация генерации водорода и выхода продуктов деления в пространство герметичного ограждения;
- Сохранение целостности конструкций подреакторного помещения шахты реактора в ходе тяжелой аварии.

На рисунке 2.2 представлено схематичное изображение устройства локализации расплава для двух проектов: АЭС-2006 [102] и ВВЭР-ТОИ [103]. Конструкции УЛР двух проектов состоят из следующих ключевых функциональных элементов (сверху-вниз):

- Направляющая плита, предназначенная для приема и последующего направления порций кориума, вышедших из корпуса реактора, во внутренний объем УЛР;
- Ферма-консоль. Является опорой для направляющей плиты, содержит в себе каналы для подачи воды на поверхность кориума с целью дополнительного теплоотвода, каналы для отвода пара от УЛР, образующегося в ходе функционирования и каналы для вывода датчиков контроля и управления;
- Наполнитель, состоящий из блоков жертвенных материалов. Предназначен для доокисления кориума, его разбавления с последующим снижением объемного тепловыделения, увеличения поверхности теплоотдачи расплава с внутренней поверхностью корпуса УЛР, а также для формирования условий инверсной конфигурации ванны расплава;
- Двойной корпус, обеспечивающий прием, удержание и охлаждение кориума в шахте реактора. Внешняя поверхность корпуса омывается водой с целью отвода тепла от ванны расплава в режиме пузырькового кипения. В состав корпуса также входят клапаны подачи воды, предназначенные для залива водой поверхности расплава для дополнительного отвода тепла.

Также в конструкцию УЛР входят тепловые защиты, выполненные из термостойкого гематитного бетона [104] и предназначенные для экранирования неохлаждаемых конструкций УЛР от воздействия теплового излучения со стороны расплава на этапе его поступления в объем корпуса УЛР.

Среди характерных отличий УЛР более позднего проекта ВВЭР-ТОИ от УЛР АЭС-2006 можно выделить техническое исполнение блоков жертвенных материалов. В УЛР АЭС-2006 жертвенный материал выложен ступенчато с коническим углублением, в то время как в УЛР ВВЭР-ТОИ они размещены в специальных кассетах с колодцами, установленных друг на друга. Также конструктивно различается исполнение тепловых защит неохлаждаемых частей УЛР. В УЛР АЭС-2006 тепловые защиты экранируют поверхности частей корпуса УЛР и фермы-консоли. В УЛР ВВЭР-ТОИ, помимо аналогичных тепловых защит как в УЛР АЭС-2006, выполнена конструкция нижней тепловой защиты, установленная на последней кассете жертвенных материалов. Она предназначена для дополнительного экранирования как клапанов подачи воды, так и тепловых защит фермы-консоли в ходе локализации. Конструкция тепловой

защиты выполнена из специального бетона, который при воздействии теплового излучения растрескивается и разрушается, образуя на поверхности кориума шлаковую корку, снижающую интенсивность теплового излучения с поверхности кориума. В совокупности с использованием нижней тепловой защиты в УЛР ВВЭР-ТОИ это создает достаточно развитую поверхность внутренних конструкций УЛР, предполагающая эффективное экранирование верхних неохлаждаемых водой элементов от теплового излучения со стороны расплава до момента залива водой его поверхности.

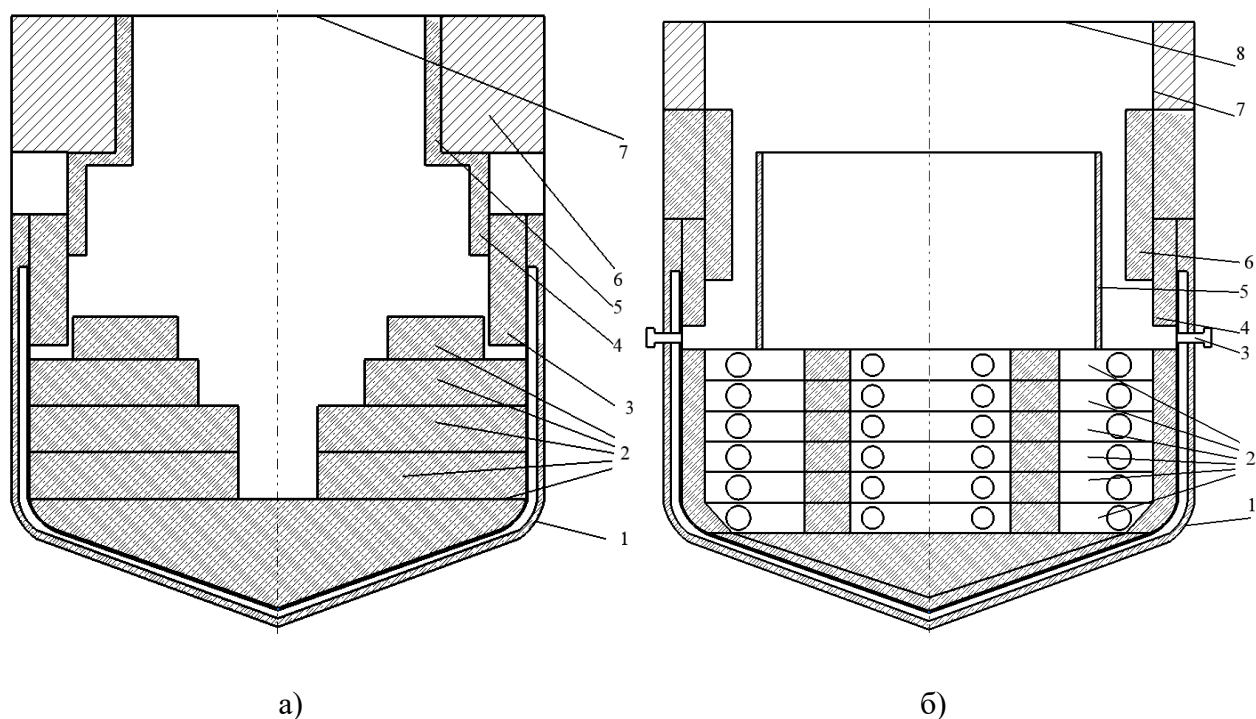
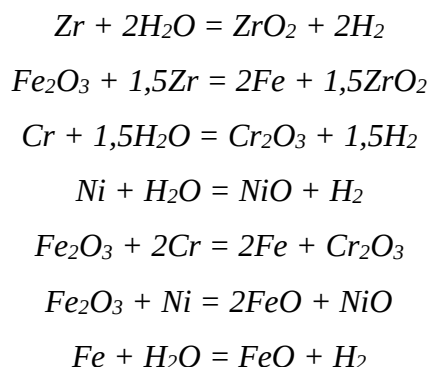


Рисунок 2.2 – Схематичное изображение конструкции УЛР; а) УЛР АЭС-2006: 1 – двойной корпус, 2 – блоки жертвенных материалов, 3 – тепловая защита фланца корпуса, 4 – тепловая защита площадки обслуживания, 5 – тепловая защита фермы-консоли, 6 – ферма-консоль, 7 – нижняя поверхность направляющей плиты; б) УЛР ВВЭР-ТОИ: 1 – двойной корпус, 2 – блоки жертвенных материалов, 3 – клапаны подачи воды, 4 – тепловая защита фланца корпуса, 5 – нижняя тепловая защита, 6 – верхняя тепловая защита, 7 – ферма консоль, 8 – нижняя поверхность направляющей плиты

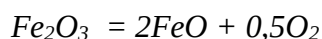
В ходе внекорпусной стадии гипотетической тяжелой аварии УЛР функционирует схожим образом независимо от рассматриваемого проекта. Схематичное изображение перемещения расплава в объем УЛР представлено на рисунке 2.3. Первые порции кориума, содержащие металлические фракции расплава, попадают на направляющую плиту и поступают во внутренний объем УЛР. Конструкция направляющей плиты обеспечивает беспрепятственное перемещение расплава по внутреннее пространство корпуса УЛР, в дальнейшем он растекается по пустотам блоков жертвенных материалов, начинается их постепенное растворение и расплавление.

Взаимодействуя с жертвенным материалом на днище УЛР, металлические порции частично охлаждаются. Последующее поступление оксидных фракций расплава приводит к стратификации кориума на два слоя: оксидный слой, расположенный в нижней части корпуса, и более легкий слой металлов, размещенный над оксидным. В ходе взаимодействия расплава с жертвенными материалами происходит как снижение объемного тепловыделения за счет разбавления расплава легкими оксидами ЖМ, так и окисление металлического циркония, урана, хрома за счет реакций с компонентами ЖМ.

Взаимодействие расплава, содержащего металлический цирконий и компоненты конструкционной стали, сопровождаются химическими реакциями [100], среди которых можно выделить:



Присутствие в блоках жертвенных материалов бетонов, скрепляющих их, обуславливает наличие незначительного количества воды. Это, в свою очередь, приводит к тому, что часть металлических компонент окисляется водяным паром, при этом подавляющее большинство металлов будет окисляться при взаимодействии с гематитом Fe_2O_3 . В случае отсутствия в расплаве металлического циркония оставшийся гематит будет разлагаться с поглощением тепла:



Выделившийся в результате реакции кислород может вступать в реакцию окисления с компонентами железа.

По мере растворения ЖМ происходит насыщение расплава компонентами жертвенных материалов, что приводит к снижению его плотности. В результате плотность оксидного слоя в определенный момент становится ниже аналогичного значения для металлического слоя и наступает инверсия ванны расплава – перемещение вниз металлического слоя и всплытие оксидных фракций. В ходе поступления расплава, его рассредоточения по объему УЛР и взаимодействию с жертвенными материалами происходит нагрев и оплавление вышерасположенных тепловых защит под воздействием теплового излучения со стороны кориума. С целью экранирования конструкций УЛР от излучения со стороны расплава предусмотрена подача воды на его поверхность после инверсии. Это также приводит к дополнительному отводу тепла от расплава и снижению выхода продуктов деления и аэрозолей

с его поверхности. Теплоотдача осуществляется в режиме пленочного кипения на поверхности кориума. На квазистационарной стадии локализации расплава в УЛР предполагается полное растворение ЖМ в кориуме и окисление всего металлического циркония в нем, прекращение генерации водорода и постепенное остывание ванны расплава.

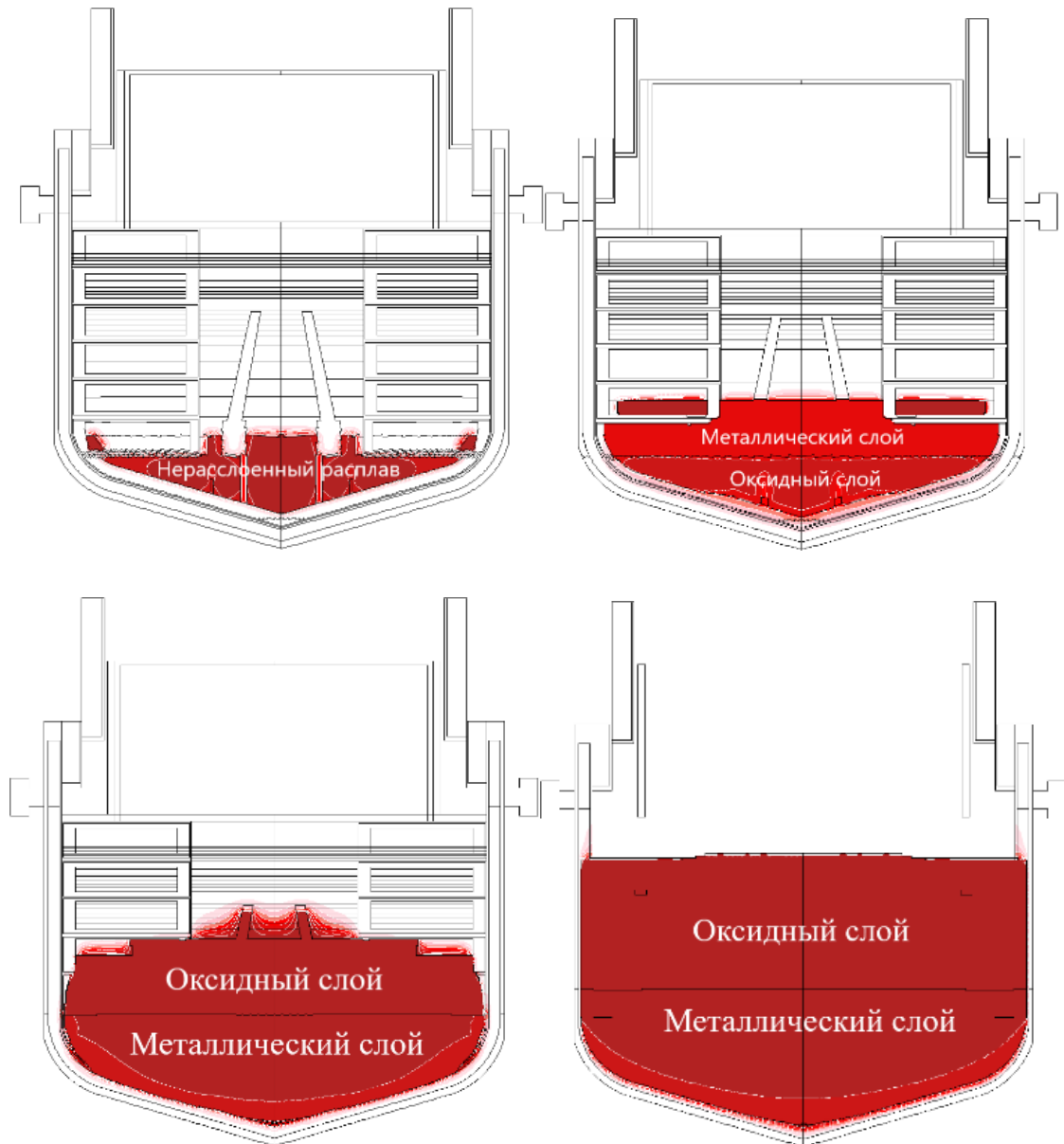


Рисунок 2.3 – Схематичное изображение процесса локализации расплава в УЛР; а) однородный расплав, металлические фракции, б) стратифицированная конфигурация расплава, в) инверсная конфигурация расплава, г) квазистационарная конфигурация расплава

Конфигурация ванны расплава определяет интенсивность воздействия теплового излучения на неохлаждаемые конструкции УЛР. Температура металлических порций, поступающих в УЛР, в среднем ниже температуры оксидных фракций, также у них различаются радиационные свойства, к примеру – степень черноты поверхности слоя. Как и в случае анализа внутрикорпусной стадии тяжелой аварии поверхности УЛР будут претерпевать значительные

изменения – тепловые защиты под воздействием излучения будут оплавляться или разрушаться, на поверхности кориума может образовываться шлаковая корка. Развитая геометрия конструкции жертвенных материалов и тепловых защит предполагает экранирование конструкций УЛР, главным образом - фермы-консоли, от теплового излучения с поверхности кориума. В общем случае в объеме УЛР присутствует разогретая ПГС, содержащая в себе по большей части водяной пар с N_2 , O_2 и выделяющимся в ходе работы УЛР незначительным количеством H_2 , что обуславливает необходимость учета эффекта поглощения и испускания излучения в ходе процесса локализации расплава.

2.2.2 Взаимодействие расплава с бетоном

В случае отсутствия УЛР в подреакторном пространстве вышедший из реактора расплав перемещается на бетонное днище шахты. Шахта типового реактора ВВЭР-1000 представляет из себя конструкцию, для которой не выполняется условие осевой симметрии, схематичное изображение шахты реактора представлено на рисунке 2.4. Нижняя часть шахты реактора имеет форму, близкую к цилиндрической, при этом важно отметить наличие прямоугольного отсека с защитной и герметичной дверьми, ведущими в соседние с шахтой помещения. Все помещение шахты реактора выложено стальной теплоизоляцией. При строительстве российских АЭС с реакторами ВВЭР применяется два типа бетона: строительный и серпентинитовый [105].

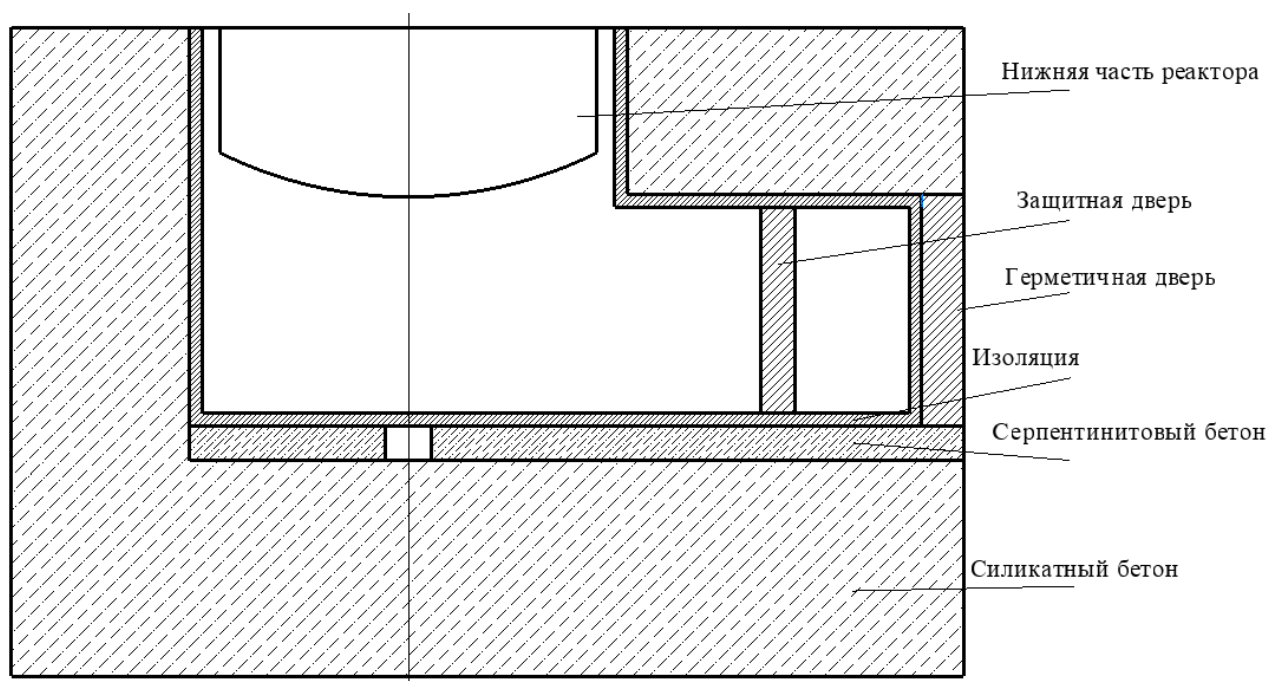


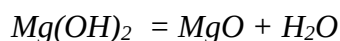
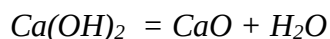
Рисунок 2.4 – Схематичное изображение шахты типового реактора ВВЭР-1000

Хронология выхода расплава и его перемещение в шахту реактора идентична случаю локализации расплава в УЛР, схематичное изображение динамики взаимодействия расплава с бетоном в шахте реактора представлена на рисунке 2.5. Вышедшие первые порции содержат металлические фракции циркония и конструкционной стали. Жидкие металлы растекаются по

днищу шахты реактора, в том числе – в прямоугольный отсек, начинается взаимодействие расплава с бетоном, приводящее к разрушению бетонных конструкций. Согласно [106] высокотемпературное воздействие расплава на бетон сопровождается следующими физико-химическими процессами:

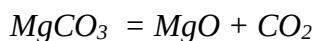
- Температура бетона 30 °C – 105 °C испарение воды, содержащейся в порах бетона, и частично адсорбированной воды;

- Температура бетона 180 °C – 300 °C полное испарение воды, содержащейся в порах. Выход воды вследствие разрушения молекул $\text{CaO-SiO}_2\text{-H}_2\text{O}$. Разложение гидроксидов кальция и магния с образованием водяного пара:



- Температура бетона выше 300 °C – начало появления микротрещин вследствие выхода воды из бетона и разрушения его компонент, растрескивание бетона;

- Температура бетона 700 °C – 900 °C: разложение карбонатов кальция и магния с образованием CO_2 :



- Температура бетона 1100 °C до 2000 °C – разрушение оставшихся оксидных компонент обезвоженного бетона в зависимости от его компонентного состава.

Термическое воздействие первых, металлических порций расплава на бетон приводит к высвобождению воды, содержащейся в порах бетона и образовавшейся в результате разложения гидроксидов кальция. Вышедший из бетона водяной пар вступает в реакцию окисления с металлическими компонентами расплава, образуется водород. Дальнейший разогрев бетонных конструкций приводит к выходу CO_2 , разрушение обезвоженного бетона ведет к наполнению расплава легкими оксидными продуктами разложения бетона – в основном CaO , MgO , SiO_2 . Поступление оксидных порций расплава обуславливает стратификацию кориума: металлические фракции всплывают на поверхность, а более тяжелый слой оксидов опускается вниз. Вследствие разбавления оксидного слоя кориума компонентами разложения бетона снижается его плотность, что может привести к инверсии слоев расплава по факту уменьшения плотности оксидного слоя ниже аналогичной величины для металлического слоя. Явление инверсии расплава в ходе экспериментальных исследований взаимодействия расплава с бетоном наблюдалось в экспериментах ВЕТА V7.1 [107], ВЕТА V5.1 [108] и СОМЕТ L2 [109]. Теплоотвод от ванны расплава осуществляется по большей части теплообмен излучением с поверхности кориума, недостаточность теплоотдачи обуславливает проплавление контура герметизации герметичного ограждения и выхода расплава и радиоактивных продуктов деления в окружающую среду.

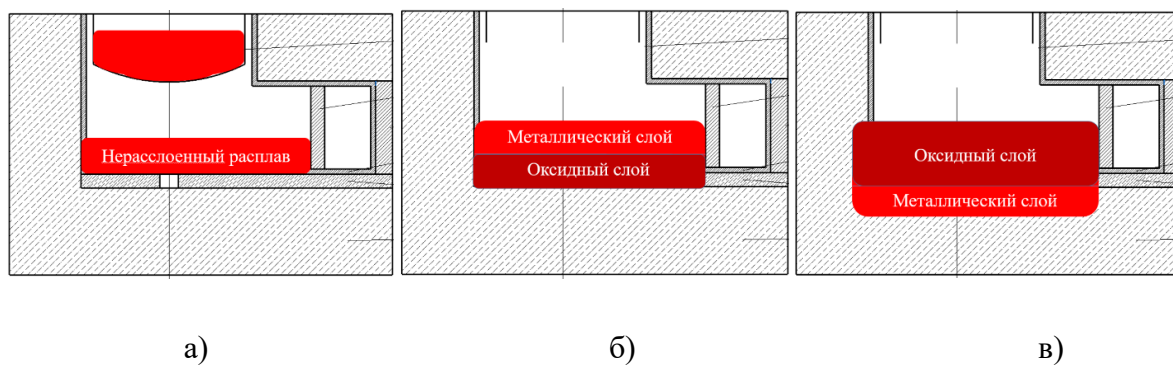
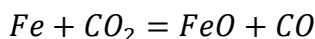
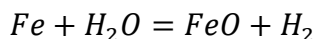
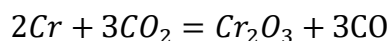
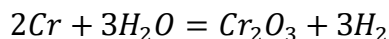
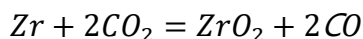
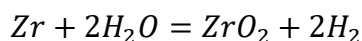


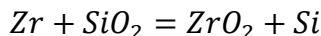
Рисунок 2.5 – Схематичное изображение процесса взаимодействия расплава с бетоном в шахте реактора; а) гомогенный расплав, металлические фракции, б) стратифицированная конфигурация расплава, в) инверсная конфигурация расплава

Выходящие газы разложения бетона перемещаются вдоль границы взаимодействия кориум-бетон и частично барботируют через толщину расплава. Реакции окисления газов разложения с металлическими компонентами расплава, главным образом – с цирконием, приводят к образованию H_2 и CO :

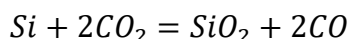
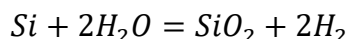


Можно отметить, что представленные выше химические реакции дают дополнительный вклад в тепловое поведение расплава, в особенности – на начальных стадиях взаимодействия расплава с бетоном, до поступления оксидных порций расплава. Особенности протекания химических реакций при взаимодействии расплава с различными типами бетонов широко исследовались во многих экспериментальных программах. Взаимодействие расплава с силикатным и серпентинитовыми бетонами исследовалось в нескольких экспериментальных программах ACE [110], BETA [111], COMET [112]. Взаимодействие имитаторов расплава оксидных фракций с силикатным бетоном было проведено в экспериментах ACE L6 [113] и ACE L2 [113]. В имитатор расплава также был добавлен металлический цирконий с целью оценки влияния его окисления на процесс разложения бетона. В ходе проведения экспериментов был зафиксирован интенсивный выход водяного пара и углекислого газа. В результате химических реакций окисления металлического циркония выходящими газами разложения также было отмечено образование водорода и монооксида углерода. Взаимодействие имитатора кориума, содержащего как металлические фракции, так и оксидные, с силикатным бетоном было проведено в эксперименте BETA V5.1. В ходе проведения эксперимента отмечался

существенный выход водяного пара с образованием водорода и генерация диоксида углерода с образованием CO в ходе окислительных реакций. Исследование взаимодействия имитатора кориума с серпентинитовым бетоном было проведено в экспериментах ACE L4 [113] и BETA V7.1. В каждом из экспериментов наблюдался интенсивный выход водяного пара и генерация водорода с относительно небольшим высвобождением CO_2 с образованием CO. Кроме того, в ходе экспериментальных исследований SURC 4 [115] и ACE L2 было получено, что выходящая из бетона двуокись кремния SiO_2 вступает в химические реакции с металлическим цирконием и ураном с восстановлением кремния Si:



Восстановленный кремний впоследствии может реагировать с водой и углекислым газом с выделением дополнительного количества водорода и монооксида углерода:



Конфигурация ванны расплава, ее изменение во времени, а также разрушение окружающих расплав конструкций обуславливают процессы, сопровождающие теплообмен излучением в ходе взаимодействия расплава с бетоном. Вследствие интенсивного газообразования в ходе разложения бетона атмосфера над расплавом будет заполнена высокотемпературной парогазовой смесью, содержащей в себе как воздух, так и H_2O , CO_2 , H_2 и CO. Отсутствие осевой симметрии конструкции шахты реактора и наличие нагретой парогазовой смеси в объеме над расплавом накладывают необходимость расчета теплообмена излучением в трехмерной постановке расчетной области, моделирующей конструкцию шахты, и с учетом поглощающих свойств смеси газов.

2.3 Выводы

Представленные в настоящем разделе результаты анализа феноменологии протекания тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР на внутрикорпусной и внекорпусной стадиях позволили составить перечень факторов и особенностей, влияющих на моделирование теплообмена излучением применительно к рассматриваемой проблематике. Описание и анализ основных явлений, сопровождающих гипотетическую тяжелую аварию на АЭС с ВВЭР, приведены для представительного сценария тяжелой аварии с большой течью теплоносителя первого контура. По результатам проанализированных экспериментальных и теоретических работ можно выделить следующие факторы, непосредственно влияющие на теплообмен излучением в рассматриваемых системах:

- Конструкции рассматриваемых объектов содержат в себе множество перекрывающих друг друга элементов, что предполагает экранирование теплового излучения со стороны

поверхности расплава. Отдельно можно выделить конструкцию шахты реактора, для которой характерно отсутствие осевой симметрии;

– Для образовавшегося расплава как на внутрикорпусной, так и на внекорпусной стадиях характерно наличие двух несмешивающихся фаз: металлической, состоящей из конструкционной стали, металлических цирконий и урана, и оксидной, содержащей по большей части фракции диоксида урана и диоксида циркония. Оксидный слой также может содержать продукты разложения бетона, что наиболее характерно для процесса взаимодействия расплава с бетоном шахты реактора, или компоненты жертвенных материалов в случае локализации кориума в УЛР;

– Конфигурация ванны расплава может быть, как стратифицированной, так и инверсной в зависимости от специфики аварии, при этом структура поверхности расплава может претерпевать значительные изменения в ходе аварии, к примеру – образование и растрескивание твердых корок на поверхности расплава в ходе взаимодействия с бетоном шахты реактора;

– Конструкции, расположенные выше уровня поверхности расплава, могут значительно оплавляться и разрушаться в ходе тяжелой аварии под воздействием теплового излучения, точное определение структуры их поверхностей представляется затруднительным;

– Объем над расплавом предполагается заполненным нагретой парогазовой смесью, поглощающей и испускающей излучение. Исходя из анализа физико-химических процессов, сопровождающих тяжелую аварию, а также по факту исследования известных экспериментальных программ было установлено, что парогазовая смесь над кориумом может содержать в себе, в общем случае, следующие газы: H_2O , CO_2 , H_2 , CO , O_2 , N_2 .

3 ОПИСАНИЕ РАСЧЕТНОЙ МЕТОДИКИ

В настоящей главе представлено описание расчетной методики [3-5], реализованной в программе для ЭВМ THERA[13] и предназначенной для моделирования теплообмена излучением на поздней фазе тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР. Принимая во внимание специфику процессов, сопровождающих тяжелую аварию на АЭС с ВВЭР, а также учитывая методы моделирования теплообмена излучением, расчетная методика базируется на следующих технических решениях:

- Трехмерная постановка расчетной области с ее дискретизацией на треугольные элементы конечных размеров;
- Реализация зонального метода расчета в условиях однородной и изотермической поглощающей и испускающей излучение газовой среды в объеме расчетной области с возможностью расчета теплообмена излучением в приближении оптически-прозрачной среды;
- Расчет угловых коэффициентов для элементов, входящих в расчетную область, с последующей их корректировкой в случае затенения;
- Учет радиационных свойств газов, характерных для тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР, с помощью модели средневзвешенной суммы серых газов на основе спектральных линий.

Как отмечалось ранее, поздняя фаза тяжелой аварии характеризуется непредсказуемым изменением поверхностей расчетной области, включая их оплавление, растрескивание (в случае термического воздействия на бетон) и разрушение. Учитывая также ограниченную экспериментальную базу спектральных радиационных свойств материалов, в расчетной методике используется приближение серого тела для моделирования радиационных характеристик поверхностей. Моделирование теплообмена излучением в условиях присутствия ПГС в объеме над расплавом осуществляется в приближении изотермического и гомогенного по объему газа. Существующие аттестованные расчетные коды, предназначенные для расчета теплофизических параметров газовых смесей в объеме герметичного ограждения (ГО), оперируют расчетами в областях со сосредоточенными параметрами - как химический состав газов, так и температура с давлением определяются в конкретной «точке» области, вследствие этого расчет теплообмена излучением с учетом неоднородности концентрации, температуры и давления представляется избыточным. Используемые в расчетной методике допущения можно объединить следующим образом:

- Постоянное и одинаковое значение температуры в пределах одного элемента расчетной области;
- Поверхность считается серой, то есть степень черноты ε_λ , коэффициент поглощения α_λ и коэффициент отражения ρ_λ не зависят от длины волны и направления, а определяются только температурой поверхности T : $\varepsilon(T) = \alpha(T) = 1 - \rho$;

- Характер излучения поверхности считается диффузным;
- Падающий и отраженные потоки излучения считаются постоянными в ходе расчета;
- Парогазовая среда является однородной: температура, давление и химический состав газов постоянны по всему пространству среды, учитывается излучение и поглощение в газе, рассеивание не учитывается.

3.1 Описание зонального метода расчета

В расчетной методике используется зональный метод, представленный в работе [30]. Рассматривается трехмерная расчетная область, состоящая из N элементов, на каждом элементе задаются температурные граничные условия, схематичное изображение расчетной области представлено на рисунке 3.1. Если расчетная область не является замкнутой, открытое пространство «замыкается» поверхностью, степень черноты которой приравнивается к единице, а самой поверхности присваивается нулевая температура. Объем внутри расчетной области заполнен излучающей и поглощающей однородной, изотермической газовой средой. Параметры газовой среды – ее давление P_g , температура T_g и химический состав задаются извне в рамках исходных данных расчета.

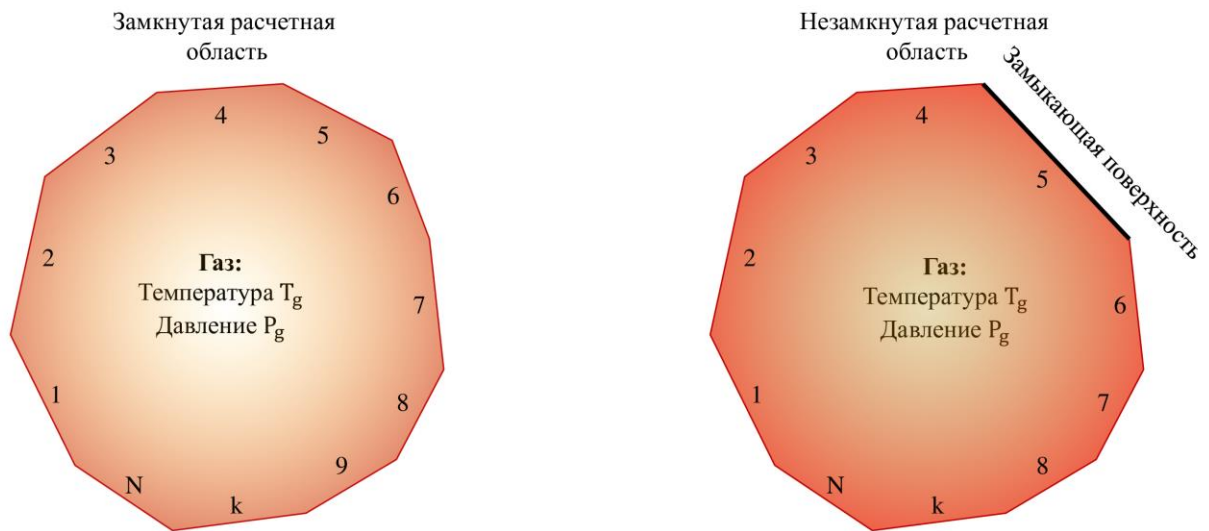


Рисунок 3.1 – Схематичное изображение расчетной области: а) замкнутая расчетная область, б) незамкнутая расчетная область

Учет радиационных свойств газов осуществляется с помощью модели SLWSGG, первое упоминание которой было представлено в первой главе настоящей работы. Согласно [79], уравнение переноса излучения (1.3) может быть переписано в виде, удобном для дальнейшего

использования модели средневзвешенной суммы серых газов. Спектральные величины, входящие в уравнения, представляются в виде величин, дискретных и постоянных для рассматриваемого интервала спектра теплового излучения – серого газа:

$$\frac{dI_j}{dr} = -\kappa_j \cdot I_j(r) + \kappa_j \cdot w_j \cdot I_b(T_g) \quad (3.1)$$

где I_j - интенсивность излучения j -го серого газа, κ_j - коэффициент поглощения j -го серого газа, w_j – весовой коэффициент j -го серого газа, I_b – интенсивность излучения черного тела, ее можно записать как $I_b = \frac{\sigma \cdot T_g^4}{\pi}$, r – длина пути излучения, T_g – температура газа.

Интегрально-дифференциальную форму уравнения (3.1) можно получить аналогично тому, как было получено уравнение (1.6) [28]. Принимая во внимание предположение о постоянстве температуры, давления и состава газа по его объему коэффициент поглощения будет зависеть только от спектра поглощения. Для j -го серого газа, с учетом умножения обеих частей (3.23) на интегрирующий множитель $e^{-\kappa_j \cdot r}$ получим следующее выражение:

$$I_j(r) = I_j(0) \cdot e^{-\kappa_j \cdot r} + w_j \cdot \kappa_j \cdot I_b(T_g) \cdot \int_0^r e^{-\kappa_j \cdot (r-r^*)} dr \quad (3.2)$$

После интегрирования выражения, входящего во второе слагаемое правой части (3.2), получится следующее уравнение:

$$I_j(r) = I_j(0) \cdot e^{-\kappa_j \cdot r} + w_j \cdot I_b(T_g) \cdot (1 - e^{-\kappa_j \cdot r}) \quad (3.3)$$

Для вывода итоговой системы уравнений зонального метода выделим две поверхности 1 и 2 из расчетной области и рассмотрим теплообмен излучением между ними, площади данных поверхность обозначим A_1 и A_2 соответственно. Данные поверхности представлены на рисунке 3.2. Выделим на каждой из поверхностей элементарные площадки dA_1 и dA_2 . Используя уравнение (3.3), запишем выражение для интенсивности падающего излучения с площадки dA_1 на dA_2 после прохождения пути длиной r_{12} :

$$I_{j, \text{пад}, dA_2} = I_{j, \text{эфф}, dA_1} \cdot e^{-\kappa_j \cdot r_{12}} + w_j \cdot I_b(T_g) \cdot (1 - e^{-\kappa_j \cdot r_{12}}) \quad (3.4)$$

где $I_{j, \text{эфф}, dA_1}$ - интенсивность эффективного излучения с площадки dA_1 , включающее в себя собственное и отраженное излучение от dA_1 .

В случае диффузно-излучающей поверхности полусферическая интенсивность эффективного излучения от площадки dA_1 записывается через плотность теплового потока эффективного излучения следующим образом:

$$I_{j, \text{эфф}, dA_1} = \frac{q_{j, \text{эфф}, dA_1}}{\pi} \quad (3.5)$$

Плотность теплового потока эффективного излучения определяется суммой плотности теплового потока собственного излучения $q_{j, \text{изл}, dA_1}$ и плотности потока отраженного излучения $q_{j, \text{отр}, dA_1}$:

$$q_{j,\text{эфф},dA_1} = q_{j,\text{изл},dA_1} + q_{j,\text{отр},dA_1} \quad (3.6)$$

Учитывая, что излучение с площадки dA_1 падает на площадку dA_2 в пределах телесного угла $d\omega_1$, выражение для теплового потока, соответствующего интенсивности падающего излучения на dA_2 , примет вид:

$$Q_{j,\text{пад},dA_2} = I_{j,\text{пад},dA_2} \cdot dA_1 \cdot dA_2 \frac{\cos(\beta_1) \cdot \cos(\beta_2)}{r_{12}^2} \quad (3.7)$$

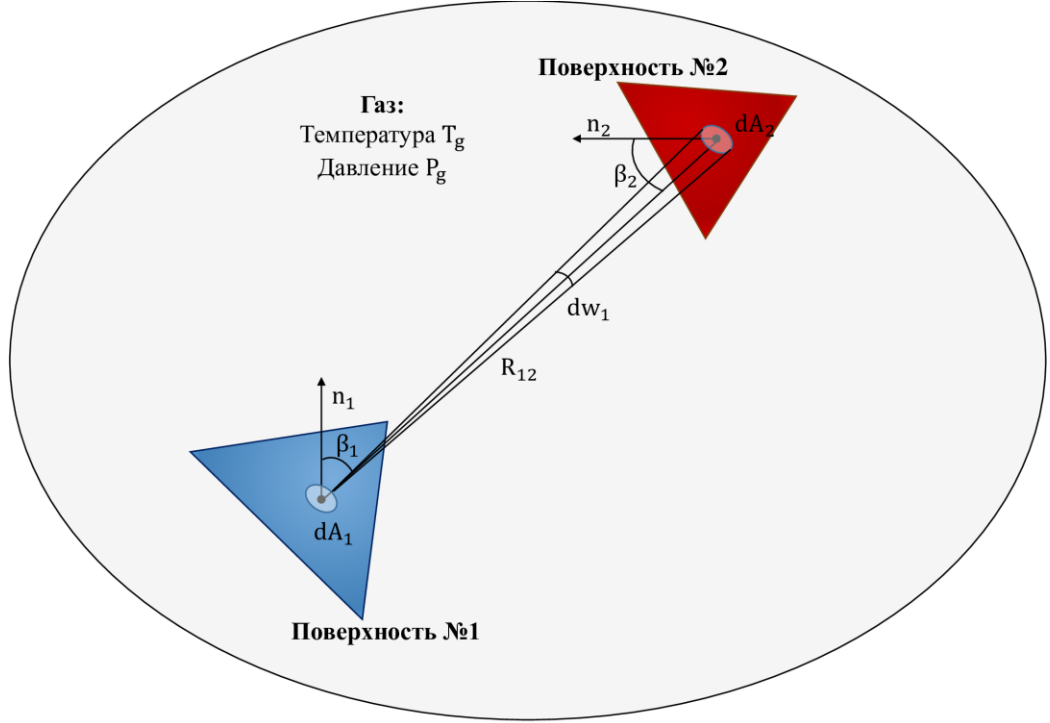


Рисунок 3.2 – Изображение участвующих в теплообмене излучением поверхностей расчетной области

При переходе от интенсивности излучения к плотности теплового потока в правой части уравнения (3.7) с учетом диффузного характера излучения поверхностей и выражения (3.4) получаем:

$$Q_{j,\text{пад},dA_2} = (q_{j,\text{эфф},dA_1} \cdot e^{-\kappa_j \cdot r_{12}} + w_j \cdot \sigma \cdot T_g^4 \cdot (1 - e^{-\kappa_j \cdot r_{12}})) \cdot dA_1 \cdot \frac{\cos(\beta_1) \cdot \cos(\beta_2)}{\pi \cdot r_{12}^2} \quad (3.8)$$

После интегрирования уравнения (3.8) по поверхностям 1 и 2 получим выражение для теплового потока падающего излучения на поверхность 2 с поверхности 1 для j -го серого газа:

$$Q_{j,\text{пад},2} = \int_{A_1} \int_{A_2} (q_{j,\text{эфф},dA_1} \cdot e^{-\kappa_j \cdot r_{12}} + w_j \cdot \sigma \cdot T_g^4 \cdot (1 - e^{-\kappa_j \cdot r_{12}})) \frac{\cos(\beta_1) \cdot \cos(\beta_2)}{\pi \cdot r_{12}^2} dA_1 \cdot dA_2 \quad (3.9)$$

Первый член в правой части уравнения представляет собой плотность теплового потока эффективного излучения от поверхности 1 на поверхность 2, а второй член – плотность теплового потока падающего излучения от газа на поверхность 2.

Умножив и разделив правую часть уравнения (3.9) на значение площади поверхности 2, получим выражение для падающего теплового потока излучения:

$$Q_{j,пад,2} = q_{j,эфф,12} \cdot A_1 \cdot \varphi_{12} \cdot \overline{\tau_{j,12}} + w_j \cdot \sigma \cdot T_g^4 \cdot A_1 \cdot \varphi_{12} \cdot \overline{\alpha_{j,12}} \quad (3.10)$$

Выражения $\overline{\tau_j}$ и $\overline{\alpha_j}$ представляют из себя среднегеометрические пропускательную и поглощательную способности, которые рассчитываются следующим образом:

$$\overline{\tau_{j,12}} = \frac{1}{A_1 \cdot \varphi_{12}} \int_{A_2} \int_{A_1} \frac{e^{-\kappa_j \cdot r_{12}} \cdot \cos(\beta_1) \cdot \cos(\beta_2)}{\pi \cdot r_{12}^2} dA_1 \cdot dA_2 \quad (3.11)$$

$$\overline{\alpha_{j,12}} = 1 - \overline{\tau_{j,12}} \quad (3.12)$$

где φ_{12} – угловой коэффициент для пары элементов 1 и 2.

Полученное выражение (3.10) можно использовать для записи плотности теплового потока падающего излучения на произвольную k -ю поверхность. После применения свойства взаимности угловых коэффициентов выражение для теплового поток излучения, падающего на k -ю поверхность запишется через сумму потоков излучения, приходящих со всех N поверхностей расчетной области:

$$q_{j,пад,k} = \sum_{i=1}^N (q_{j,эфф,i} \cdot \varphi_{ki} \cdot \overline{\tau_{j,ki}} + w_j \cdot \sigma \cdot T_g^4 \cdot \overline{\alpha_{j,ki}} \cdot \varphi_{ki}) \quad (3.13)$$

Запишем выражение для теплового баланса произвольного k -го элемента расчетной области с учетом эффектов переизлучения от всех входящих в нее элементов исходя из теплового баланса:

$$q_{j,рез,k} = q_{j,пад,k} - q_{j,эфф,k} \quad (3.14)$$

где $q_{j,рез,k}$ – плотность теплового потока результирующего излучения, $q_{j,эфф,k}$ – плотность теплового потока эффективного излучения, исходящего с k -ой поверхности, $q_{j,пад,k}$ – плотность теплового потока падающего излучения на площадку k с остальных площадок расчетной области. Выражение (3.14) отличается от исходной записи выражения для результирующего потока излучения (1.5), в (3.14) используется выражение для эффективного потока излучения вместо собственного. Также можно отметить, что знак выражения для $q_{j,рез,k}$ будет противоположным в сравнении с (1.5). Выбранная форма записи обеспечивает наглядную интерпретацию полученного результата – в случае преобладания падающего излучения над эффективным знак итогового потока будет положительным.

Используя уравнения (3.6), (3.13) и (3.14) получим систему из двух уравнений относительно плотности теплового потока результирующего излучения j -го газа:

$$\begin{cases} q_{j,\text{рез},k} = \frac{\varepsilon_k}{1 - \varepsilon_k} \cdot (q_{j,\text{эфф},k} - w_j \cdot \sigma \cdot T_k^4) \\ q_{j,\text{рез},k} = \sum_{i=1}^N (q_{j,\text{эфф},i} \cdot \varphi_{ki} \cdot \overline{\tau_{j,ki}} + w_j \cdot \sigma \cdot T_g^4 \cdot \overline{\alpha_{jki}} \cdot \varphi_{ki}) - q_{j,\text{эфф},k} \end{cases} \quad (3.15)$$

Первое уравнение (3.15) получается путем подстановки выражения для плотности теплового потока падающего излучения $q_{j,\text{пад},k}$, выраженного из (3.14), в (3.6) с последующей заменой коэффициента отражения на выражение $(1 - \varepsilon_k)$ в соответствии с законом Кирхгофа. Второе уравнение получается после подстановки (3.13) в (3.14). Для записи итоговой системы уравнений выразим из первого уравнения системы (3.15) $q_{j,\text{эфф},k}$:

$$q_{j,\text{эфф},k} = w_j \cdot \sigma \cdot T_k^4 + q_{j,\text{рез},k} \cdot \frac{1 - \varepsilon_k}{\varepsilon_k} \quad (3.16)$$

Подставляя выражение (3.16) во второе уравнение (3.15) получаем:

$$q_{j,\text{рез},k} = \sum_{i=1}^N \left((w_j \cdot \sigma \cdot T_i^4 + q_{j,\text{рез},i} \cdot \frac{1 - \varepsilon_i}{\varepsilon_i}) \cdot \varphi_{ki} \cdot \overline{\tau_{j,ki}} + w_j \cdot \sigma \cdot T_g^4 \cdot \overline{\alpha_{jki}} \cdot \varphi_{ki} \right) - w_j \cdot \sigma \cdot T_k^4 - q_{j,\text{рез},k} \cdot \frac{1 - \varepsilon_k}{\varepsilon_k} \quad (3.17)$$

После переноса слагаемых с $q_{j,\text{рез},k}$, в левую часть получаем итоговую система уравнений зонального метода для j -го серого газа:

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^N \left[\frac{\delta_{1i}}{\varepsilon_i} - \frac{(1 - \varepsilon_i)}{\varepsilon_i} \cdot \varphi_{1i} \cdot \overline{\tau_{j,1i}} \right] \cdot q_{j,\text{рез},i} = \sum_{i=1}^N [\overline{\alpha_{j,1i}} \cdot w_j \cdot \sigma \cdot T_g^4 \cdot \varphi_{1i} - (\delta_{1i} - \varphi_{1i} \cdot \overline{\tau_{j,1i}}) \cdot w_j \cdot \sigma \cdot T_i^4] \\ \dots \\ \sum_{i=1}^N \left[\frac{\delta_{ki}}{\varepsilon_i} - \frac{(1 - \varepsilon_i)}{\varepsilon_i} \cdot \varphi_{ki} \cdot \overline{\tau_{j,ki}} \right] \cdot q_{j,\text{рез},i} = \sum_{i=1}^N [\overline{\alpha_{j,ki}} \cdot w_j \cdot \sigma \cdot T_g^4 \cdot \varphi_{ki} - (\delta_{ki} - \varphi_{ki} \cdot \overline{\tau_{j,ki}}) \cdot w_j \cdot \sigma \cdot T_i^4] \end{cases} ; \quad 1 \leq k \leq N \quad (3.18)$$

где φ_{ki} – угловой коэффициент между k -м и i -м элементами, δ_{ki} – символ Кронекера, ε_i – степень черноты i -го элемента, $\overline{\tau_{j,1i}}$ – среднегеометрическая пропускательная способность, $\overline{\alpha_{j,1i}} = 1 - \overline{\tau_{j,1i}}$ – среднегеометрическая поглощательная способность, $q_{j,\text{рез},i}$ – плотность теплового потока результирующего излучения i -го элемента для j -го серого газа, w_j – весовой коэффициент для j -го серого газа, рассчитывающийся по SLWSGG модели, T_g – температура газа, T_i – температура i -го элемента.

Система уравнений (3.18) решается для каждого j -го серого газа методом LU -разложения относительно плотности теплового потока результирующего излучения. Согласно [79], для каждого k -го элемента расчетной области значение интегральной плотности результирующего потоков излучения определяются путем суммирования соответствующих величин по M серым газам:

$$q_{\text{рез},k} = \sum_j^M q_{j,\text{рез},k} \quad (3.19)$$

В случае отсутствия поглощающей и излучающей газовой среды в объеме расчетной области коэффициент поглощения среды принимается равным нулю, весовые коэффициенты приравниваются единице, и представленная выше система описывает теплообмен излучением в оптически прозрачной среде. Этим обеспечивается простой переход от одной системы к другой, позволяющий описывать в рамках одной и той же методики расчета теплообмен излучением в разных условиях. Система уравнения для расчета теплообмена излучением в оптически прозрачной среде представлена выражением (1.8), ее решение осуществляется аналогичным (3.18) образом.

3.2 Методика расчета угловых коэффициентов

Применение зонального метода для расчета радиационного теплообмена требует предварительного вычисления угловых коэффициентов между элементами расчётной области. Угловой коэффициент определяет долю энергии излучения, которая падает на поверхность, принимающую излучение, с поверхности-излучателя. Расчет углового коэффициента осуществляется исходя из предположения о том, что рассматриваемые поверхности являются абсолютно черными и поглощают все падающее на них излучение, при этом характер их излучения принимается однородным и не зависящим от направления.

Рассмотрим два черных, диффузно-излучающих треугольных элемента конечных размеров 1 и 2, их изображение представлено на рисунке 3.3 3.3 3.3.

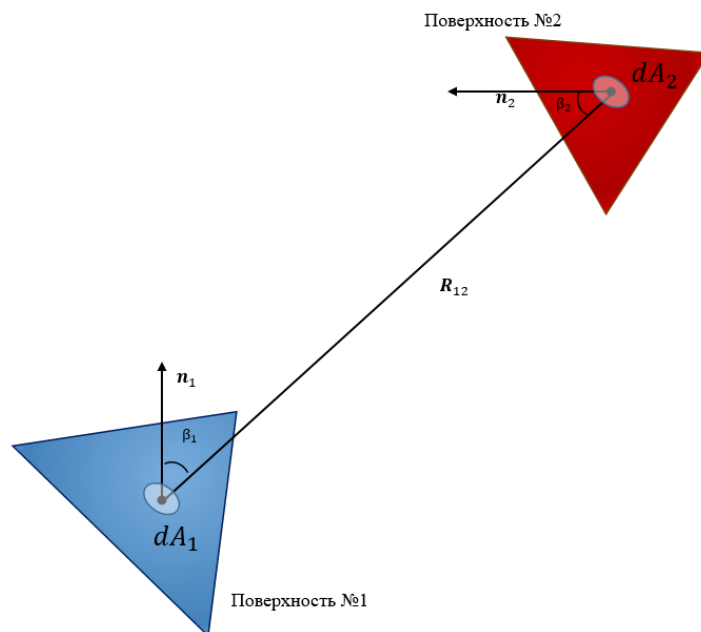


Рисунок 3.3 – Теплообмен излучением между поверхностями конечных размеров

Для анализа интегрального переноса энергии излучения выделим на них элементарные площадки dA_1 и dA_2 . Площадка dA_1 испускает излучение во всех направлениях с постоянной

интенсивностью I_1 , при этом на площадку dA_2 приходится часть испущенного излучения, заключенная в телесном углу $d\omega_1$. Значение телесного угла $d\omega_1$ рассчитывается как:

$$d\omega_1 = dA_2 \cdot \cos(\beta_2 / \vec{r}_{12}) \quad (3.20)$$

где β_2 – угол между вектором нормали поверхности dA_2 и вектором $\vec{r}_{12}$, соединяющим барицентры поверхностей dA_1 и dA_2 .

Выражение для интенсивности излучения, испущенного с площадки dA_1 в направлении площадки dA_2 записывается следующим образом:

$$I_1 = I_1 \cdot \cos(\beta_1) \cdot dA_1 \quad (3.21)$$

где β_1 – угол между вектором нормали поверхности dA_1 и вектором $\vec{r}_{12}$, соединяющим барицентры поверхностей dA_1 и dA_2 . Величина теплового потока, испущенного с элементарной поверхности dA_1 и достигающей dA_2 с учетом (3.21) записывается в виде:

$$Q_{dA_1-dA_2} = I_1 \cdot \cos(\beta_1) \cdot dA_1 \cdot d\omega_1 \quad (3.21)$$

Используя (3.21) с учетом диффузного характера излучения, получим выражение для определения углового коэффициента для пары элементарных площадок dA_1 и dA_2 :

$$\varphi_{dA_1-dA_2} = \frac{\cos(\beta_1) \cdot \cos(\beta_2)}{\pi \cdot |\vec{r}_{12}|^2} \cdot dA_2 \quad (3.22)$$

Вычисление углового коэффициента для пары поверхностей конечных размеров 1 и 2, согласно [28], сводится к двойному интегрированию по рассматриваемым поверхностям:

$$\varphi_{12} = \frac{1}{A_1} \cdot \int_{A_1} dA_1 \int_{A_2} dA_2 \frac{\cos(\beta_1) \cdot \cos(\beta_2)}{\pi \cdot |\vec{r}_{12}|^2} \quad (3.23)$$

где A_1, A_2 площади поверхностей 1 и 2 соответственно, $\vec{r}_{12}$ – вектор, соединяющий барицентры поверхностей 1 и 2, $dA_1 dA_2$ – площади элементарных поверхностей, β_1 и β_2 – углы между нормальными к поверхностям dA_1 и dA_2 и вектором $\vec{r}_{12}$, соединяющим их.

Для вычисления угловых коэффициентов между элементами расчетной области используется информация о координатах узлов расчетной сетки, полученная с помощью стороннего сеточного генератора. На основе данных о дискретизации расчетной области определяются координаты барицентров каждого элемента:

$$x_i = \frac{x_{1i} + x_{2i} + x_{3i}}{3} \quad (3.24)$$

$$y_i = \frac{y_{1i} + y_{2i} + y_{3i}}{3} \quad (3.25)$$

$$z_i = \frac{z_{1i} + z_{2i} + z_{3i}}{3} \quad (3.26)$$

где x_i, y_i, z_i – координаты барицентра для i -го треугольного элемента, рассчитанные на основе координат его вершин.

В ходе расчета осуществляется вычисление координат векторов, соединяющих барицентры рассматриваемых элементов, векторов нормалей к треугольным поверхностям расчетной области, а также их площадей. Координаты вектора $\vec{r}_{ij}$ рассчитываются как:

$$\vec{r}_{ij} = \sqrt{(x_j - x_i)^2 + (y_j - y_i)^2 + (z_j - z_i)^2} \quad (3.27)$$

Для расчета координат векторов нормалей к элементам сетки расчетной области используется векторное произведение векторов сторон элементов. На основе полученных векторных произведений производится расчет площадей треугольных элементов:

$$A_i = 0.5 \cdot |\vec{a}_i \times \vec{b}_i| \quad (3.28)$$

где A_i – площадь рассматриваемого i -го треугольного элемента, $\vec{a}_i, \vec{b}_i$ – векторы его сторон.

Полученные геометрические характеристики элементов сеточного разбиения в дальнейшем используются для определения угла между вектором $\vec{r}_{ij}$ и вектором нормали поверхности $\vec{n}_i$ для каждого элемента, расчет осуществляется с использованием скалярного произведения:

$$\beta_i = \arccos\left(\frac{\vec{r}_{ij} \cdot \vec{n}_i}{|\vec{n}_i| \cdot |\vec{r}_{ij}|}\right) \quad (3.29)$$

Вычисление угловых коэффициентов в расчетной области со сложной геометрией связано с существенными вычислительными затратами. С целью оптимизации времени расчета угловых коэффициентов в расчетной методике используется несколько методов вычисления угловых коэффициентов для поверхностей конечных размеров. В первом методе, обозначаемом как VF_1, вычисление углового коэффициента для двух элементов конечного размера сводится к расчету значения в допущении об элементарности поверхностей [116], для расчета используется выражение, аналогичное (3.22).

В случае малого расстояния между элементами расчет углового коэффициента по (3.22) может привести к некорректному результату. Аналитическое выражение, предназначенное для расчета угловых коэффициентов при малых расстояниях между элементами, было найдено в документации коммерческого кода ABAQUS [117]. Обозначим данный метод как VF_2, выражение для расчета выглядит следующим образом:

$$\varphi_{12} = \frac{4 \cdot \sqrt{A_1 \cdot A_2}}{\pi^2} \cdot \arctan\left[\frac{\sqrt{\pi \cdot A_1} \cdot \cos(\beta_1)}{2 \cdot |\vec{r}_{12}|^2}\right] \cdot \arctan\left[\frac{\sqrt{\pi \cdot A_2} \cdot \cos(\beta_2)}{2 \cdot |\vec{r}_{12}|^2}\right] \quad (3.30)$$

Для более точного расчета углового коэффициента между элементами, для которых не выполняется условие элементарности, используется метод, основанный на алгоритме линейного разбиения поверхностей [118] конечных размеров с расчетом угловых коэффициентов между подобластями и последующим суммированием – метод VF_3. Рассматриваемые элементы равномерно разбиваются на треугольные подобласти, иллюстрация к работе алгоритма

представлена на рисунке 3.4. Стороны исходного элемента разделяются пополам, на основе получившихся точек на плоскости определяются четыре новые подобласти, составляющие первоначальную. Дальнейшее разбиение новых подобластей осуществляется до необходимого уровня дискретизации треугольной поверхности, при этом зависимость количества подобластей N от глубины дискретизации m носит степенной характер $N = 4^m$.

В результате каждый элемент разделяется на определенное множество дополнительных подобластей, угловой коэффициент между двумя элементами определяется как сумма угловых коэффициентов между каждой парой подобластей:

$$\varphi_{12} = \frac{1}{A_1} \cdot \sum_{i=1}^{N_1} \sum_{j=1}^{N_2} \frac{A_{1i} \cdot A_{2j} \cdot \cos(\beta_{1i}) \cdot \cos(\beta_{2j})}{\pi \cdot |\vec{r}_{1i,2j}|^2} \quad (3.31)$$

где A_1 – площадь поверхности 1, N_1 , N_2 – количество подобластей, на которые разбиты поверхности 1 и 2 соответственно, A_{1i} , A_{2i} – площади i – й и j – й подобластей на поверхностях 1 и 2 соответственно, β_{1i} , β_{2i} – углы между вектором нормали и вектором $\vec{r}_{1i,2j}$ для i – й и j – й подобластей на поверхностях 1 и 2 соответственно, $\vec{r}_{1i,2j}$ – вектор, соединяющий i – ю и j – ю подобласти.

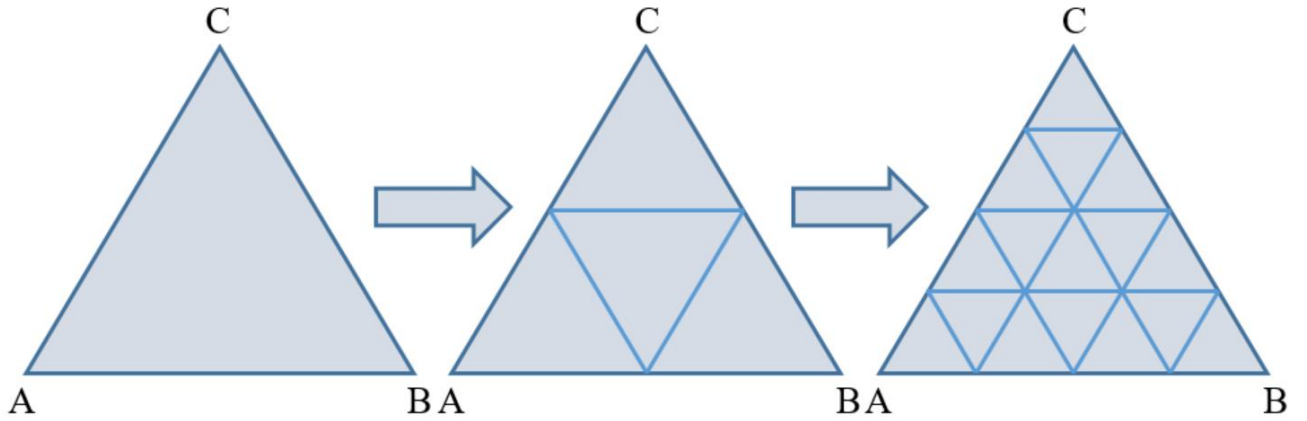


Рисунок 3.4 – Иллюстрация к работе алгоритма линейного разбиения

Использование VF_3 при вычислении углового коэффициента для треугольных элементов, имеющих общую сторону, может приводить к значительным вычислительным затратам вследствие необходимости в подробной дискретизации областей, примыкающих к общей стороне. Метод линейного разбиения предполагает равномерную дискретизацию элемента, что делает невозможным точечное разбиение в необходимой области элемента. Области рассматриваемых элементов у общей стороны требуют наибольшего разбиения, тогда как с удалением от нее степень дискретизации может быть снижена, что обеспечит уменьшение расчетного времени без снижения точности. Для оптимизации расчета предлагается метод адаптивного разбиения VF_4 . Его ключевая идея заключается в неравномерной дискретизации

рассматриваемых пар элементов: наибольшее сгущение применяется в области, примыкающей к общей стороны, по мере удаления от нее степень детализации снижается. Схожие методы, предназначенные для определения частичного затенения, в работе [119] носят название адаптивного интегрирования, аналогичный подход представлен в [120]. Иллюстрация к работе метода VF_4 представлена на рисунке 3.5: на нем изображено схематичное разбиение одного из двух элементов, участвующих в расчете, сторона AB считается общей в рассматриваемой паре. Алгоритм работы метода VF_4 следующий:

- Элемент ABC условно разделяется на три области, с этой целью из противоположной вершины C к стороне AB определяется кратчайшее расстояние – отрезок CD;
- Полученный отрезок CD разделяется на три равные части, что определяет границы трех областей с разным уровнем глубины дискретизации;
- Каждая из полученных частей разбивается на дополнительные конечные треугольные подобласти по аналогии с методом VF_3 согласно заданной глубины дискретизации, при этом обеспечивается увеличение количества дополнительных подобластей к общей стороне.

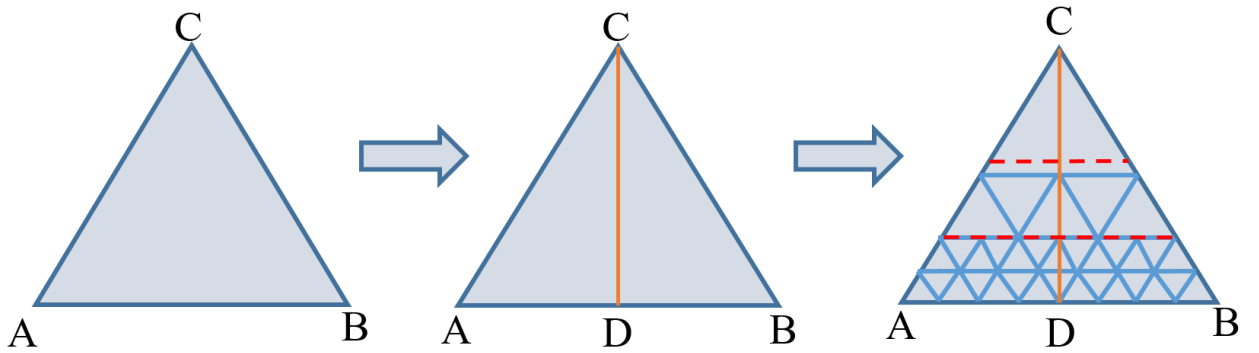


Рисунок 3.5 – Иллюстрация к работе алгоритма адаптивного интегрирования

Метод VF_5 основан на использовании теоремы Стокса при переходе от двойного интегрирования по площади расчетных поверхностей к однократному интегрированию по их контуру. В расчетной методике используется реализация метода контурного интегрирования из [42], полученная аналитически для плоской произвольно – ориентированной поверхности в виде:

$$\varphi_{12} = \frac{1}{4\pi S_1} \cdot \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M \int_0^1 \int_0^1 \ln \left(\lambda_i^2 |\vec{l}_{m,m+1}|^2 + \lambda_j^2 |\vec{j}_{n,n+1}|^2 - 2\lambda_i \vec{l}_m \vec{j}_n \cdot \vec{l}_{m,m+1} + 2\lambda_j \vec{l}_m \vec{j}_n \cdot \vec{j}_{n,n+1} - 2\lambda_i \lambda_j \vec{j}_{n,n+1} \cdot \vec{l}_{m,m+1} + |\vec{l}_m \vec{j}_n|^2 \right) \cdot \vec{j}_{n,n+1} * \vec{l}_{m,m+1} d\lambda_i d\lambda_j \quad (3.32)$$

В (3.15) N и M – количество вершин у рассматриваемых поверхностей, в случае треугольников $N = M = 3$. Индексы m и n соответствуют текущим вершинам при обходе поверхности против часовой стрелки, $|\vec{l}_{m,m+1}|$ является вектором из точки m к точке $m + 1$ i -й

поверхности, коэффициент λ представляет собой отношение длины вектора между начальной точкой на грани треугольника и приращением его длины к длине грани. Интегрирование выражения (3.14) осуществляется с применением метода квадратур Гаусса-Лежандра с десятью узлами интегрирования, выбор данного способа численного интегрирования при применении контурного интегрирования обоснован в работе [121]. В случае наличия общей грани у рассматриваемых поверхностей ее вклад в суммирование в (3.14) учитывается выражением из работы [122]:

$$\Delta\varphi_{ij} = |i_s|^2 \cdot (1,5 - 0,5 \cdot \ln(|i_s|^2)) \quad (3.33)$$

где i_s – вектор общей грани.

Входящие в систему уравнения зонального метода величины среднегеометрические пропускательные и рассчитываются при вычислении угловых коэффициентов. Расчет среднегеометрической пропускательной способности осуществляется в зависимости от метода определения углового коэффициента. В методе VF_1 используется предположение об элементарности рассматриваемых элементов, вследствие этого множитель $e^{-\kappa_j \cdot r_{12}}$ выносится за знак интегрирования. Принимая во внимание (3.22) итоговое выражение для для среднепропускательной геометрической способности принимает вид:

$$\overline{\tau_{j,12}} = \frac{e^{-\kappa_j \cdot r_{12}}}{A_1 \cdot \varphi_{12}} \cdot \frac{\cos(\beta_1) \cdot \cos(\beta_2)}{\pi \cdot |\vec{r}_{12}|^2} \cdot A_2 \cdot A_1 = e^{-\kappa_j \cdot r_{12}} \quad (3.34)$$

Выражение (3.34) также применяется при расчете $\overline{\tau_{j,12}}$ для метода VF_2. Для методов VF_3 и VF_4 расчет данной величины осуществляется следующим образом:

$$\overline{\tau_{j,12}} = \frac{1}{A_1 \cdot \varphi_{12}} \cdot \sum_{i=1}^{N_1} \sum_{j=1}^{N_2} \frac{e^{-\kappa_j \cdot r_{12}} \cdot A_{1i} \cdot A_{2j} \cdot \cos(\beta_{1i}) \cdot \cos(\beta_{2j})}{\pi \cdot |\vec{r}_{1i,2j}|^2} \quad (3.35)$$

где φ_{12} – величина углового коэффициента, рассчитанная методами VF_3 или VF_4. Величина среднегеометрической поглощательной способности рассчитывается на основе (3.12), расчет данных величин для метода VF_5 не производится вследствие того, что VF_5 используется для оценки результатов работы остальных методов.

Расчет угловых коэффициентов предполагается осуществлять описанными в подразделе методами в зависимости от относительного расположения элементов расчетной области друг относительно друга. В работе [42] приводятся результаты сравнения вычисления угловых коэффициентов методом контурного интегрирования с точным, аналитическим решением для набора простых геометрий. Погрешность расчета углового коэффициента методом контурного интегрирования VF_5 для ряда расчетных областей, в том числе для двух произвольно-ориентированных треугольных площадок, не превышает 1 % в сравнении с аналитическими

выражениями, вследствие чего данный метод можно рассматривать как наиболее точный из реализованных в THERA.

3.3 Методика учета эффекта затенения

Конструкция элементов реакторной установки предполагает наличие поверхностей, перекрывающих другие части конструкции, иллюстрация данного явления – эффекта затенения, представлена на рисунке 3.6. Изображен внутренний разрез расчетной области, описывающей геометрию нижней части корпуса реактора ВВЭР-1000 на поздней фазе внутрикорпусной стадии тяжелой аварии, перемещенный на днище корпуса реактора кориум воздействует тепловым излучением на расположенные выше конструкции. Расчетная область имеет в своем составе необрушенные конструкции ВКУ, нависающие над поверхностью расплава, и стенки корпуса реактора. Выделим поверхности 1, 2 и 3, поверхность 2 находится на пути следования луча, испущенного с поверхности 1 на поверхность 3, и заслоняет его, следовательно, взаимодействие поверхностей 1 и 3 следует исключить при анализе теплообмена излучением в рассматриваемой расчетной области.

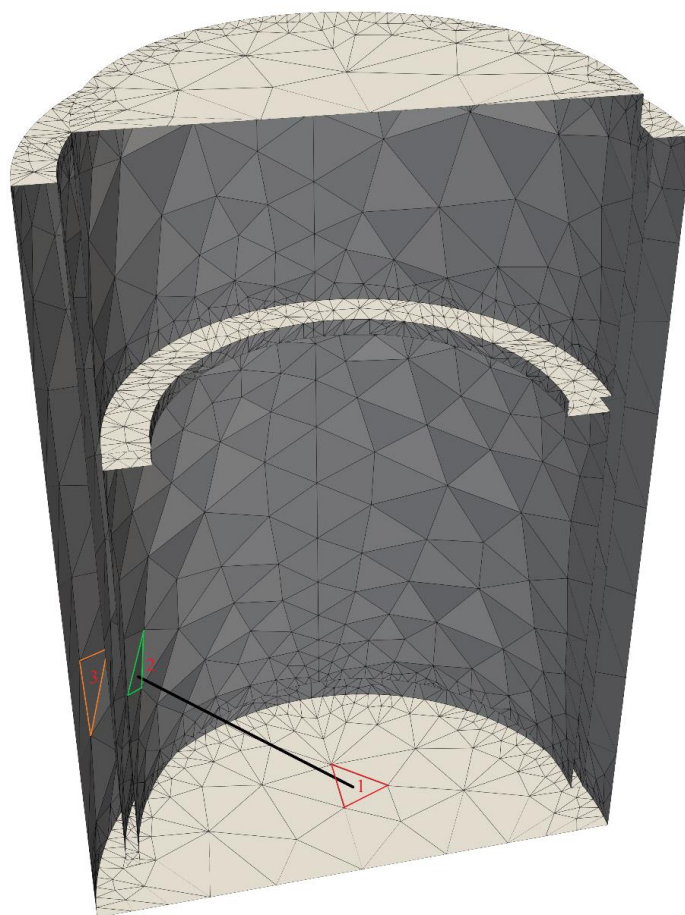


Рисунок 3.6 – Иллюстрация к эффекту затенения

Учет эффекта затенения осуществляется с использованием алгоритма Моллера-Трумбора [123], предназначенного для поиска точки пересечения луча с поверхностью, и алгоритма back-

face culling, с помощью которого осуществляется отбраковка поверхностей с сонаправленными векторами их нормалей [124].

Иллюстрация к работе алгоритма Моллера – Трумбора представлена на рисунке 3.7. В расчете участвуют три элемента: элемент, испускающий излучение 1, принимающий излучение элемент 3 и блокирующий элемент 2. Уравнение прямой, испускаемого из барицентра элемента 1, задается в параметрическом виде:

$$\overrightarrow{R(t)} = O + t \cdot \vec{D} \quad (3.36)$$

где точка O – барицентр элемента 1, $\vec{D}$ – направляющий вектор прямой, с началом в точке O , t – параметр уравнения.

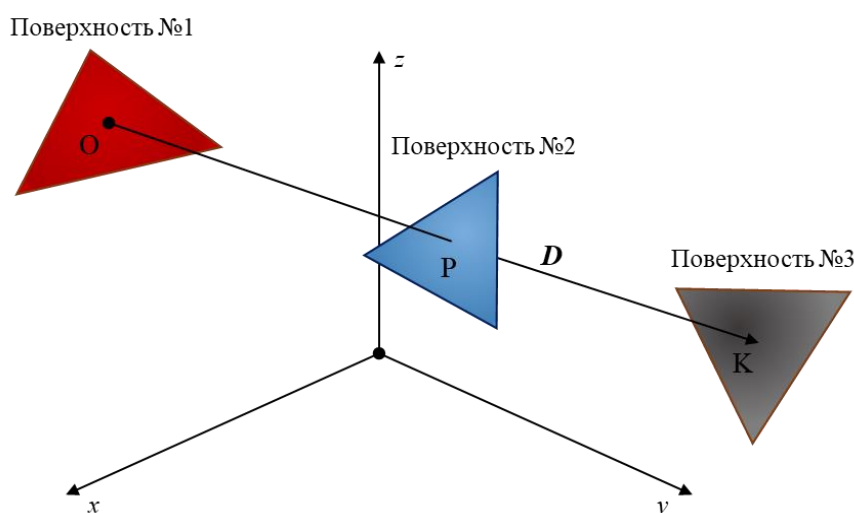


Рисунок 3.7 – Иллюстрация к работе алгоритма Моллера – Трумбора

Вершины элемента 2 обозначим как V_1 , V_2 и V_3 . Используя барицентрические координаты u и v , зададим принадлежащую элементу 2 точку $P(u,v)$:

$$P(u, v) = (1 - u - v) \cdot V_1 + u \cdot V_2 + v \cdot V_3 \quad (3.37)$$

Исходя из определения барицентрических координат координаты точки, лежащей внутри элемента 2, должны удовлетворять следующим условиям:

$$0 \leq u, v \leq 1 \quad (3.38)$$

$$0 \leq u + v \leq 1 \quad (3.39)$$

Пересечение прямой $\overrightarrow{R(t)}$ и элемента 2 в точке $P(u,v)$ определяется путем приравнивания уравнений (3.36) и (3.37):

$$O + t \cdot \vec{D} = (1 - u - v) \cdot V_1 + u \cdot V_2 + v \cdot V_3 \quad (3.40)$$

Принимая, что $\vec{E}_1 = V_2 - V_1$, $\vec{E}_2 = V_3 - V_1$, $\vec{T} = O - V_1$ выражение (3.40) сводится к системе линейных алгебраических уравнений следующего вида:

$$[-\vec{D}, \vec{E}_1, \vec{E}_2] \cdot \begin{bmatrix} t \\ u \\ v \end{bmatrix} = \vec{T} \quad (3.41)$$

Система уравнения (3.41) решается методом Крамера относительно переменных t , u и v , ее решение можно записать в виде

$$\begin{bmatrix} t \\ u \\ v \end{bmatrix} = \frac{1}{[-\vec{D}, \vec{E}_1, \vec{E}_2]} \cdot \begin{bmatrix} |\vec{T}, \vec{E}_1, \vec{E}_2| \\ |-\vec{D}, \vec{T}, \vec{E}_2| \\ |-\vec{D}, \vec{E}_1, \vec{T}| \end{bmatrix} \quad (3.42)$$

Полученные в результате решения координаты u , v проверяются на соответствие условиям (3.38) и (3.39), в случае их невыполнения точка P считается лежащей вне пределов элемента 2. В обратном случае точка пересечения лежит внутри элемента 2, при этом осуществляется сравнение расстояния OP от барицентра элемента 1 до точки пересечения с элементом 2, полученного с помощью рассчитанного параметра t , с изначальным расстоянием OK между барицентрами элементов 1 и 3. В случае $OP \leq OK$ фиксируется факт затенения элемента 3 и пара элементов 1 и 3 в дальнейшем не участвуют в теплообмене.

С целью улучшения быстродействия методики учета затенения был реализован алгоритм back-face culling, иллюстрация к работе данного алгоритма представлена на рисунке 3.8. С его помощью определяется положение элемента, принимающего испущенное излучение с элемента-наблюдателя, относительно элемента-наблюдателя. Положение принимающего элемента относительно элемента, испускающего излучение, определяется путем сравнения направлений нормалей рассматриваемых элементов. В случае совпадения направлений нормалей элемент, принимающий излучение, считается невидимым относительно элемента-наблюдателя. Реализация метода back-face culling осуществляется с помощью расчета скалярного произведения вектора, направленного с элемента-наблюдателя на элемент, принимающий излучение, и вектора нормали принимающего элемента. Применительно к случаю, изображенному на рисунке 3.8, элемент 2 считается невидимым относительно элемента 1 в случае выполнения следующих условий:

$$\vec{r}_{12} \cdot \vec{n}_2 \geq 0, \vec{r}_{21} \cdot \vec{n}_1 \geq 0 \quad (3.43)$$

где $\vec{r}_{12}, \vec{r}_{21}$ – векторы, соединяющие рассматриваемые поверхности, $\vec{n}_1, \vec{n}_2$ – нормали поверхностей 1 и 2 соответственно.

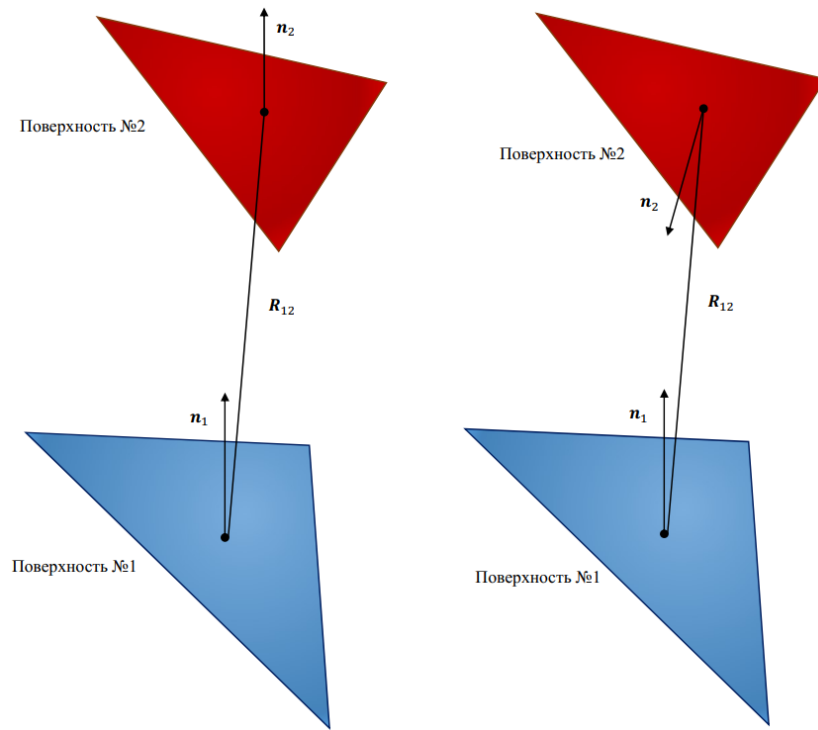


Рисунок 3.8 – Иллюстрация к работе алгоритма back-face culling

Выполнение условия (3.43) означает сонаправленность вектора, соединяющего поверхность-излучатель с принимающей поверхностью, с направлением нормали принимающей поверхности. В этом случае принимающая поверхность считается невидимой для поверхности-излучателя и их парное взаимодействие исключается из расчета теплообмена.

В ходе проверки элементов расчетной области на затенение алгоритмы Моллера-Трумбора и back-face culling используются в связке. На первом этапе осуществляется проверка каждой пары элементов на сонаправленность векторов их нормалей с помощью алгоритма back-face culling, что позволяет снизить общее количество расчетного времени методики учета затенения в связи с отбраковкой элементов, нормали которых не направлены друг к другу. Затем для оставшихся элементов осуществляется поиск возможного пересечения с другими частями расчетной области с использованием алгоритма Моллера-Трумбора.

3.4 Методика расчета радиационных свойств газов

Расчет радиационных свойств газов, а именно – коэффициентов поглощения серых газов и соответствующих им весовых коэффициентов, используемых в системе уравнений (3.18), осуществляется с помощью модели средневзвешенной суммы серых газов на основе спектральных линий, реализации данной модели взята из работы [125]. Представленные в работе параметры позволяют проводить расчеты необходимых свойств для ключевых газов, рассматриваемых при анализе ТА - H_2O , CO_2 , CO при температурах газа от 300 до 3000 К и в диапазоне давлений 0,01 до 5 МПа.

Спектр поглощения рассматриваемого газа разбивается на M интервалов относительно сечения поглощения, каждый интервал именуется «серым» газом, в пределах которого коэффициент поглощения считается постоянным. В SLWSSG модели спектр поглощения характеризуется величиной сечения поглощения согласно спецификации HITEMP, на данных которых модель построена, в дальнейшем осуществляется переход к линейным коэффициентам поглощения. Значения сечений поглощения логарифмически распределяются между минимальным значением $C_{\min}$ и максимальным значением $C_{\max}$, которые отражают спектр поглощения газа:

$$\tilde{C}_j = C_{\min} \cdot \left(\frac{C_{\max}}{C_{\min}} \right)^{j/M} \quad (3.44)$$

Коэффициент поглощения κ_j является постоянной величиной в пределах j -го серого газа и рассчитывается с использованием среднего геометрического соседних сечений поглощения следующим образом:

$$\kappa_j = N \cdot x_g \cdot \sqrt{\tilde{C}_{j-1} \cdot \tilde{C}_j} \quad (3.45)$$

где N , – величина, определяемая через закон идеального газа и соответствующая обратному молярному объему, $\frac{\text{моль}}{\text{м}^3}$, x_g – мольная доля газа, $\tilde{C}_{j-1}$, $\tilde{C}_j$ – значения сечений поглощения $(j-1)$ -го и j – го серых газов соответственно, $\left[\frac{\text{м}^2}{\text{моль}} \right]$,

Обратный молярный объем газа рассчитывается как:

$$N = \frac{P_g}{R \cdot T_g} \quad (3.46)$$

где P_g – давление газа, Па, R – универсальная газовая постоянная, $\frac{\text{Дж}}{\text{моль К}}$, T_g – температура газа, К.

Весовой коэффициент для j -го газа определяется как разница между значениями функции распределения линии поглощения абсолютно черного тела ALBDF, рассчитанных на соседних значениях сечения поглощения:

$$w_j = F(\tilde{C}_j, T_b, T_g, x_g, P) - F(\tilde{C}_{j-1}, T_b, T_g, x_g, P) \quad (3.47)$$

Рассчитанная в работе [125] функция ALBDF аппроксимируется функцией гиперболического тангенса следующим образом:

$$F(C, T_b, T_g, x_g) = 0.5 \cdot \tanh(P(C, T_b, T_g, x_g)) + 0.5 \quad (3.48)$$

где T_b , T_g – температуры абсолютно черного тела как источника излучения и газа соответственно, x_g – мольная доля газа.

Параметр $P(C, T_b, T_g, x_g)$, участвующий в (3.43), также определяется следующим образом:

$$P(C, T_b, T_g, x_g) = \sum_{l=0}^3 \sum_{m=0}^3 \sum_{n=0}^3 b_{lmn} \cdot \left(\frac{T_g}{2500}\right)^n \cdot \left(\frac{T_b}{2500}\right)^m \cdot (\ln(C) - \xi_{sb})^l \quad (3.49)$$

где b_{lmn} – коэффициенты, полученные при аппроксимации функции ALBDF, C – значение сечения поглощения.

Учет эффекта уширения спектральных линий за счет эффекта столкновений молекул между собой осуществляется через поправку к функции распределения поглощения:

$$\xi_{sb} = \sum_{l=0}^3 \sum_{m=0}^3 \sum_{n=0}^2 c_{lmn} \cdot \left(\frac{T_b}{2500}\right)^n \cdot (\ln(C))^m \cdot x_g^{l+1} \quad (3.50)$$

где c_{lmn} – коэффициенты, полученные при аппроксимации функции ALBDF, C – значение сечения поглощения.

Приведенные выше корреляционные выражения были получены авторами для условий атмосферного давления. В случае давления отличного от атмосферного авторами приведены поправки соответствующие поправки. Для водяного пара и диоксида углерода поправка на уширение спектральных линий ξ_{sb} заменяется на поправку, учитывающую как уширение линий за счет столкновений между молекулами газа, так и за счет увеличения давления:

$$\xi_p = \sum_{l=0}^3 \sum_{m=0}^3 \sum_{n=0}^3 d_{lmn} \cdot \left(\frac{T_g \cdot T_b}{2500}\right)^n \cdot (\ln(C))^m \cdot \psi^{l+1} \quad (3.51)$$

$$\psi = \ln(100 \cdot P_e) / 10 \quad (3.52)$$

где $\psi = \ln(100 \cdot P_e) / 10$, d_{lmn} – коэффициенты аппроксимации

$$P_e = (1 + (B - 1) \cdot x_g) \cdot P_g \quad (3.53)$$

где B – параметр, учитывающий расширение спектральных линий вследствие соударений молекул газа. Для диоксида углерода и монооксида углерода $B = 1$, для водяного пара авторы работы приводят значение $B = 9,17$.

В случае расчета функции распределения линии поглощения абсолютно черного тела для монооксида углерода при давлениях, отличных от атмосферного авторы предлагают использовать следующее выражение:

$$F(C, T_b, T_g, x_g) = 0.53 \tanh(P(C, T_b, T_g, x_g) - \xi_p) + 0.5 \quad (3.54)$$

Помимо приведенных выше корреляционных выражений использование данной модели возможно с применением предварительно рассчитанных в [125] значений функции ALBDF для широкого ряда параметров с использованием интерполяции между значениями в случае необходимости. Возможность расчета на основе предварительно рассчитанных значений ALBDF также реализован расчетной методике.

Расчет радиационных свойств смеси газов осуществляется подходом, основанном на вычислении функции распределения линии поглощения абсолютно черного тела для смеси газов

с помощью перемножения функций ALBDF. Функция распределения поглощения смеси газов $F_{\text{смесь}}$, состоящей из N компонент, определяется как:

$$F_{\text{смесь}}(C_j) = \prod_{i=1}^N F_i \cdot \left(\frac{C_j}{x_{g_i}}\right) \quad (3.55)$$

где F_i – функция распределения поглощения i -й компоненты смеси, x_{g_i} – мольная доля i -й компоненты смеси, C_j – текущее значение сечения поглощения.

После расчета функции распределения поглощения смеси вычисление весовых коэффициентов и коэффициентов поглощения серых газов осуществляется аналогично случаю с расчетом для одного газа.

Согласно [125] расчет радиационных свойств газов с помощью SLWSGG на основе предварительно рассчитанных функций ALBDF приводит к погрешности расчета не более 4 % в случае разбиения спектра поглощения на 12 и более серых газов. Погрешность при использовании корреляционных выражений в аналогичных условиях составляет не более 14 %. Расчет по модели SLWSGG на основе предварительно рассчитанных функций ALBDF обеспечивает приемлемую погрешность расчета с учетом сравнительно низких вычислительных затрат в сравнении с более точными узкополосными моделями k -распределения.

3.5 Программа для ЭВМ THERA

Разработанная расчетная методика была реализована в виде программы для ЭВМ THERA [13] на языке программирования C++, блок-схема программы представлена на рисунке 3.9. В качестве исходной информации для проведения расчета в программе для ЭВМ THERA передаются следующие данные:

- Геометрия расчетной области и информация о сеточном разбиении, полученная внешним сеточным генератором с использованием неструктурных сеток из треугольных элементов;
- Температурные граничные условия на элементах расчетной области;
- Радиационные свойства элементов расчетной области;
- В случае присутствия в объеме расчетной области парогазовой смеси – ее химический состав, температура и давление.

На основе исходных данных по геометрии расчетной области и ее сеточному разбиению угловые коэффициенты вычисляются для всех пар элементов с формированием матрицы угловых коэффициентов. После этого осуществляется проверка элементов расчетной области на затенение с последующей коррекцией матрицы угловых коэффициентов. Для расчета теплообмена излучением решается система уравнений зонального метода с использованием скорректированных угловых коэффициентов, граничных условий, радиационных свойств

поверхностей расчетной области и параметров смеси газов в объеме над расплавом. В случае отсутствия ПГС осуществляется расчет теплообмена излучением в условиях оптически-прозрачной среды. В результате расчета определяется распределение плотности тепловых потоков результирующего излучения в расчетной области.

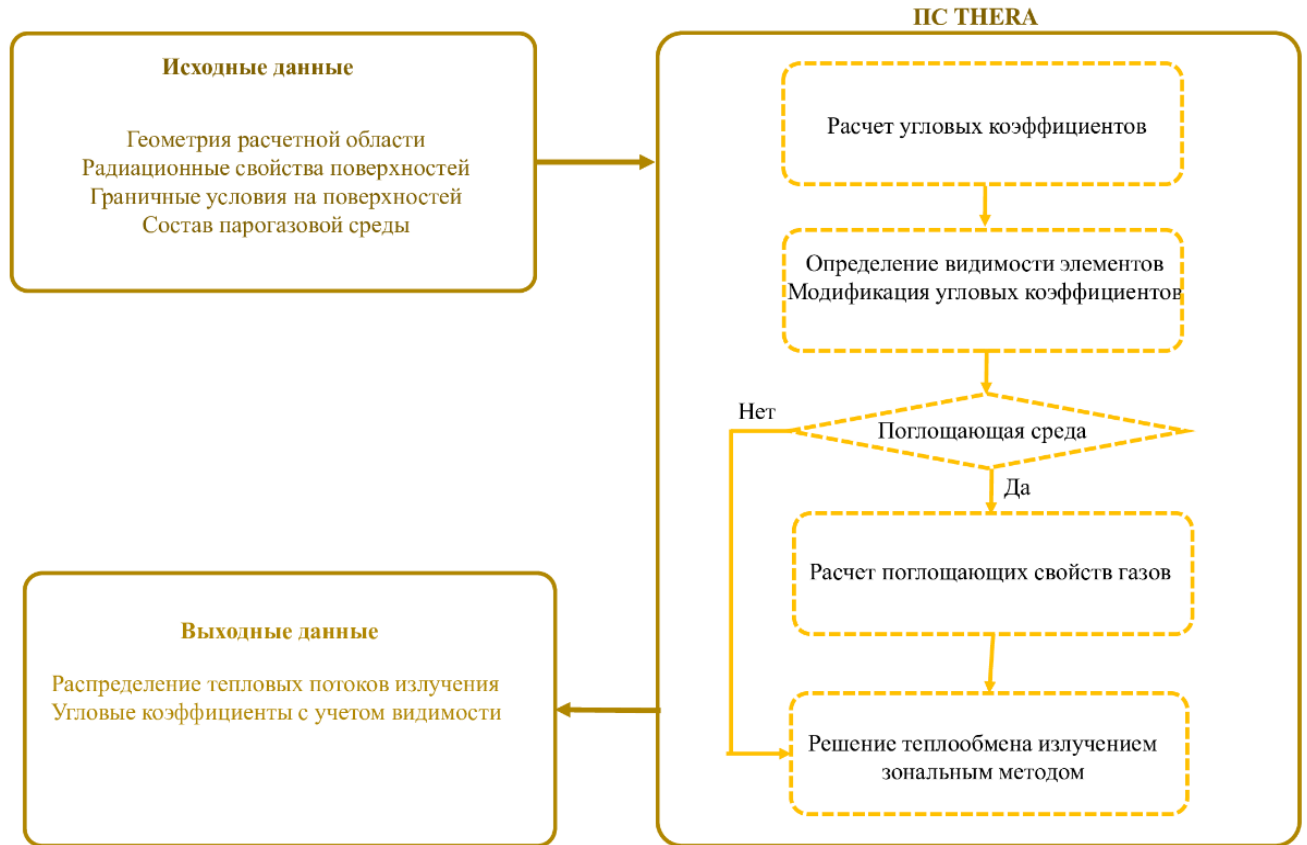


Рисунок 3.9 – Блок – схема программы для ЭВМ THERA

3.6 Выводы

В главе 3 представлено описание расчетной методики, предназначенной для моделирования теплообмена излучением применительно к анализу поздней стадии тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР, которая была реализована в программе для ЭВМ THERA. С помощью программы для ЭВМ THERA возможно осуществлять расчет радиационного теплообмена с поверхности образовавшейся ванны расплава на вышерасположенные конструкции РУ. Расчет предполагается проводить как в случае оптически-прозрачной среды в объеме над расплавом, так и в случае присутствия смеси газов, испускающих и поглощающих излучение в трехмерной постановке расчетной области с ее дискретизацией на треугольные элементы конечных размеров.

Расчет теплообмена излучением основан на зональном методе, в результате работы которого определяются тепловые потоки результирующего излучения на элементах расчетной области. С учетом специфики протекания процессов при тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР, а также принимая во внимание подходы, используемые при расчете теплофизических параметров

газовой среды над расплавом, моделирование теплообмена излучением осуществляется в допущении об изотермической и однородной по объему газовой среды в случае ее наличия.

Расчет угловых коэффициентов, являющихся основным параметром в зональном методе, осуществляется с использованием пяти методов, потенциальное затенение поверхностей определяется с помощью алгоритмов Моллера-Трумбора и back-face culling. Расчет радиационных свойств газов в THERA осуществляется с помощью модели взвешенной суммы серых газов на основе спектральных линий, расчет возможен для газов, характерных для тяжелой аварии: водяного пара, диоксида углерода, монооксида углерода и их смесей.

4 ВЕРИФИКАЦИЯ И ВАЛИДАЦИЯ РАСЧЕТНОЙ МЕТОДИКИ

В настоящей главе представлены результаты верификации расчетной методики, реализованной в программе для ЭВМ THERA, на аналитических и модельных задачах, а также результаты ее валидации на эксперименте. В ходе верификации и валидации THERA была проведена оценка корректности расчета каждого блока расчетной методики

- Верификация расчета угловых коэффициентов на аналитических задачах, составление оптимального алгоритма расчета;
- Верификация методики учета затенения с проверкой корректности работы алгоритмов Моллера-Трумбора и back-face culling;
- Кросс-верификация расчетной методики THERA в условиях присутствия ПГС в объеме расчетной области на модельных задачах;
- Валидация расчетной методики, реализованной в THERA, на эксперименте.

4.1 Расчет угловых коэффициентов

В данном подразделе представлены результаты верификации блока расчета угловых коэффициентов программы для ЭВМ THERA. В открытых источниках литературы есть работы, к примеру [126], посвященные выводу аналитических соотношений для расчета углового коэффициента между треугольными элементами конкретных геометрических конфигураций. Явного аналитического выражения, предназначенного для расчета углового коэффициента в случае произвольно-ориентированных треугольных поверхностей, в открытых источниках литературы не было обнаружено. Вследствие этого верификация проводилась не только в сравнении с аналитическими решениями, но и с результатами работы метода VF_5 из-за его высокой точности.

На первом этапе верификации было проведено сравнение результатов расчета методов, реализованных в THERA, с найденными в открытых источниках информации аналитическими соотношениями. Рассматривалась задача расчета углового коэффициента для двух параллельных треугольных поверхностей, повернутых друг относительно друга, изображение данной геометрической конфигурации представлено на рисунке 4.1. Значение углового коэффициента, определенное аналитически, было найдено в [42]. Расчет осуществлялся методами VF_1, VF_2, VF_3 и VF_5. Результаты проведенного расчета представлены в таблице 4.1. Можно отметить, что результат расчета по методу VF_5 идентичен аналитическому решению. Расчет по методам VF_1 и VF_2 дает наименее точные результаты, расчет с по методу VF_3, в котором реализован алгоритм линейного разбиения, приводит к малой погрешности расчета 1,28 % уже при разбиении поверхностей на 32 подобласти.

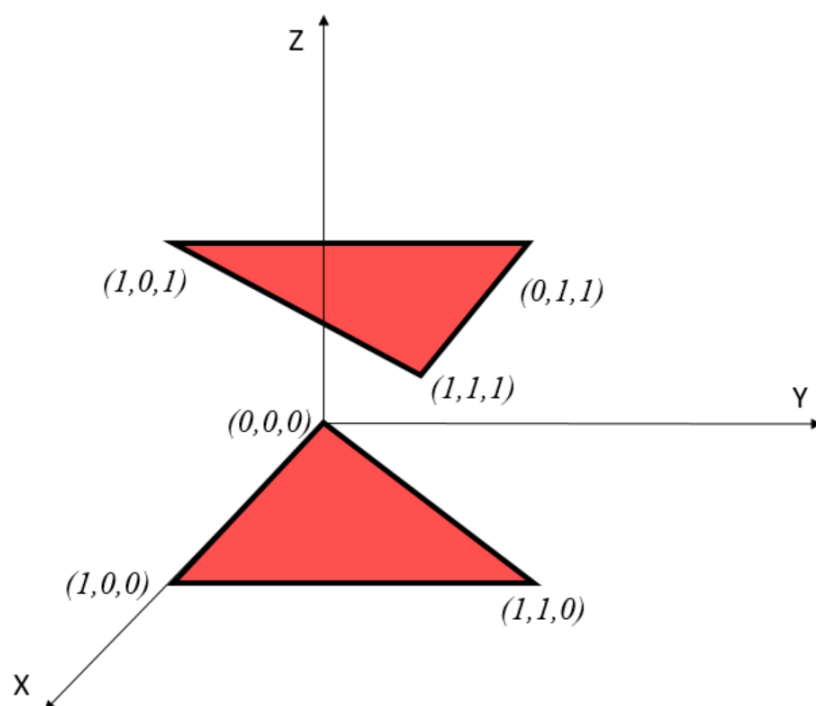


Рисунок 4.1 – Изображение конфигурации расчетной области

Таблица 4.1 – Сравнение результатов расчета методами, реализованными в THERA, с аналитическим значением

Вариант расчета	Метод VF_1	Метод VF_2	Метод VF_3	Метод VF_5	Аналитическое решение
Результаты расчета					
1	0,128922	0,106881	0,101191 (32 площадки)	0,099912	0,099912
2	0,128922	0,106881	0,10023 (128 площадок)	0,099912	0,099912
Погрешность расчета, %					
1	29,02	6,96	1,28 (32 площадки)	0	-
2	29,02	6,96	0,31 (128 площадок)	0	-

На втором этапе верификации было проведено сравнение результатов расчета угловых коэффициентов методами VF_1, VF_2 и VF_3 и VF_4 с методом контурного интегрирования VF_5. Метод VF_4 применялся только для пар элементов, имеющих общую сторону. Расчет проводился для характерных расчетных конфигураций, их изображения представлены на рисунке 4.2, рассматривались следующие конфигурации:

- Параллельные треугольные поверхности (конфигурация а);

- Треугольные поверхности, расположенные под углом относительно друг друга (конфигурация б);
- Треугольные площадки, перпендикулярно расположенные друг к другу, без общей грани (конфигурация в);
- Треугольные площадки, перпендикулярно расположенные друг к другу, имеющие общую грань (конфигурация г).

Количество подобластей, на которые разбивались рассматриваемые площадки в ходе расчета углового коэффициента методами VF_3 и VF_4 , варьировалось в зависимости от задачи. В ходе расчетов варьировалось расстояние между поверхностями, при этом их площади не изменялись. Расстояние варьировалось от 0,01 м до 5 м с целью охвата всего диапазона возможных значений в расчетной области. Погрешность осуществленных расчетов определялась относительно наиболее точного метода VF_5 . В качестве безразмерного параметра, определяющее взаимное расположение площадок было выбрано отношение квадрата расстояния между ними к среднему арифметическому значению их площадей:

$$N = \frac{2 * r_{ij}^2}{(A_i + A_j)} \quad (4.1)$$

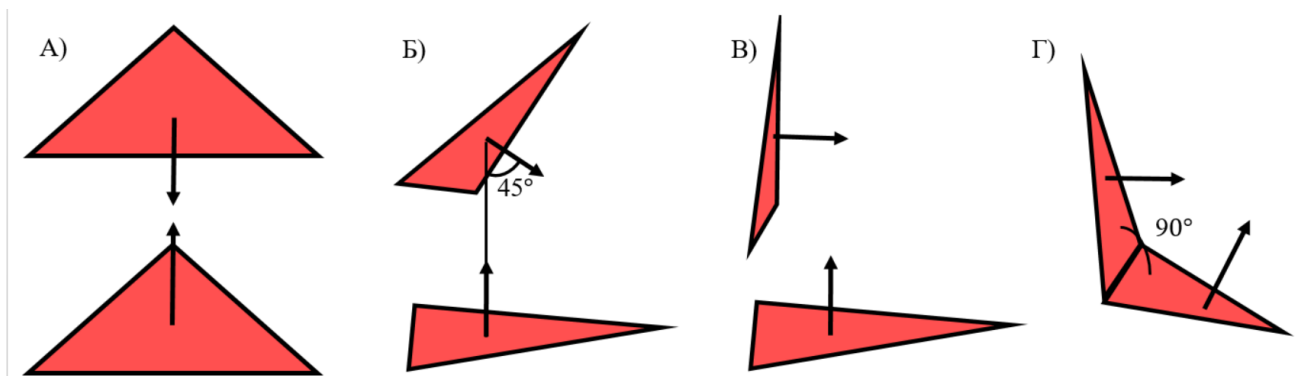


Рисунок 4.2 – Изображение конфигураций расчетной области; а) параллельные элементы, б) элементы под углом друг к другу, в) элементы, угол 90 градусов, г) элементы с общей стороной имеющие общую грань, угол 90 градусов

Результаты расчета угловых коэффициентов с вычисленными погрешностями для первой конфигурации представлены на рисунке 4.3. В ходе расчетов варьировалось расстояние между площадками, при этом площади рассматриваемых элементов не изменялись. Расчет методом линейного разбиения VF_3 подразумевал два случая разбиения площадок: 32 и 128 подобластей.

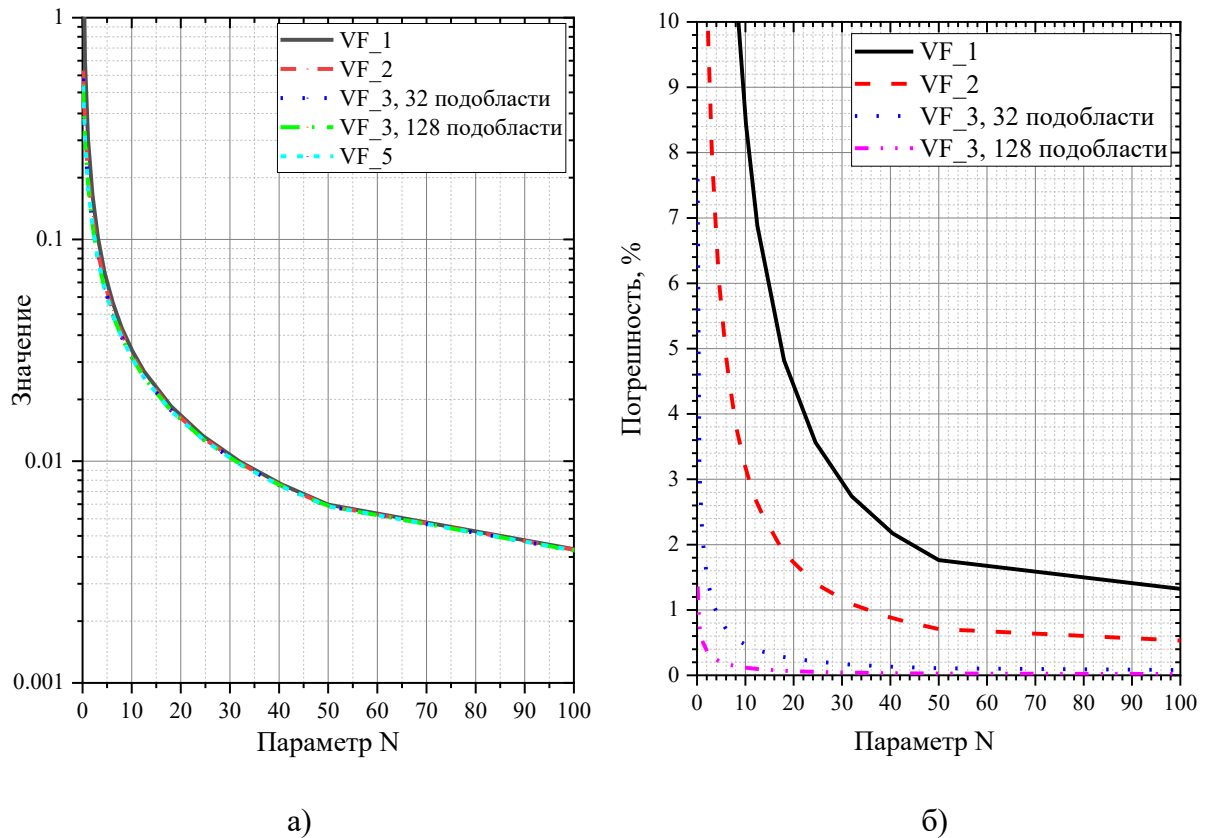


Рисунок 4.3 – Результаты верификации расчета угловых коэффициентов для конфигурации А;
 а) Полученные значения угловых коэффициентов для рассматриваемого диапазона параметра N, б) Погрешность результатов расчета угловых коэффициентов

Исходя из полученных результатов можно сделать вывод о том, что расчет по методу VF_1 приводит к наибольшей погрешности в сравнении с другими методами. Для случаев близко расположенных поверхностей можно судить о невыполнении условия элементарности площадок: погрешность превышает 10 % для $N < 10$. В сравнении с VF_1 , расчет углового коэффициента по методу VF_2 приводит к меньшей погрешности на большем диапазоне параметра N . Погрешности расчета методами VF_1 и VF_2 не превышают 5 % при $N > 18$ и $N > 8$ соответственно. Метод VF_3 показывает большую точность с увеличением числа разбиений площадок на подобласти, линейное разбиение треугольных площадок на 32 подобласти снижает погрешность расчета углового коэффициента ниже 1 % при $N > 4$, что является приемлемым результатом для данного случая расчетной области. При меньших значениях параметра N погрешность расчета методом VF_3 не превышает 5 %, вследствие чего дальнейшее разбиение площадок является избыточным. Рассчитанные значения погрешностей согласуются с результатами, полученными для схожей геометрической конфигурации в случае сравнения с аналитическим выражением (4.1).

Аналогичные расчеты были проведены для конфигураций Б и В, при этом в ходе расчетов варьировался угол наклона одной поверхности относительно другой. Начиная с угла в пять

градусов относительно оси, который соответствовал случаю двух параллельных треугольных элементов, и вплоть до угла в 90 градусов, была проведена серия промежуточных расчетов с шагом 10 градусов. На рисунке 4.4 представлены результаты расчета угловых коэффициентов для конфигураций Б (угол между элементами 45 градусов) и В, а на рисунке 4.5 также сравнение погрешностей определения данных величин различными методами расчета в зависимости от угла наклона одной из поверхностей.

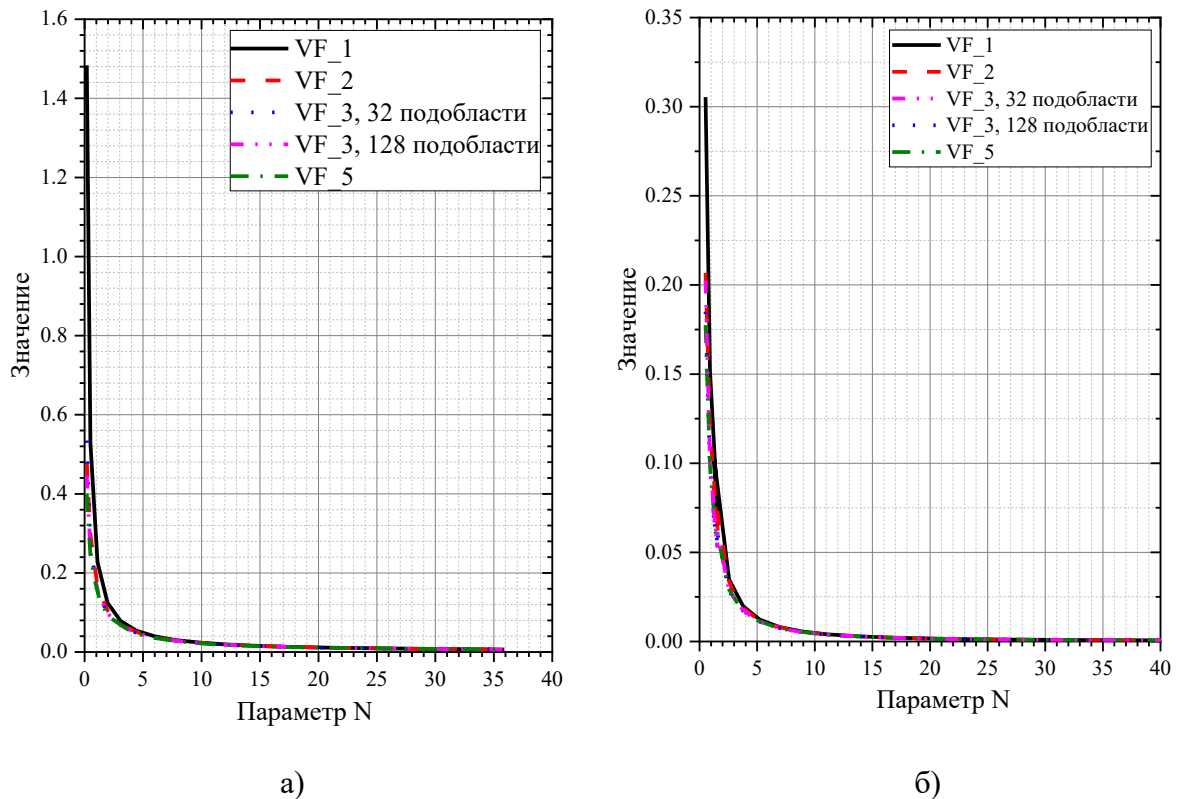


Рисунок 4.4 – Результаты расчета угловых коэффициентов для конфигураций Б – В; а) Зависимость рассчитанных значений углового коэффициента от N, конфигурация Б, б) Зависимость рассчитанных значений углового коэффициента от N, конфигурация В

Анализируя результаты рассчитанных погрешностей, можно сделать вывод о схожих результатах работы всех методов. С ростом угла наклона одной поверхности относительно другой погрешность определения углового коэффициента снижается, максимальная погрешность соответствует минимальному отклонению одного элемента от своей оси, это может быть связано с увеличением расстояния между барицентрами элементов при увеличении угла отклонения.

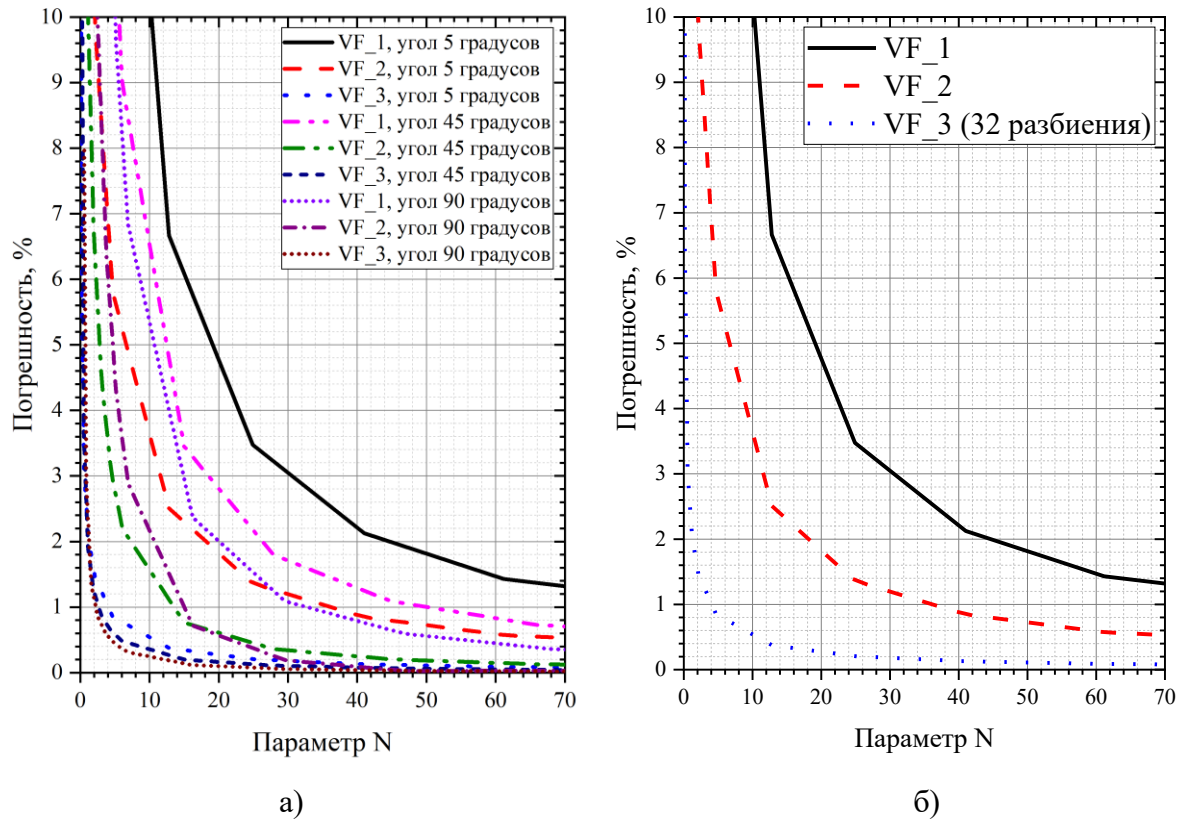


Рисунок 4.5 – Погрешность расчета угловых коэффициентов для конфигураций Б – В; а) Погрешность результатов расчета угловых коэффициентов для разных углов отклонения одного элемента относительно другого, б) Погрешность результатов расчета угловых коэффициентов для угла отклонения 5 градусов

Результаты расчета угловых коэффициентов для конфигурации Г и представлены на рисунке 4.6. Можно отметить, что расчет углового коэффициента для конфигурации данного типа требует больших вычислительных затрат для достижения обозначенной точности в 5 %. Расчет методом VF_3 с дискретизацией исходных элементов на 2048 подобластей обеспечивает нужную точность в необходимом диапазоне параметра $N > 0,4$, данное значение было установлено в ходе анализа расчетных сеток, используемых для моделирования THERA. С целью снижения уровня дискретизации с сохранением заданной точности целесообразнее использовать метод VF_4, результаты расчета погрешности представлены на рисунке 4.7. Адаптивная дискретизация исходных треугольных элементов на подобласти со сгущением к общему ребру позволяет снизить уровень дискретизации с сохранением точности.

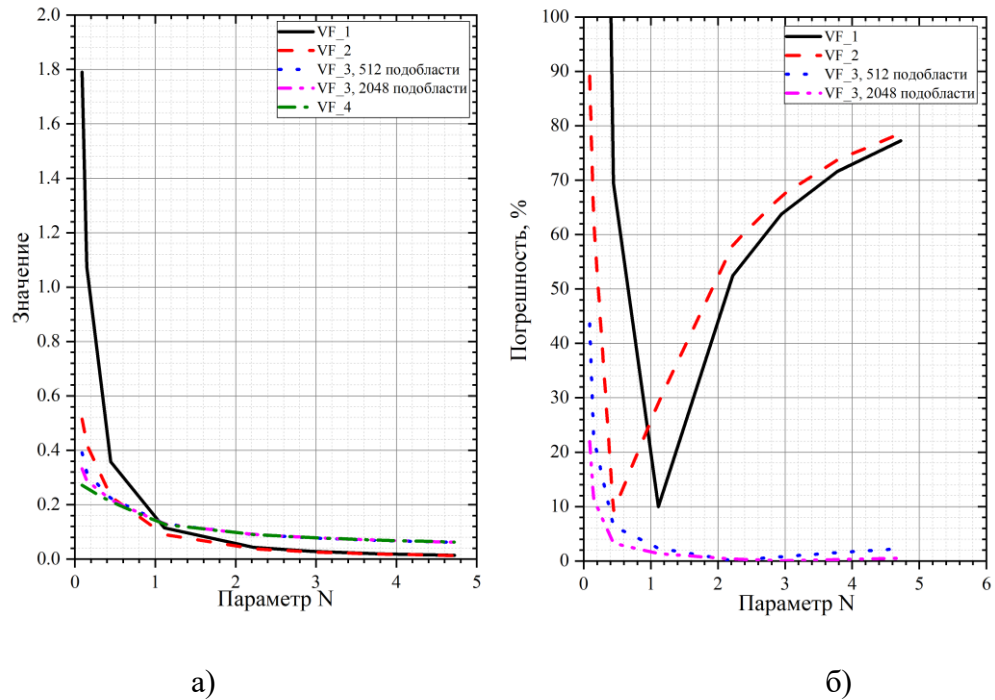


Рисунок 4.6 – Зависимость рассчитанного значения углового коэффициента от параметра N , конфигурация Г, методы VF_1 , VF_2 , VF_3 ; а) Полученные значения угловых коэффициентов для рассматриваемого диапазона параметра N , б) Погрешность результатов расчета угловых коэффициентов

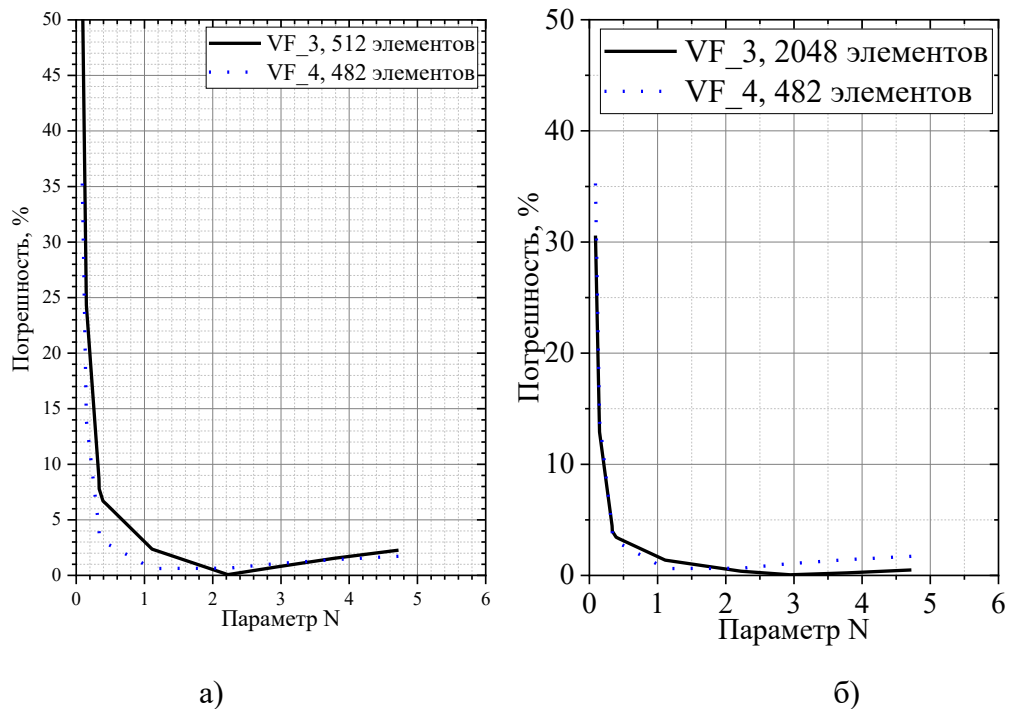


Рисунок 4.7 – Зависимость рассчитанного значения углового коэффициента от параметра N , конфигурация Г, методы VF_3 и VF_4 ; а) Полученные значения угловых коэффициентов для рассматриваемого диапазона параметра N , б) Погрешность результатов расчета угловых коэффициентов

На основе полученных результатов расчета углового коэффициента для элементов, не имеющих общую грань, можно составить алгоритм расчета, предполагающий погрешность определения меньше 5 % на основании безразмерного параметра N :

- $0,6 < N \leq 8$ – расчет по методу VF_3 с разбиением на 32 подобласти;
- $8 < N \leq 18$ – расчет по методу VF_2 ;
- $N \geq 18$ – расчет по методу VF_1 .
- В случае N меньше 0,6 производится разбиение элементов на 128 подобластей, что обеспечивает погрешность расчета меньше 5 %.

При наличии общей стороны у рассматриваемой пары элементов расчет осуществляется с применением метода VF_4 с дискретизацией элементов суммарно на 482 элемента.

4.2 Расчет угловых коэффициентов с учетом затенения

Для верификации методики учета затенения были рассчитаны угловые коэффициенты для геометрических конфигураций, в которых предполагается наличие затеняющих поверхностей: два соосных цилиндра и цилиндр с соосным диском. Изображение расчетных областей представлены на рисунке 4.8.

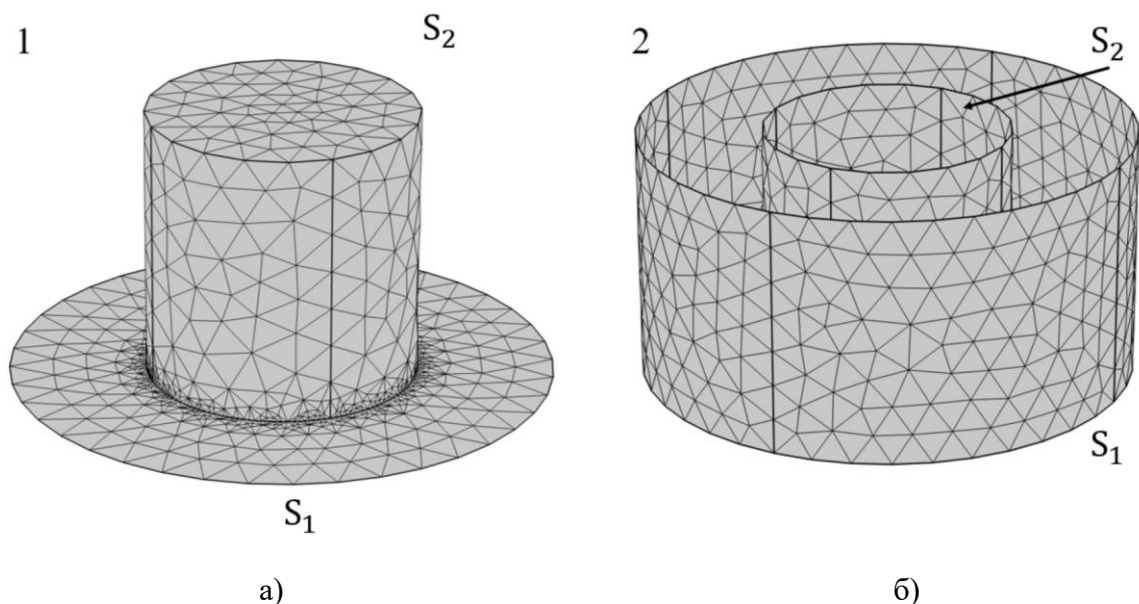


Рисунок 4.9 – Конфигурации расчетных областей для верификации блока учета затенения; а) Расчет углового коэффициента между поверхностью диска S_1 и поверхностью соосного цилиндра S_2 , б) Расчет углового коэффициента между внутренней поверхностью внешнего цилиндра S_1 и внешней поверхностью внутреннего цилиндра S_2

Расчет угловых коэффициентов осуществлялся с поверхности диска S_1 на поверхность S_2 соосного цилиндра для первой расчетной области и с внутренней поверхности внешнего цилиндра S_1 на внешнюю поверхность внутреннего цилиндра S_2 для второго варианта расчетной области.

В первом случае радиус оснований внутреннего и внешнего цилиндров составили 2 и 4 метра соответственно, высота цилиндров была принята равной 4 метра. Во втором случае радиус основания цилиндра и его высота составили 2 и 4 метра соответственно, радиус соосного диска был равен 4 метра. Расчет угловых коэффициентов между рассматриваемыми поверхностями проводился с использованием выражения (3.13) по аналогии с методом VF_3, расчетная область изначально разбивалась на треугольные элементы сторонним сеточным генератором, для первой задачи вводилось сгущение в месте соединения цилиндрической образующей и диска.

Значения угловых коэффициентов, полученные программой для ЭВМ THERA, и угловые коэффициенты, рассчитанные по аналитическим выражениям, представлены в таблице 4.2.

Сравнение расчетных величин угловых коэффициентов осуществлялось с формулами (4.2) и (4.3) для конфигураций 1 и 2 соответственно [28]:

$$\varphi_{12,1} = \frac{A_2}{A_1} \cdot \left\{ \frac{B}{8 \cdot R \cdot H} + \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \left(\cos^{-1} \left(\frac{A}{B} \right) - \frac{1}{2 \cdot H} \cdot \left[\frac{(A+2)^2}{R^2} - 4 \right]^{0.5} \right) \cdot \cos^{-1} \left(\frac{A \cdot R}{B} \right) - \frac{A}{2 \cdot R \cdot H} \cdot \sin^{-1}(R) \right\} \quad (4.2)$$

где $R = \frac{r_1}{r_2}$, $H = \frac{h}{r_2}$, $A = H^2 + R^2 - 1$, $B = H^2 + R^2 + 1$, а r_1 , r_2 и h - радиус основания цилиндра, радиус соосного диска и высота цилиндра соответственно.

$$\varphi_{12,2} = \frac{A_2}{A_1} \cdot \left\{ \frac{1}{\pi R_1} [0.5 \cdot (R_2^2 - R_1^2 - 1) \cos^{-1} \left(\frac{R_1}{R_2} \right) + \pi R_1 - \frac{\pi}{2} AB - 2 R_1 \tan^{-1} (R_2^2 - R_1^2)^{0.5} + ((1 + A^2)(1 + B^2))^{0.5} \tan^{-1} \left\{ \frac{(1 + A^2)B}{(1 + B^2)A} \right\}^{0.5}} \right\} \quad (4.3)$$

где $R_1 = \frac{r_1}{h}$, $R_2 = \frac{r_2}{h}$, $A = R_2 + R_1$, $B = R_2 - R_1$, а r_1 , r_2 и h - радиус цилиндра S_1 , радиус цилиндра S_2 и высота цилиндров соответственно.

Таблица 4.2 – Результаты верификации блока учета эффекта затенения

Конфигурация	Количество элементов	Расчетное значение	Аналитическое значение	Погрешность, %
Диск-соосный цилиндр	1030	0,21738	0,21729	0,03
Соосные цилиндры	900	0,33676	0,33710	0,10

Исходя из результатов расчета можно сделать вывод, что полученные значения угловых коэффициентов сходятся с аналитическими формулами с погрешностью меньше 1 % для обеих конфигураций, что подтверждает корректность работы блока учета затенения THERA. Расчеты были проведены с использованием как алгоритмов Моллера-Трумбора и back-face culling в связке, так и в случае использования только алгоритма Моллера-Трумбора. В обоих случаях

рассчитанные значения угловых коэффициентов не отличались друг от друга, при этом расчетное время, затраченное на решение данной задачи при использовании только алгоритма Моллера-Трумбора, для каждой расчетной конфигурации превышало в два раза расчетное время, затраченное на расчеты с использованием двух алгоритмов. Это подтверждает эффективность совместного использования обоих алгоритмов с целью оптимизации вычислительных ресурсов.

4.3 Теплообмен излучением в поглощающей среде: куб, заполненный серым газом

Рассматривается кубическая расчетная область, заполненная серой поглощающей и испускающей газовой средой с постоянным и неизменным по спектру коэффициентом поглощения. Изображение расчетной области приведено на рисунке 4.10. Длина ребра куба равна $L = 1$ м, в качестве граничных условий на всех гранях задана температура $T_{гр} = 273$ К, степень черноты каждой грани равна $\varepsilon_{гр} = 1$. Газовая среда считается серой и поддерживается при постоянной температуре $T_{газ}$.

Расчет программой для ЭВМ THERA осуществлялся на сетке, состоящей из 4000 треугольных элементов. Было проведено три вариантных расчета, в ходе которых задавались следующие значения коэффициента поглощения $0.1, 1, 10 \text{ м}^{-1}$. В результате расчета было получено распределение плотности теплового потока результирующего излучения на стенках расчетной области. С целью верификации были выбраны несколько работ, посвященных расчету теплообмена излучением в аналогичной расчетной области с идентичными граничными условиями. В [127] теплообмен излучением рассчитывался с помощью метода дискретных ординат, также в этой работе представлены результаты аналитического решения рассматриваемой задачи. В работе [46] для расчета теплообмена излучением использовался метод Монте-Карло.

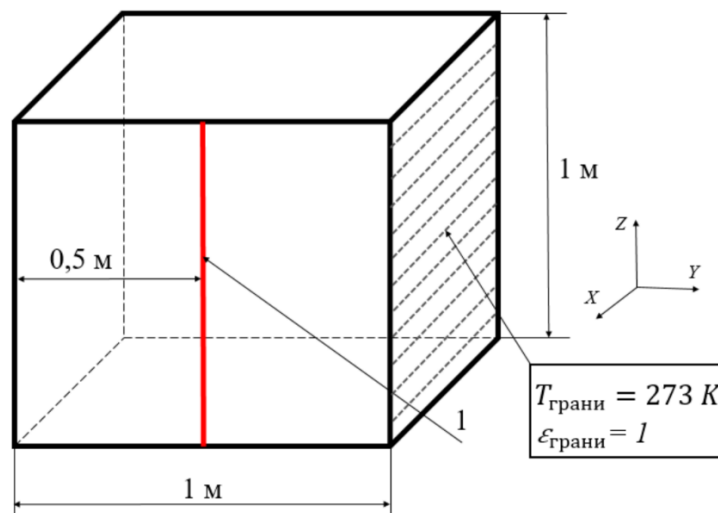


Рисунок 4.10 – Изображение расчетной области, 1 – линия, вдоль которой сравнивались результаты моделирования

Сравнение результатов расчета THERA с выбранными работами проводился в безразмерном виде:

$$q_{dim} = \frac{q_{рез}}{\sigma \cdot T_{газ}^4} \quad (4.2)$$

Изображение распределения безразмерной плотности теплового потока результирующего излучения по расчетной области представлены на рисунке 4.11. Анализируя полученные результаты, можно отметить хорошее соответствие расчета THERA со сравниваемыми работами и, в том числе, с аналитическим решением. Максимальное отклонение расчета по THERA от расчета [127] и [46] наблюдается в области примыкания граней расчетной области, что может быть связано с различием в дискретизации расчетной области. С увеличением коэффициента поглощения наблюдается рост безразмерной плотности результирующего потока излучения, обусловленный возрастанием теплового излучения со стороны газовой среды внутри расчетной области.

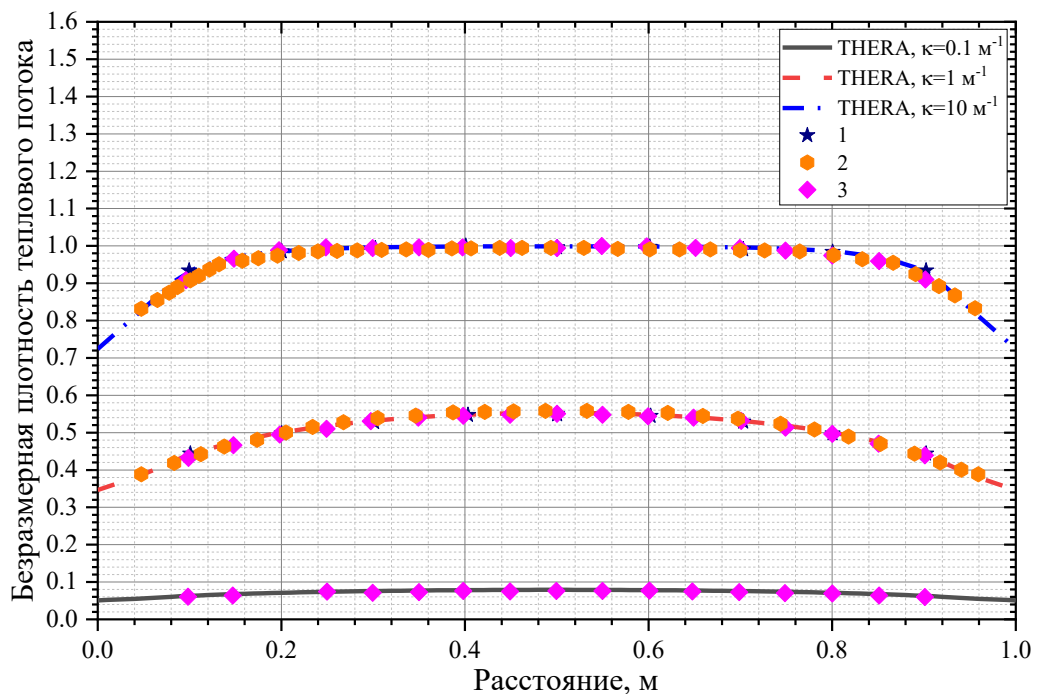


Рисунок 4.11 – Зависимость безразмерной плотности теплового потока излучения на поверхности куба от расстояния на рассматриваемой грани; 1 – Аналитическое решение [127], 2 – Расчет методом дискретных ординат [127], 3 – Расчет методом Монте-Карло [46]

Результаты расчета погрешности моделирования THERA от рассматриваемых работ представлены в таблице 4.3. Результаты моделирования с коэффициентом поглощения 0,1 % сравнивались с работой [127], в то время как для двух остальных случаев сравнение проводилось с аналитическим решением из работы [127]. Можно отметить, что среднее отклонение THERA

не превышают 3 %, максимальное же составляет 5,53 %. Оба данных значения характерны для случая расчетной области, заполненной серым газом с коэффициентом поглощения 0,1 %.

Таблица 4.3 – Результаты расчета погрешности моделирования THERA

Значение коэффициента поглощения, м^{-1}	Среднее отклонение THERA, %	Максимальное отклонение THERA, %
0,1	3,00	5,53
1	0,68	1,42
10	0,99	2,79

4.4 Теплообмен излучением в поглощающей среде: L-образная расчетная область, заполненная серым газом

В данном подразделе представлены результаты моделирования теплообмена излучением в расчетной области L-образной формы, заполненной поглощающим и испускающим излучением серым газом. Схематичное изображение рассматриваемой расчетной области и ее размеры представлены на рисунке 4.12. В качестве граничных условий на всех гранях области задана температура $T_{\text{гр}} = 500 \text{ К}$ поверхности считаются абсолютно черными. Объем области заполнен поглощающим и испускающим излучением газом, газовая среда считается серой и поддерживается при постоянной температуре $T_{\text{газ}} = 1000 \text{ К}$.

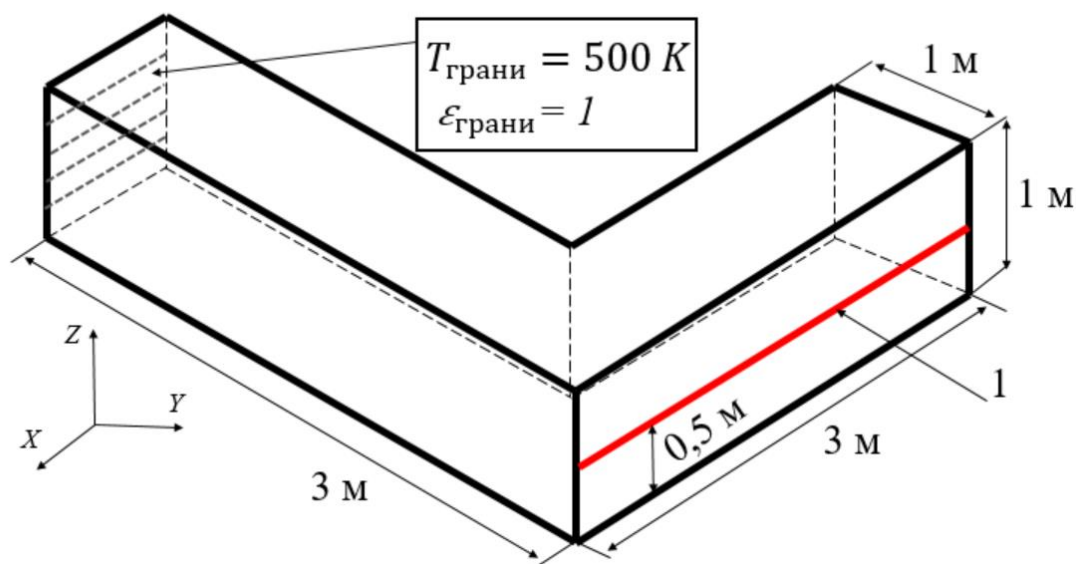
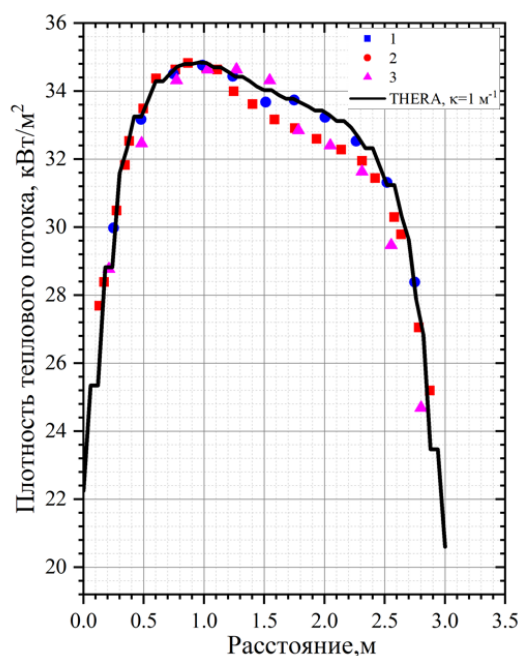


Рисунок 4.12 – Изображение расчетной области, 1 – линия, вдоль которой сравнивались результаты моделирования

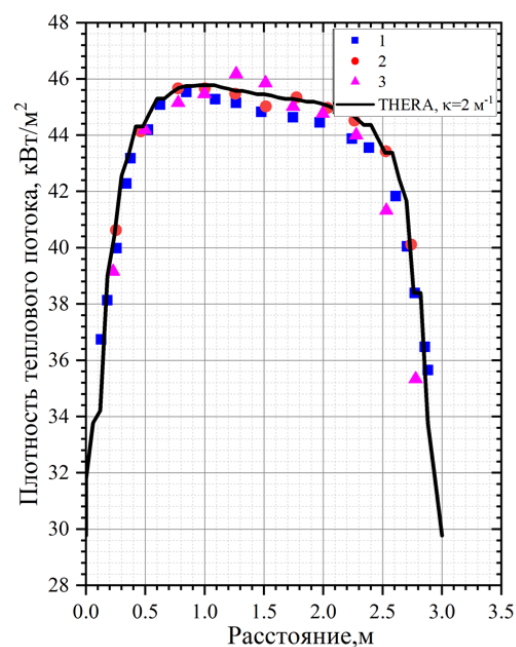
В ходе моделирования теплообмена излучением в данной расчетной области задавалось три различных коэффициента поглощения газа: 1, 2 и 10 м^{-1} . Расчет THERA осуществлялся на расчетной сетке размерностью 3200 элементов. В результате расчета были получены плотности

тепловых потоков результирующего излучения на поверхностях расчетной области. Было проведено три вариантных расчета, в ходе которых задавались следующие значения коэффициента поглощения 1, 2, 10 м^{-1} . С целью верификации были выбраны несколько работ, посвященных расчету теплообмена излучением в аналогичной расчетной области с идентичными граничными условиями. В работе [127] радиационный теплообмен рассчитывался с помощью метода дискретных ординат, в работе [46] для расчета теплообмена излучением использовался метод Монте-Карло, а в [128] – метод контрольного объема.

Сравнение результатов моделирования THERA с рассматриваемыми работами представлено на рисунках 4.13 - 4.14, на которых приведены полученные в ходе расчета распределения плотности теплового потока результирующего излучения по сравниваемой грани расчетной области, указанной на рисунке 4.12. Анализируя полученные результаты, можно отметить хорошее соответствие расчета THERA со сравниваемыми работами. Для первых двух вариантов расчета наблюдается максимум плотности теплового потока на интервале от 0 до 1 метра на рассматриваемой грани расчетной области с последующим уменьшением расчетных величин. Снижение плотности теплового потока связано с экранированием теплового излучения со сторон стенок расчетной области и обуславливается заданной формой расчетной области. Противоположная картина наблюдается для расчета с коэффициентом поглощения $\kappa = 10 \text{ м}^{-1}$: итоговые значения плотности теплового потока на грань расчетной области определяются в основном излучением самого газа вблизи стенок расчетной области в виду большей оптической толщины области, вследствие чего распределения плотности теплового потока имеет симметричный характер.



а)



б)

Рисунок 4.13 – Зависимость плотности теплового потока результирующего излучения от расстояния на рассматриваемой грани; а) коэффициент поглощения $\kappa = 1 \text{ м}^{-1}$, б) коэффициент поглощения $\kappa = 2 \text{ м}^{-1}$. 1 – Расчет методом дискретных ординат [127], 2 – Расчет методом Монте-Карло [46], 3 - Расчет методом контрольного объема [128]

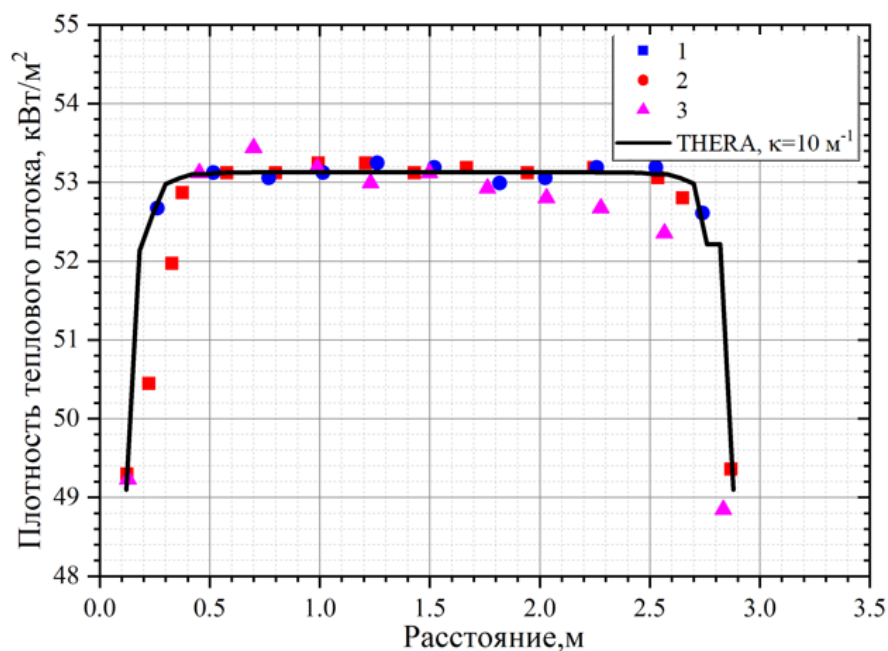


Рисунок 4.14 – Зависимость плотности теплового потока результирующего излучения от расстояния на рассматриваемой грани, коэффициент поглощения $\kappa = 10 \text{ м}^{-1}$. 1 – Расчет методом дискретных ординат [127], 2 – Расчет методом Монте-Карло [46], 3 - Расчет методом контрольного объема [128]

Результаты расчета погрешности моделирования THERA от рассматриваемых работ представлены в таблице 4.4. Расчет погрешности моделирования был проведен относительно результатов, полученных в работе [46]. Можно отметить, что среднее отклонение THERA от результатов работы [46] не превышает одного процента, максимальное же составляет 3,85 %.

Таблица 4.4 – Результаты расчета погрешности моделирования THERA

Значение коэффициента поглощения, м^{-1}	Среднее отклонение THERA, %	Максимальное отклонение THERA, %
1	0,73	3,85
2	0,61	3,96
10	0,12	0,25

4.5 Теплообмен излучением в поглощающей среде: эллиптическая поверхность, заполненная серым газом

В данном подразделе представлены результаты моделирования теплообмена излучением в расчетной области эллиптической формы, заполненной поглощающим и испускающим излучением серым газом. Схематичное изображение расчетной области и ее размеры представлены на рисунке 4.15, поверхности граней расчетной области считались холодными и абсолютно черными в ходе моделирования. Объем области был заполнен поглощающим и испускающим излучением серым газом при постоянной температуре $T_{\text{газ}}$.

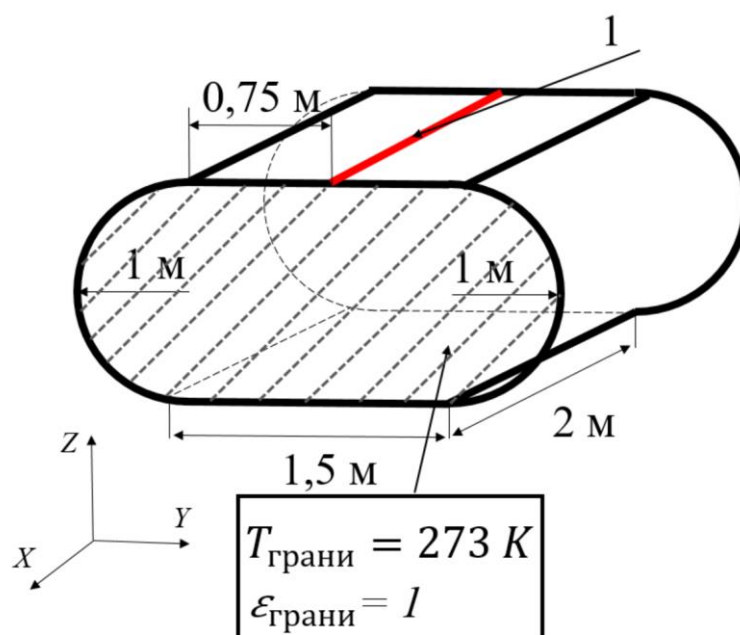


Рисунок 4.15 – Изображение расчетной области, 1 – линия, вдоль которой сравнивались результаты моделирования

Расчет программой для ЭВМ THERA осуществлялся на сетке, состоящей из 3200 элементов. Было проведено два вариантных расчета для двух коэффициентов поглощения серого газа $\kappa=1 \text{ м}^{-1}$ и $\kappa=10 \text{ м}^{-1}$. В результате расчета было получено распределение плотности теплового потока результирующего излучения на стенках расчетной области. С целью верификации были выбраны несколько работ, посвященных расчету теплообмена излучением в аналогичной расчетной области с идентичными граничными условиями. В работе [129], где данная задача была впервые представлена, теплообмен излучением рассчитывался с помощью метода контрольного объема, в работе [130] для расчета теплообмена излучением использовался метод дискретных ординат. Сравнение результатов расчета THERA с выбранными работами проводился в безразмерном виде в соответствии с выражением (4.2).

В качестве рассматриваемой величины для сравнения было выбрано распределение безразмерной плотности теплового потока на половине одной из граней расчетной области в соответствии с обозначениями, приведенными на рисунке 4.15. Анализируя полученные результаты, представленные на рисунке 4.16, можно отметить хорошее качественное и количественное согласие результатов THERA со сравниваемыми работами. Как и в случае анализа теплообмена излучением в кубической расчетной области, увеличение коэффициента поглощения серого газа приводит к росту безразмерной плотности результирующего теплового потока излучения вследствие возрастания теплового излучения со стороны газовой среды.

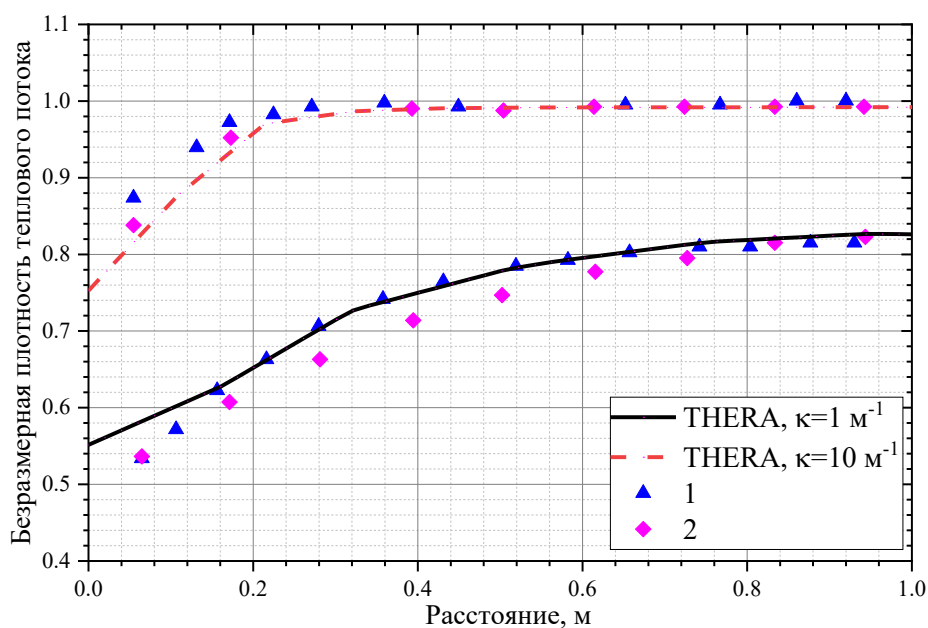


Рисунок 4.16 – Зависимость безразмерной плотности теплового потока излучения на поверхности расчетной области от расстояния; 1 – Расчет методом контрольного объема [129],
2 – Расчет методом дискретных ординат [130]

Результаты расчета погрешности моделирования THERA от рассматриваемых работ представлены в таблице 4.5. Расчет погрешности моделирования был проведен относительно результатов, полученных в работе [129]. Можно отметить, что среднее отклонение THERA не превышает двух процентов, максимальное же составляет 8,10 %.

Таблица 4.5 - Результаты расчета погрешности моделирования THERA

Значение коэффициента поглощения, м^{-1}	Среднее отклонение THERA, %	Максимальное отклонение THERA, %
1	4,19	8,10
10	0,71	2,61

4.6 Теплообмен излучением в поглощающей среде: цилиндр, заполненный парогазовой смесью

В данном подразделе представлены результаты моделирования теплообмена излучением в геометрии, представляющей из себя замкнутый цилиндр, заполненный изотермической и однородной по объему парогазовой смесью. Радиус основания цилиндра равнялся 1 м, высота цилиндра составила 2 м. Изотермическая парогазовая смесь имеет температуру 1000 К, давление составляет 0,1 МПа. Состав смеси в массовых долях составляет 0,2 H_2O , 0,1 CO_2 и 0,7 N_2 . На верхнем и нижнем основаниях цилиндра были установлены температурные граничные условия 400 К, степень черноты граней принималась равной 1. На боковой поверхности цилиндра задавалась температура, равная 1000 К, значение степени черноты боковой поверхности равнялось 0,8. Расчет программой для ЭВМ THERA осуществлялся на сетке из 3000 элементов, изображение расчетной области и соответствующей ей сетке представлены на рисунке 4.17. Радиационные свойства парогазовой смеси определялись с помощью модели средневзвешенной суммы серых газов в реализации [80], с целью чего она была дополнительно реализована в расчетной методике.

В результате расчета были получены плотности тепловых потоков результирующего излучения на поверхностях расчетной области. С целью верификации расчета результаты, полученные THERA, сравнивались с результатами численной работы [131]. Сравнивались плотности тепловых потоков результирующего излучения на боковой поверхности цилиндрической расчетной области. В [131] расчет радиационного теплообмена осуществлялся при помощи метода дискретных ординат, радиационные свойства парогазовой смеси рассчитывались на основе модели WSGG в реализации Смита [80]. Аналогичные расчеты были проведены в работе [132] с помощью метода контрольного объема.

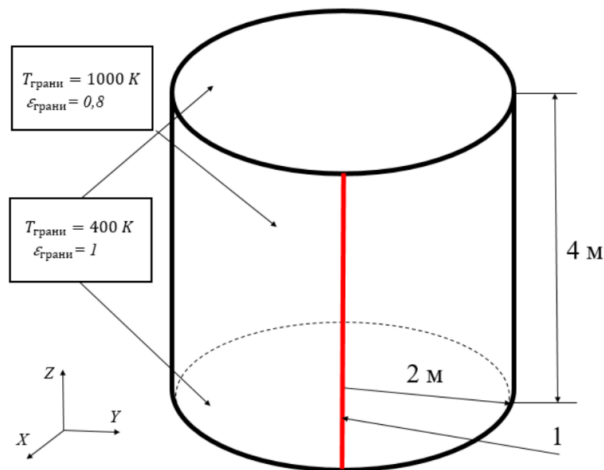


Рисунок 4.17 – Изображение расчетной области, 1 – линия, вдоль которой сравнивались результаты моделирования

Сравнение результатов моделирования THERA с рассматриваемыми работами представлено на рисунке 4.18, на котором приведены полученные в ходе расчета распределение плотности теплового потока результирующего излучения по расчетной области и сравнение полученных результатов с рассматриваемыми работами. Анализируя полученные результаты можно отметить хорошее соответствие расчета THERA со сравниваемыми работами. Оценка отклонения результатов расчета THERA от работы [131] показала, что средняя погрешность составляет 1,29 %, в то время как максимальная погрешность – 6,27 %.

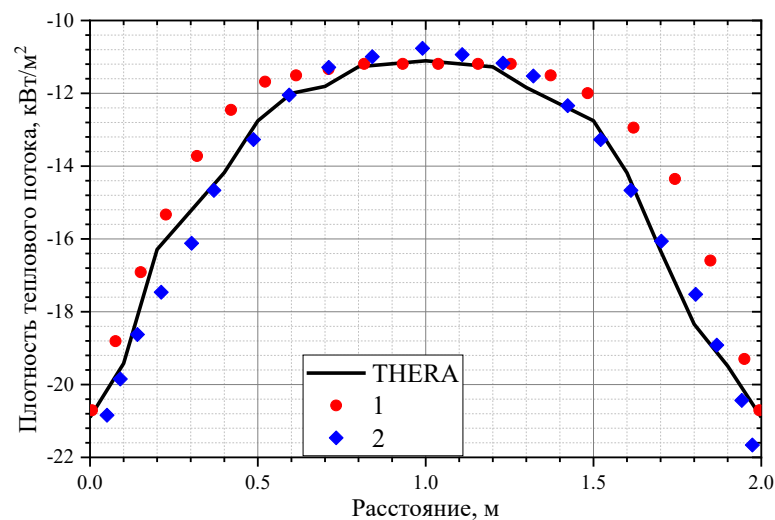


Рисунок 4.18 – Результаты расчета THERA, зависимость плотности теплового потока излучения от длины боковой поверхности расчетной области, 1 – Метод дискретных ординат [131], 2 – Метод контрольного объема [132]

4.7 Теплообмен излучением в поглощающей среде: параллелепипед, заполненный водяным паром

В данном подразделе представлены результаты моделирования теплообмена излучением для задачи, расчетная область которой представляет собой параллелепипед. Расчетная область заполнена водяной пар, длина и ширина основания параллелепипеда составляют 2 метра, а его высота равняется 4 метрам. Водяной пар, содержащийся в расчетной области, поддерживается при постоянной температуре $T_{\text{газ}} = 1000 \text{ K}$ и давлении $P_{\text{газ}} = 0,1 \text{ МПа}$, степень черноты граней расчетной области принималась равной 1, на них задавались температурные граничные условия $T_{\text{гр}} = 300 \text{ K}$. В ходе расчета было проанализировано влияние дискретизации спектра поглощения водяного пара на точность расчета, с этой целью варьировалось количество серых газов, используемых в модели SLWSGG.

В результате расчета THERA были получены плотности тепловых потоков результирующего излучения на поверхностях расчетной области. Радиационные свойства водяного пара рассчитывались реализованной в THERA модели SLWSGG. Результаты расчета теплообмена излучением сравнивались с результатами, полученными в работе [66]. В данной работе моделирование радиационного теплообмена в аналогичной расчетной области осуществлялось методом дискретных ординат, радиационные свойства газов учитывались с помощью статистической узкополосной модели SNB [65]. Моделирование THERA осуществлялось на сетке, состоящей из 2000 элементов, изображение расчетной области и расчетной сетки представлено на рисунке 4.19.

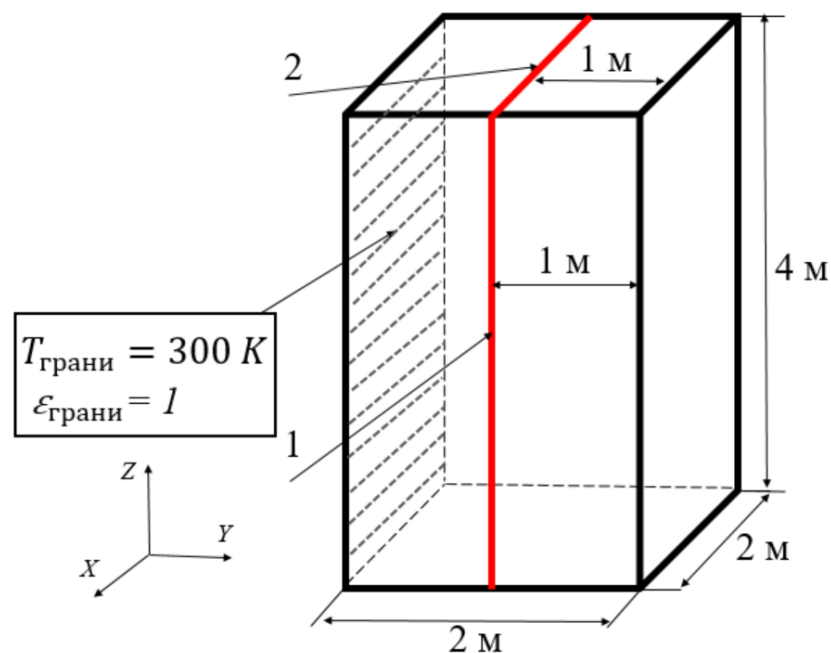


Рисунок 4.19 – Изображение расчетной области, 1 и 2 - линии на боковой и торцевой поверхностях соответственно, вдоль которых сравнивались результаты моделирования

На рисунке 4.20 приведены зависимости плотности теплового потока результирующего излучения на боковую и торцевую поверхности соответственно. Анализируя полученные THERA результаты можно отметить хорошее качественное и количественное соответствие с [66]. В случае разбиения спектра поглощения на 12 и более серых газов отмечается количественное совпадение со сравниваемой работой со средним отклонением менее 2 %, данные по расчету отклонения THERA от [66] представлены в таблице 4.6. Разбиение спектра поглощения на 12 серых газов является оптимальным, что также коррелирует с рекомендациями, приведенными авторами модели SLWSSG [125].

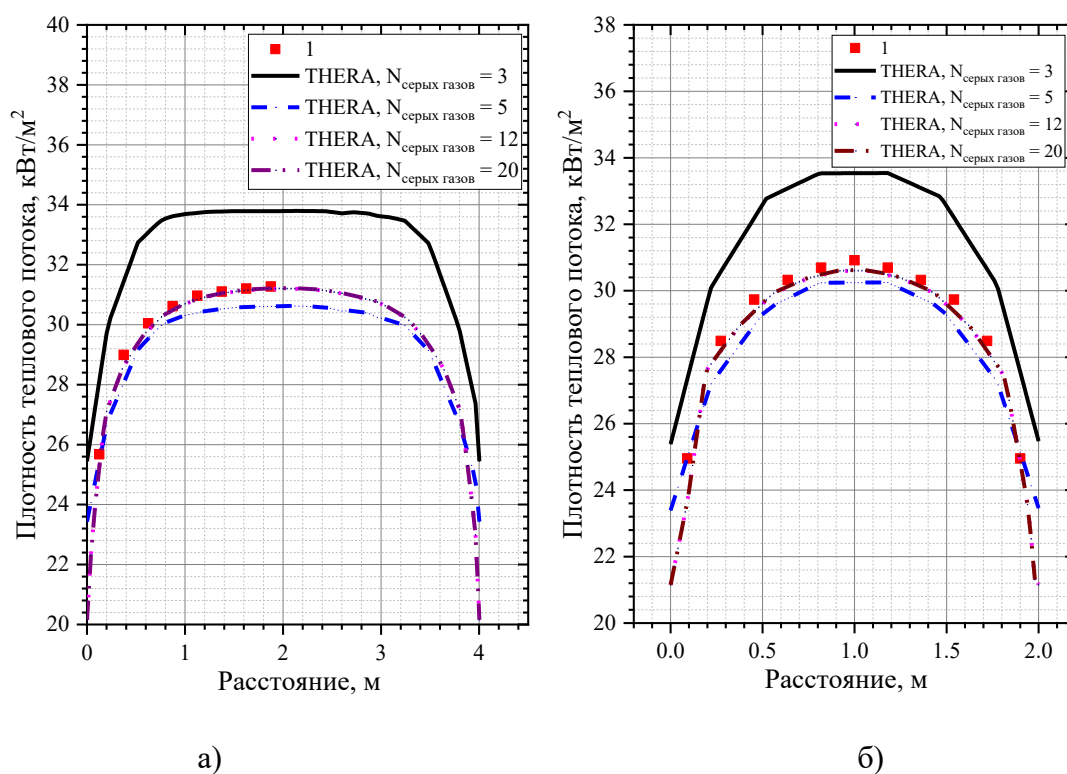


Рисунок 4.20 – Зависимость плотности теплового потока результирующего излучения от расстояния; а) На боковой поверхности, б) На торцевой части; 1 – Расчет методом дискретных ординат [66]

Таблица 4.6 – Результаты расчета погрешности моделирования THERA

Количество серых газов	Среднее отклонение THERA, %		Максимальное отклонение THERA, %	
	Боковая поверхность	Торцевая часть	Боковая поверхность	Торцевая часть
3	8,88	8,60	10,02	9,27
5	1,97	2,42	3,48	6,06
12	0,98	1,99	3,39	3,11
20	0,90	1,56	3,07	2,47

4.8 Валидация, моделирование эксперимента по теплообмену излучением

В 2005-2006 годах в Университете Уэльса была проведена серия экспериментов по теплообмену излучением с целью получения экспериментальных данных для валидации расчетных моделей. Описание эксперимента и его результатов представлено в работах [133] и [134], изображение экспериментальной установки представлено на рисунке 4.21. Основными элементами установки являлись две взаимодействующие поверхности: излучающая и принимающая излучение. Обе поверхности были закреплены на направляющих, позволяющих изменять расстояние между ними в ходе проведения эксперимента. Экспериментальная установка была расположена в помещении, стены которого были облицованы теплоизоляционным материалом с высокой степенью черноты. В качестве рабочих поверхностей-излучателей рассматривали:

- Стальной диск;
- Цилиндр из латуни;
- Стальная квадратная пластина.

Пластины, выполненные из стали, латуни и алюминия, рассматривались в качестве объекта, принимающего излучения, торцевые части пластин были теплоизолированы для снижения тепловпотерь.

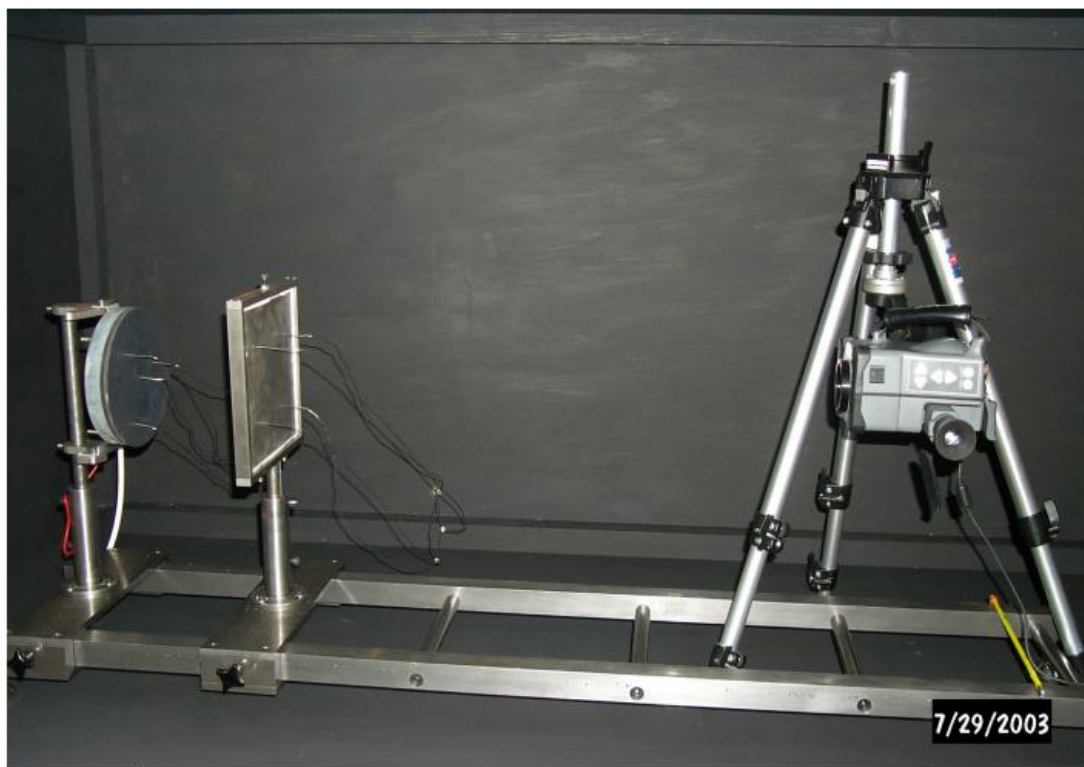


Рисунок 4.21 – Изображение экспериментальной установки [133]

Для валидации расчетной методики была выбрана серия экспериментов, подробно описанная в [133]. В качестве излучающей поверхности использовался стальной диск диаметром $D = 0,182$ м, принимающей излучение выступала квадратная пластина, выполненная из стали, сторона пластины составляла $L = 0,197$ м. Обе поверхности были покрыты специальной краской с высоким показателем степени черноты.

Оба элемента были изготовлены из нержавеющей стали марки AISI 304, точное значение толщины пластины авторы не приводят, вместо этого указывая ее возможный диапазон от 5 до 15 мм. Теплофизические свойства стали приведены в таблице 4.7. Температуры на поверхности диска $T_{диск}$ и пластины определялись с помощью термопар хромель-алюмель, схема расположения термопар представлена на рисунке 4.22, на пластине термопары были установлены как с лицевой (параметр $T_{пластина_1}$), так и с обратной сторон ($T_{пластина_2}$). Измерения температуры осуществлялись с момента запуска экспериментальной установки, вывода на стационарный режим теплообмена и в режиме стационара вплоть до окончания проведения эксперимента, данные по погрешности измерения температуры авторами не приведены, в качестве погрешности определения температуры было выбрано значение $\pm 5^\circ\text{C}$.

Таблица 4.7 – Теплофизические свойства стали [133]

Материал	Плотность, кг/м ³	Степень черноты	Удельная теплоемкость, Дж/кг·К	Теплопроводность, Вт/м·К
Сталь AISI 304	8030	0,85	503	16,27

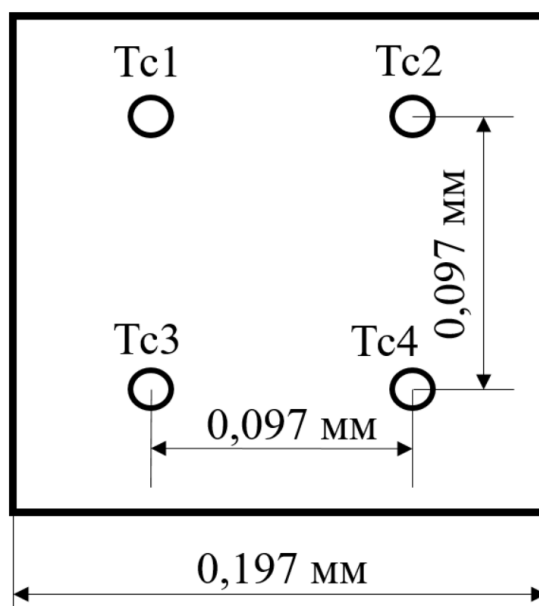


Рисунок 4.22 – Схема установки термопар [134]

Для данной конфигурации экспериментальной установки было проведено 5 экспериментов, в которых варьировалось расстояние S между диском и пластиной. Результаты экспериментов сведены в таблице 4.8, приведенные температуры рассчитывались как осредненные по установленным термопарам на момент установления стационарного режима теплообмена. Авторами эксперимента также были проведены теоретические расчеты коэффициента теплоотдачи в режиме свободной конвекции на основе полученных измерений, что также отражено в таблице 4.8, величина $\alpha_{\text{диск}}$ соответствовала поверхности диска, $\alpha_{\text{пластина_1}}$ и $\alpha_{\text{пластина_2}}$ соответствовали лицевой и обратной сторонам пластины. Для каждого эксперимента определялась температура воздуха в помещении экспериментальной установки, ее температура $T_{\text{окр}}$ также приведена в таблице 4.8.

Таблица 4.8 – Данные проведенных экспериментов [133]

S/D	$T_{\text{диск}}, K$	$\alpha_{\text{диск}},$ $Вт/м^2 K$	$T_{\text{пластина_1}}, K$	$\alpha_{\text{пластина_1}},$ $Вт/м^2 K$	$T_{\text{пластина_2}}, K$	$\alpha_{\text{пластина_2}},$ $Вт/м^2 K$	$T_{\text{окр}}, K$
0,2	740	7,9	489	6,5	466	6,4	295,8
0,5	720	7,8	424	6,0	407	5,8	291,3
1,0	710	7,7	365	5,2	357	5,1	291,2
2,0	710	7,7	309	3,6	308	3,5	293,3
4,0	709	7,7	309	3,6	309	3,5	290,7

Для моделирования теплообмена излучением THERA была создана трехмерная расчетная область, описывающая экспериментальную установку, ее изображение представлено на рисунке 4.23. В расчетную область входили излучающая и принимающая излучение поверхности, а также стены помещения. Расчет программой для ЭВМ THERA осуществлялся для всех стационарных конфигураций, описанных в таблице 4.8. На лицевой стороне излучающей поверхности и на обеих сторонах поверхности, принимающей излучение, задавались температуры согласно данным, представленным в таблице 4.8, степень черноты поверхностей задавалась согласно данным эксперимента, представленным в таблице 4.7. На торцевых сторонах пластины задавались адиабатические граничные условия, для стен помещения, окружающих экспериментальную установку, задавалось значение степени черноты аналогичное поверхностям экспериментальной участка, температура окружающих стен задавалась равном температуре окружающей среды (таблица 4.8).

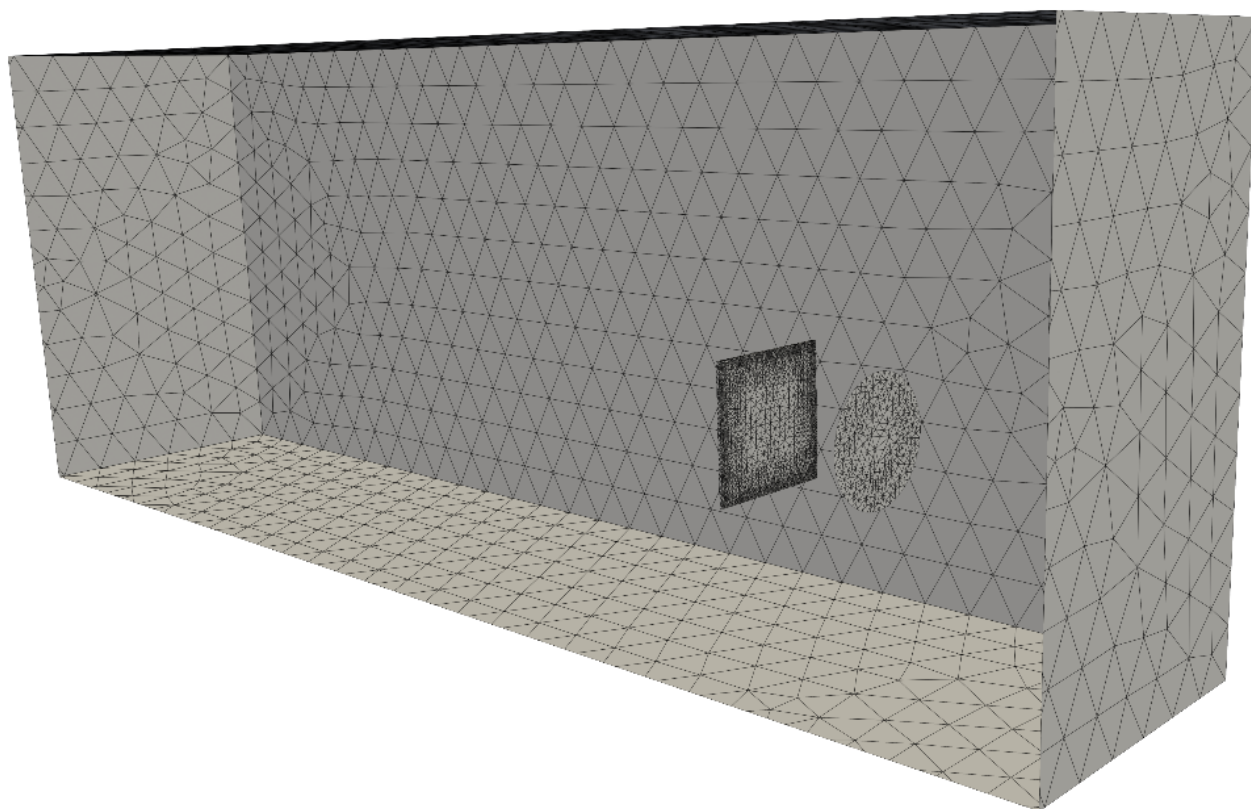


Рисунок 4.23 – Изображение расчетной области для моделирования THERA

Для расчета распределения температуры по пластине, принимающей излучение, был проведен сопряженный тепловой расчет с помощью CFD кода STAR-CCM+. Расчетная область для моделирования STAR-CCM+ представляла собой пластину, ее изображение приведено на рисунке 4.24. Полученные THERA плотности теплового потока результирующего излучения задавались в сопряженном тепловом расчете в качестве граничных условий на лицевой и обратной сторонах пластины, также на пластине устанавливались граничные условия третьего рода, характерные для свободной конвекции исходя из данных таблицы 4.8, свойства материала задавались согласно свойствам из таблицы 4.7. Сопряженный тепловой расчет проводился до момента установления стационарного режима теплообмена, после чего определялась средняя по поверхности пластины температура согласно схеме расположения термпар (рисунок 4.22).

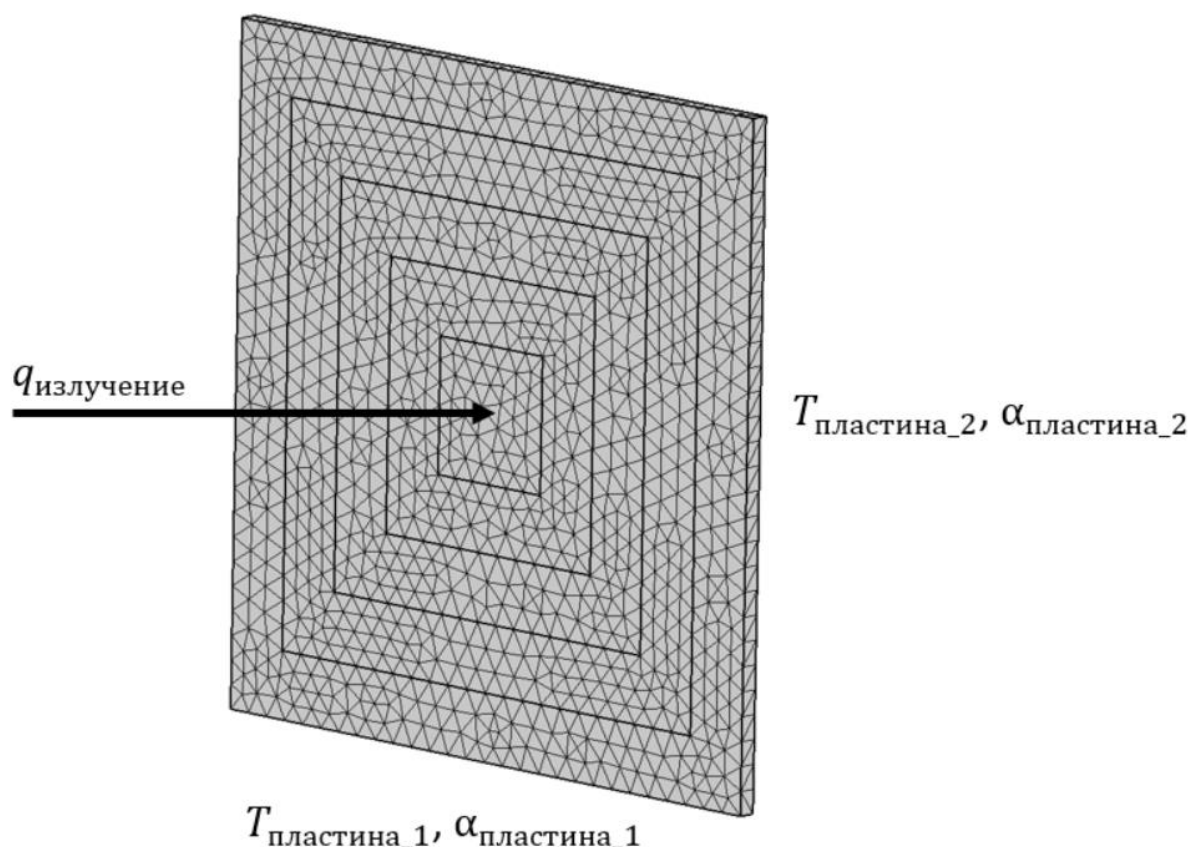


Рисунок 4.24 – Изображение расчетной области для моделирования THERA

Результаты сопряженного теплового расчета с использованием полученных тепловых потоков за счет излучения представлены на рисунке 4.25. Расчетные температуры определялись осреднением в четырех точках поверхности аналогично с экспериментом и схемой расположения термопар, можно отметить, что максимальное отклонение расчетных температур от экспериментальных составляет 4 %. Отличие температур, полученных в ходе сопряженного теплового расчета, от эксперимента может быть связано как с особенностями стационарного теплового расчета с заданием плотностей теплового потока результирующего излучения в качестве граничных условий в стороннее программное средство, так и с отсутствием учета зависимости степени черноты поверхности материала от длины волны излучения и направления излучения. Недооценка степени черноты и переоценка интенсивность отвода тепла в режиме свободной конвекции может приводить к занижению получившейся температуры на поверхности пластины. Использование осредненных по поверхностям рассматриваемых объектов температур может приводить к завышению плотности теплового потока за счет излучения на краях диска и пластины и, наоборот, к снижению этой величины в центральной области рассматриваемых поверхностей.

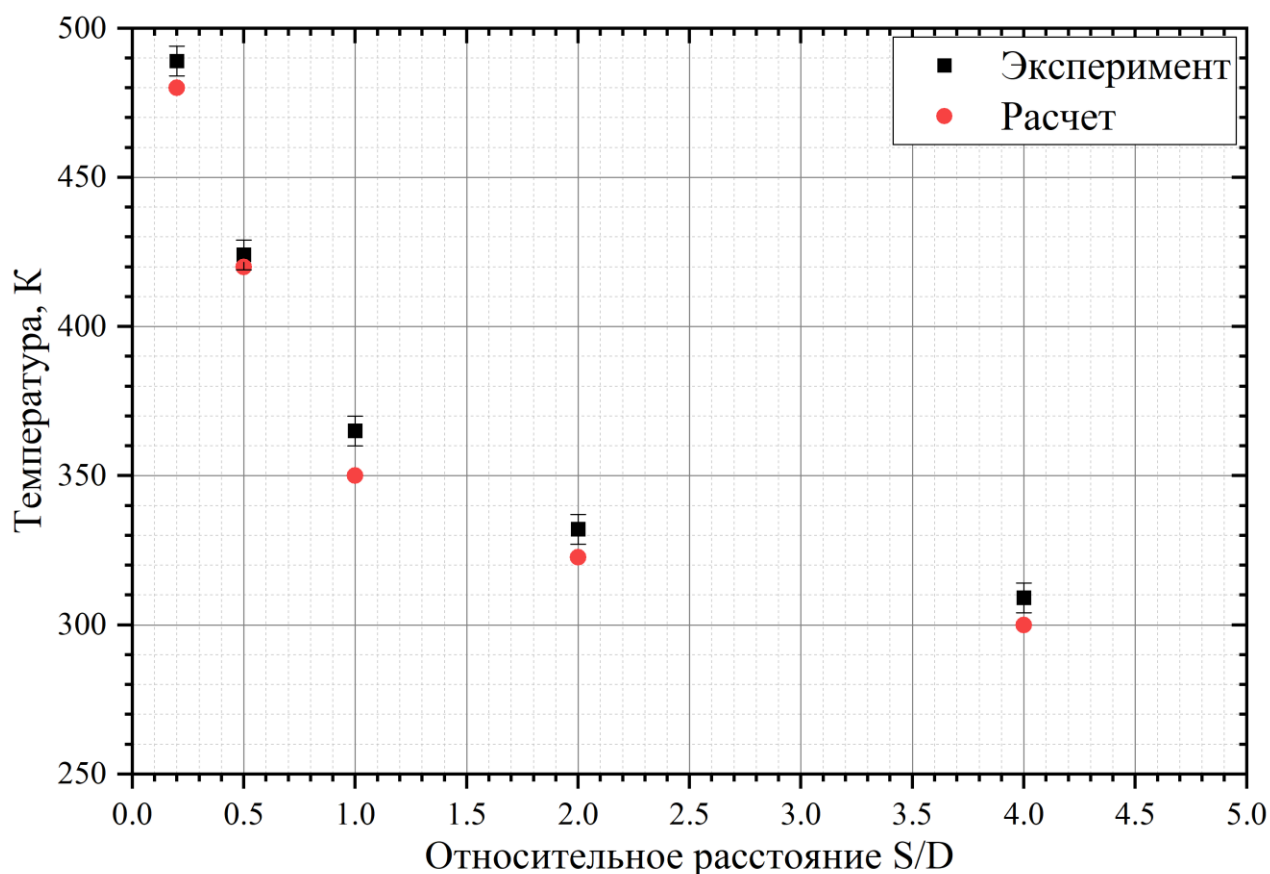


Рисунок 4.25 – Сопоставление расчетных значений температур с экспериментом [133]

4.9 Выводы

В настоящей главе представлено описание результатов верификации и валидации расчетной методики, реализованной в программе для ЭВМ THERA, на аналитических и модельных задачах. Оценка корректности расчета угловых коэффициентов была проведена как на аналитической задаче, так и в сравнении с наиболее точным из представленных в THERA методом контурного интегрирования. По результатам сравнения был выработан алгоритм расчета угловых коэффициентов, предполагающий их определение с погрешностью не более 5 %. Алгоритм расчета угловых коэффициентов основан на комбинированном подходе с использованием четырех методов, реализованных в THERA: VF_1 , VF_2 , VF_3 , VF_4 , в зависимости от величины характерного размера, определяющего взаимное расположение рассматриваемых поверхностей.

Оценка корректности методики учета затенения была проведена в ходе расчета углового коэффициента в расчетной области, предполагающей затенение, с последующим сравнением полученного результата с аналитическим решением. Рассматривались две геометрические конфигурации: цилиндр и соосный ему диск в основании цилиндра и два соосных цилиндра. По полученным результатам можно сделать вывод о корректной работе алгоритмов учета эффекта

затенения в расчетной области, погрешность расчета угловых коэффициентов относительно аналитических выражений составила меньше 1 %.

С целью проверки корректности работы расчетной методики было проведено моделирование ряда задач в условиях присутствия парогазовой смеси в объеме расчетной области, в последующем было проведено сравнение результатов моделирования с данными расчетных работ из открытых источников литературы. Рассматривались трехмерные геометрические конфигурации, в одной из задач геометрия расчетной области содержала в себе части, потенциально затеняющие друг друга. Для расчета радиационных свойств газов использовались различные модели учета радиационных свойств, в том числе было проведено сравнение результатов расчета с использованием реализованной в THERA модели средневзвешенной суммы серых газов на основе спектральных линий. По результатам моделирования можно отметить качественное и количественное согласие результатов расчета THERA с рассмотренными работами, среднее отклонение результатов не превысило 3 %.

С целью валидации расчетной методики была отобрана экспериментальная работа, в котором проводилось исследование теплообмена излучением с целью получения данных для проверки расчетных моделей, предназначенных для анализа данного процесса. Проведенный сопряженный тепловой расчет со STAR-CCM+ показал, что расчетные значения температуры, полученные с учетом рассчитанных THERA тепловых потоков, совпадают с экспериментальными данными с максимальным отклонением в 4 %.

5 ПРАКТИЧЕСКОЕ ПРИМЕНЕНИЕ ПРОГРАММЫ ДЛЯ ЭВМ THERA

В настоящей главе представлены результаты расчета теплообмена излучением программой для ЭВМ THERA применительно к анализу тяжелой аварии на АЭС с реактором ВВЭР. В ходе тяжелой аварии образовавшийся расплав активной зоны перемещается на днище корпуса реактора, в случае внутрикорпусного удержания расплава предполагается его локализация в пределах корпуса реактора. Если удержание ванны расплава в корпусе реактора не может быть реализовано, то расплав, в конечном итоге, проплавит стенки корпуса и выйдет в пространство подреакторной шахты. На внекорпусной стадии, в зависимости от типа рассматриваемого энергоблока, расплав может поступить в УЛР, где впоследствии произойдет его охлаждение и локализация, или же на днище бетонной шахты с последующим взаимодействием с бетонными конструкциями. Моделирование теплообмена излучением было проведено ко всем описанным выше стадиям:

- Моделирование теплообмена излучением применительно к анализу процесса внутрикорпусного удержания расплава для реактора ВВЭР-С;
- Моделирование теплообмена излучением применительно к анализу поведения расплава при его локализации в УЛР проекта АЭС-2006 на внекорпусной стадии тяжелой аварии;
- Моделирование теплообмена излучением применительно к анализу поведения расплава при его локализации в УЛР проекта ВВЭР-ТОИ на внекорпусной стадии тяжелой аварии;
- Моделирование теплообмена излучением применительно к анализу взаимодействия расплава с бетоном на внекорпусной стадии тяжелой аварии для реактора ВВЭР-1000.

Для всех выбранных случаев был рассмотрен представительный сценарий тяжелой аварии «Большая течь ДУ 850 мм», характеризующийся наибольшей ожидаемой мощностью остаточного тепловыделения в расплаве активной зоны. Предполагалось возникновение течи, обусловленной гильотинным разрывом главного циркуляционного трубопровода петли с компенсатором давления вблизи входных патрубков корпуса реактора, сопровождающейся длительным обесточиванием энергоблока. Расчет теплообмена излучением на внекорпусной стадии аварии в случае локализации кориума в УЛР был проведен для двух вариантов ее конструкции: проект АЭС-2006 и проект ВВЭР-ТОИ, вследствие их значительных конструктивных различий.

Исходные данные по массовому составу расплава, конфигурации ванны расплава, температуре ее поверхности были получены с помощью сторонних программных средств. Данные по хронологии тяжелой аварии, составу расплава и его теплофизическим параметрам были получены кодом СОКРАТ-В1/В2 в случае анализа внутрикорпусного удержания расплава. Аналогичные данные, необходимые для расчета теплообмена излучением на внекорпусной

стадии, были получены как с помощью кода СОКРАТ-B1/B2 (исходные данные по составу расплава, поступившего в объем УЛР), так и с использованием ГЕФЕСТ-УЛР (расчетный анализ процесса локализации расплава в УЛР). Расчет теплообмена излучением THERA для случая анализа процесса внутрикорпусного удержания был проведен совместно с сопряженным тепловым расчетом с целью уточнения температуры окружающих расплав конструкций, в остальных случаях моделирование проводилось без учета изменения температуры конструкций во времени. Моделирование теплообмена излучением было проведено для случая оптически-прозрачной среды в объеме над расплавом, для каждого случая также были проведены дополнительные оценочные расчеты с варьированием температуры принятой в анализе ПГС.

5.1 Внутрикорпусная стадия тяжелой аварии

Феноменология протекания тяжелой аварии на реакторе ВВЭР-С до момента окончательного формирования ванны расплава идентична представленному случаю для внутрикорпусной стадии тяжелой аварии на реакторе ВВЭР-1000 в подразделе 2.1. Стратегия внутрикорпусного удержания расплава основана на непрерывном охлаждении корпуса реактора, обеспечивающем отвод тепла от ванны расплава через. В процессе отвода тепла от ванны расплава вышерасположенные конструкции испытывают воздействие за счет теплового излучения с поверхности кориума. В данном подразделе представлены результаты расчета теплообмена излучением для рассматриваемой задачи начиная с момента перемещения расплава на днище корпуса вплоть до окончания расчета кодом СОКРАТ-B1/B2.

5.1.1 Условия моделирования

Расчет теплообмена излучением был проведен с момента перемещения расплава на днище корпуса реактора после обрушения подвешной шахты вплоть до окончания интегрального расчета кодом СОКРАТ-B1/B2. Оценка интенсивности воздействия теплового излучения на стенку корпуса реактора, а также на конструкции, расположенные выше ванны расплава, имеет наиболее важное значение применительно к анализу удержания кориума внутри корпуса реактора. С учетом этого факта, а также принимая во внимание достаточно быстрое проплавление и обрушение внутрикорпусной шахты (время проплавления составило порядка 1000 секунд, согласно расчету, СОКРАТ-B1/B2), моделирование теплообмена излучением было проведено непосредственно с момента образования ванны расплава на днище корпуса без учета промежуточного нахождения расплава в подвешной шахте.

В качестве исходных данных для расчета теплообмена излучением использовались данные о массовом составе расплава, его плотности и температуре, а также информация о характере расслоения. Согласно результатам интегрального расчета, на днище корпуса формируется стратифицированная ванна расплава с нормальным расположением слоев: легкие металлические фракции наверху, содержащий в себе конструкционную сталь и металлический

цирконий, более тяжелый оксидный слой в нижней части корпуса, что отражено на рисунке 5.1 (б), сведения о массовом составе расплава приведены на рисунке 5.1 (а). По мере отвода тепла от расплава температура его поверхности снижается, при этом ее значение не опускается ниже 1800 К. Это проиллюстрировано на рисунке 5.2, на котором представлены зависимости осредненной по поверхности температуры расплава от времени и распределением температуры по радиусу расплава в определенные моменты времени.

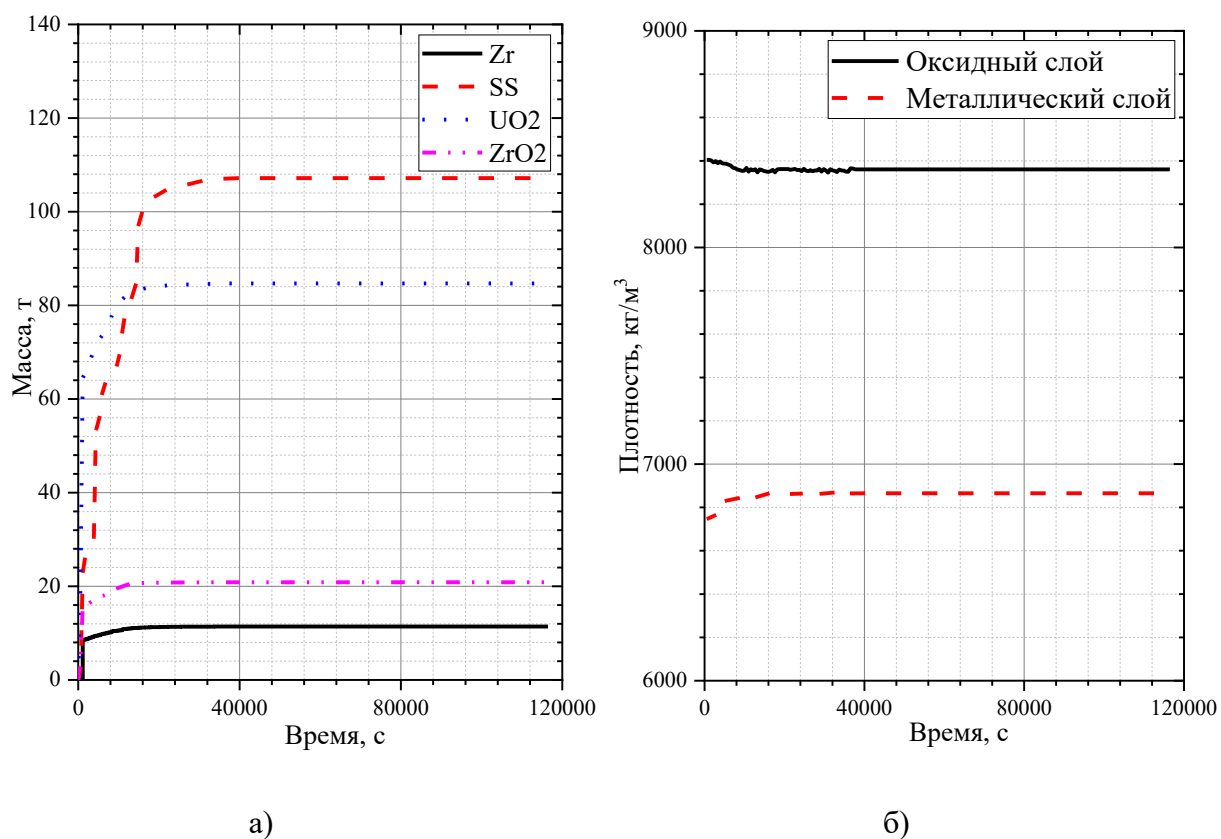


Рисунок 5.1 – Данные по конфигурации ванны расплава, полученные кодом СОКРАТ-В1/В2; а) Изменение массы компонент расплава от времени, б) Изменение плотности слоев расплава от времени

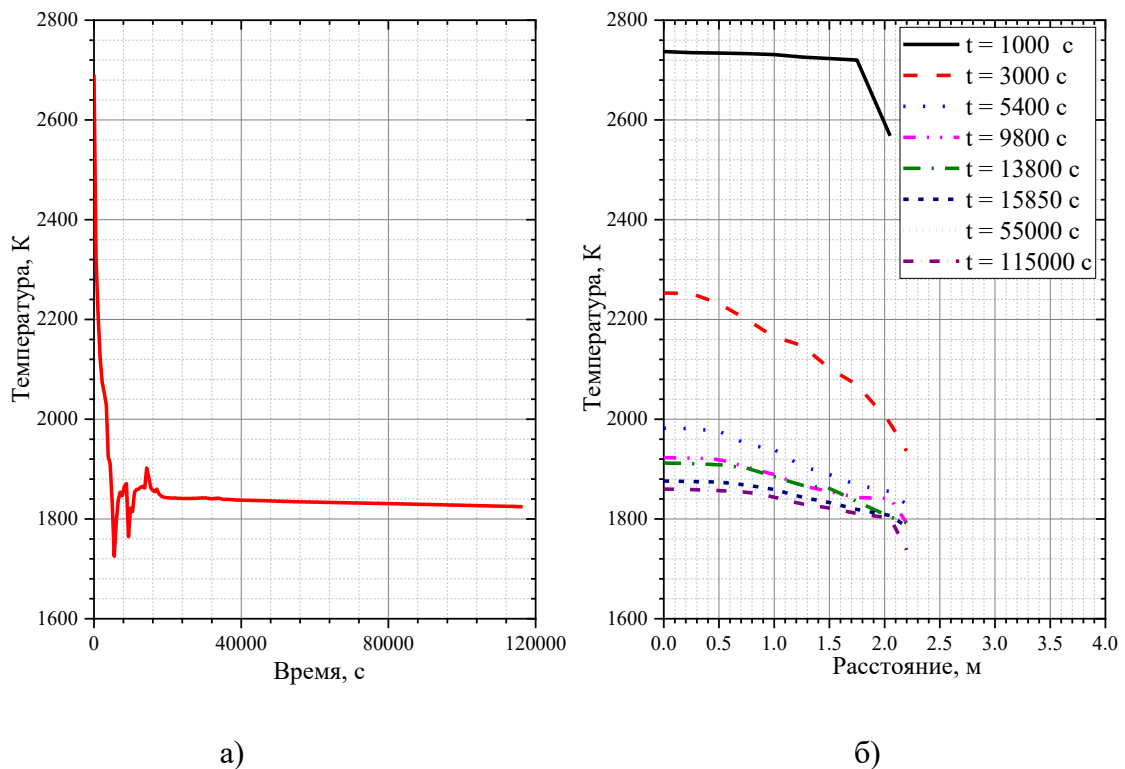


Рисунок 5.2 – Данные по температуре поверхности расплава, полученные кодом СОКРАТ-В1/В2; а) Изменение осредненной по поверхности температуры расплава от времени, б) Распределение температуры по радиусу расплава в определенные моменты времени

Расчёт теплообмена излучением THERA был выполнен для ключевых моментов времени, выбранных на основе анализа динамики изменения температуры поверхности расплава. Информация о данных конфигурациях расчета приведена в таблице 5.1, моменты времени выбирались исходя из динамики изменения температуры поверхности расплава согласно рисунку 5.2. Моделирование радиационного теплообмена было проведено в приближении оптически-прозрачной среды в объеме над расплавом вследствие отсутствия сведений о ее теплофизических параметрах. Дополнительно были проведены расчетные оценки с учетом возможного присутствия ПГС с варьированием ее температуры и давления.

Таблица 5.1 – Описание конфигураций расчетной области

Номер конфигурации	Конфигурация ванны расплава	Верхний слой	Время, с
1	Стратификация	Металлический	10
2	Стратификация	Металлический	557
3	Стратификация	Металлический	1663
4	Стратификация	Металлический	3332
5	Стратификация	Металлический	4400
6	Стратификация	Металлический	4949
7	Стратификация	Металлический	6048

Номер конфигурации	Конфигурация ванны расплава	Верхний слой	Время, с
8	Стратификация	Металлический	8817
8	Стратификация	Металлический	11579
9	Стратификация	Металлический	14857
10	Стратификация	Металлический	34244
11	Стратификация	Металлический	54896
12	Стратификация	Металлический	74522
13	Стратификация	Металлический	84820
14	Стратификация	Металлический	94598
15	Стратификация	Металлический	116500

В качестве исходных данных в расчет THERA задавалась температура поверхности кориума в виде ее распределения по радиусу согласно результатам моделирования СОКРАТ-B1/B2. Для первой конфигурации температура окружающих расплав конструкций была задана $T = 373$ К, в дальнейшем происходило ее уточнение в ходе сопряженного теплового расчета с использованием расчетного кода STAR-CCM+. Для этих целей была построена дополнительная объемная трехмерная модель, для каждой расчетной конфигурации определялись тепловые потоки за счет излучения с помощью THERA, затем они задавались в коде STAR-CCM+ в расчетной области, определенные в последующем температуры задавались в THERA на следующей итерации, тем самым осуществлялся сопряженный тепловой расчет с определением промежуточных температур на стенках расчетной области.

5.1.2 Описание расчетной схемы

Моделирование теплообмена излучением программой для ЭВМ THERA было проведено в трехмерной расчетной области, описывающей конфигурацию нижней части реактора на момент перемещения расплава активной зоны в нее. На рисунке 5.3 представлено схематичное изображение расчетной области с указанием поверхностей, участвующих в расчете, а также трехмерное изображение дискретизации расчетной области сеткой из треугольных элементов, размерность сетки составила 12000 элементов. В состав расчетной области вошли следующие поверхности, соответствующие обозначениям на рисунке 5.3 (а):

- Поверхность зеркала расплава, обозначена как S1;
- Внутренние поверхности стенки корпуса реактора, обозначены как S3, S9, S12;
- Поверхность разделительного кольца, обозначена как S13;
- Поверхности нерасплавленных стенок внутрикорпусной шахты после ее обрушения, обозначены как S2, S4, S5, S10, S14;
- Необрушенные части нижней плиты блока защитных труб (БЗТ), обозначены как S6, S7, S8;

- Поверхности нерасплавленных труб БЗТ, обозначена как S11;
- Поверхности входных патрубков, не обозначенные отдельно на схеме расчетной области.

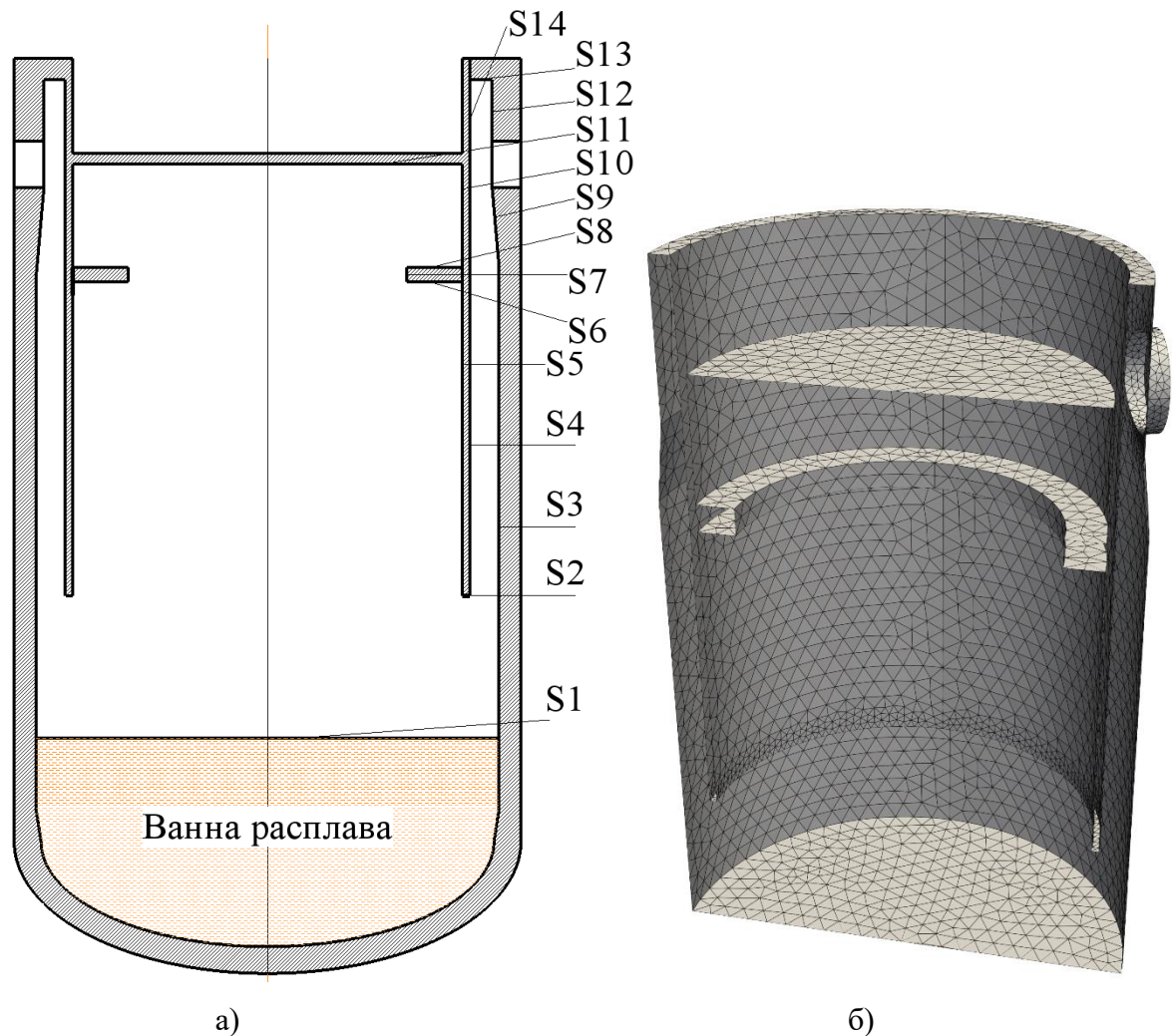


Рисунок 5.3 – Схематичное изображение расчетной области нижней части реактора; а) Расчетная область: S1 – поверхность расплава, S2 – нижняя кромка стенки внутрикорпусной шахты, S3 – поверхность стенки корпуса реактора, S4 – внешняя поверхность стенки внутрикорпусной шахты, S5 – внутренняя поверхность стенки внутрикорпусной шахты, S6, S7, S8 – поверхности нерасплавленной части нижней плиты БЗТ, S9 – поверхность стенки корпуса реактора, S10 – внутренняя поверхность стенки внутрикорпусной шахты, S11 – поверхность труб БЗТ, S12 – поверхность стенки корпуса реактора, S13 – поверхность разделительного кольца, S14 – S4 – внешняя поверхность стенки внутрикорпусной шахты (верхняя часть); б)

Изображение расчетной сетки

На поверхности S1, соответствующей зеркалу расплава, задавалось распределение температуры по аналогии с рисунком 5.1(б). Температуры конструкций, окружающих ванну расплава, оценивались в рамках дополнительного сопряженного теплового расчета с помощью

CFD моделирования кодом STAR-CCM+. Изображение расчетной схемы, используемой для проведения сопряженного теплового расчета, представлено на рисунке 5.4. Значения плотностей теплового потока результирующего излучения, рассчитанные программой для ЭВМ THERA, использовались в качестве граничных условия при расчете сопряженной задачи теплопроводности на каждом шаге согласно списку конфигураций. На поверхностях, описывающих внутренние конструкции корпуса реактора, были заданы граничные условия, характерные для охлаждения в режиме турбулентной свободной конвекции. На внешней поверхности стенки корпуса реактора были заданы граничные условия, соответствующие теплоотдаче в режиме пузырькового кипения, согласно предположению о внешнем докритическом охлаждении корпуса реактора. Полученные значения температур поверхностей расчетной области задавались в качестве граничных условий для следующей расчетной итерации в THERA.

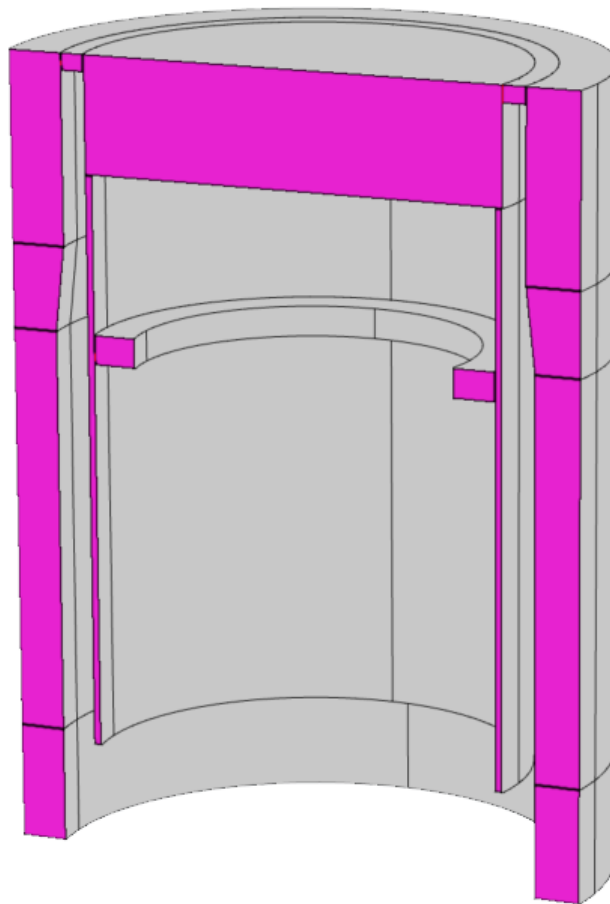


Рисунок 5.4 – Изображение расчетной схемы для уточняющего сопряженного теплового расчета

На каждой поверхности расчетной области THERA задавались степени черноты согласно материалам поверхностей. Для ванны расплава характерна нормальная стратификация (металлический слой располагается над оксидным), вследствие этого на поверхности расплава задавалась степень черноты, характерная для материала расплава конструкционной стали $\varepsilon_{s1} =$

0,3 [135]. На окружающих расплав стальных конструкциях задавалась степень черноты равная $\varepsilon_{s2-s14} = 0,6$, согласно [28].

5.1.3 Результаты моделирования

В результате расчета были получены распределения плотности теплового потока результирующего излучения в расчетной области для всех выбранных конфигураций, представленных в таблице 5.1. На рисунке 5.5 показано распределение плотности теплового потока по расчетной области в начальный и конечный моменты времени. Анализ результатов показывает, что к концу расчета интенсивность воздействия теплового излучения на стенки корпуса реактора снизилась в сравнении с первоначальным моментом времени вследствие, по большей части, уменьшения температуры поверхности расплава. Нижняя часть стенки корпуса реактора воспринимает на себя основную часть исходящего с поверхности расплава излучения с учетом переизлучения в рассматриваемой системе, оставшаяся часть стенки подвесной шахты (поверхность S5) экранирует большую часть стенки корпуса реактора.

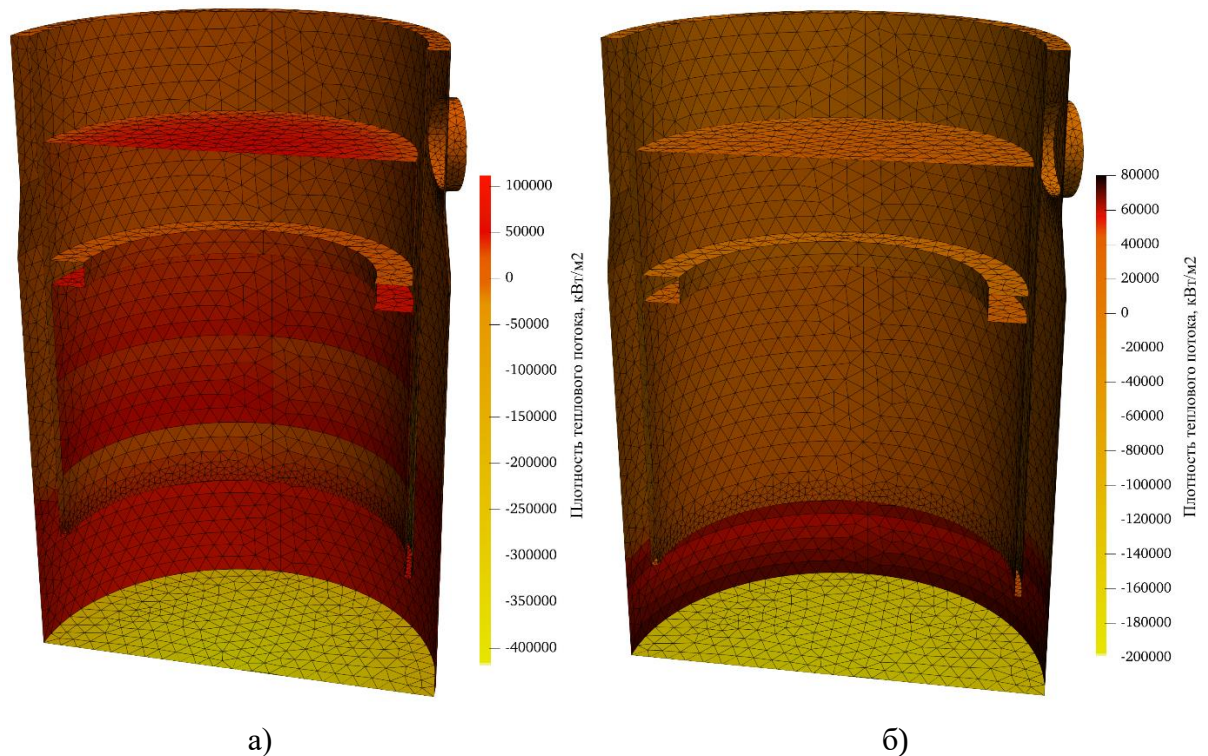


Рисунок 5.5 – Изображение распределения плотности тепловых потоков результирующего излучения в характерные моменты времени; а) Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по расчетной области в момент времени 517 секунд, б) Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по расчетной области в момент времени 116500 секунды

Анализируя полученные результаты, можно отметить, что максимальное значение плотности теплового потока результирующего излучения приходится на начальный момент

времени (рисунки 5.6 и 5.7), что связано с достаточно высокой температурой поверхности кориума в первые моменты времени. Максимумы теплового потока приходятся на части поверхностей, ближе всех расположенные к поверхности кориума, для стенки внутрикорпусной шахты — это, в частности, ее нижняя кромка. По мере воздействия теплового излучения она нагревается, как было показано в ходе сопряженного теплового расчета, ее температура не превысила 1000 К. Нагрев поверхности S5 (рисунок 5.6) приводит к тому, что в некоторые моменты времени собственное излучение с ее поверхности превышает падающее излучение, вследствие этого наблюдается смена знака плотности теплового потока.

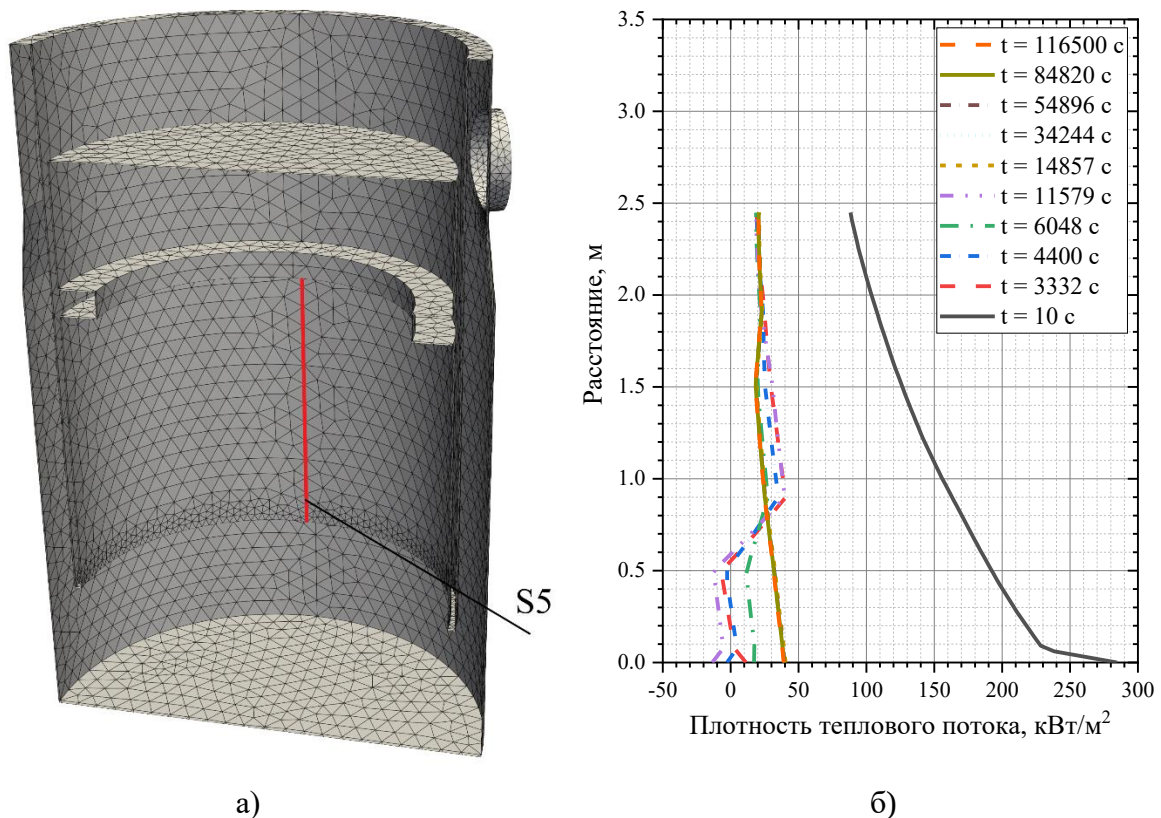


Рисунок 5.6 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхности S5; а) Изображение расчетной области, б) Распределение плотности потока результирующего излучения вдоль поверхности S5 в различные моменты времени

Анализируя результаты воздействия теплового излучения на поверхность корпуса реактора S3 (рисунок 5.7), можно отметить большую часть поверхности S3 закрывает частично обрушенная стенка внутрикорпусной шахты. Начиная с высотной координаты, соответствующей отметке в один метр относительно поверхности зеркала расплава, наблюдается снижение плотности теплового потока вследствие экранирования поверхностью S5. Воздействие теплового излучения на участок стенки корпуса с отметки 2 метра и вплоть до края поверхности S3 незначительно. В ходе сопряженного теплового расчета было получено, что нагрев внутренней поверхности стенки внутрикорпусной шахты S5 приводит к нагреву всей конструкции в целом.

Поверхность S4 начинает испускать излучение, которое в основном направлено на поверхность S3. Этим объясняется рост плотности теплового потока результирующего излучения на части S3, экранированной от зеркала кориума, в течение аварии. Можно отметить, что в ходе сопряженного теплового расчета температура поверхности S3 не нагревалась выше 800 К, максимальный разогрев наблюдался в области, примыкающей непосредственно к поверхности расплава. Согласно результатам сопоставления распределений плотности тепловых потоков результирующего излучения на поверхностях S5 и S3 (см. 5.8) большую часть тепловой нагрузки за счет излучения с поверхности расплава воспринимает как раз внутренняя поверхность стенки внутрикорпусной шахты.

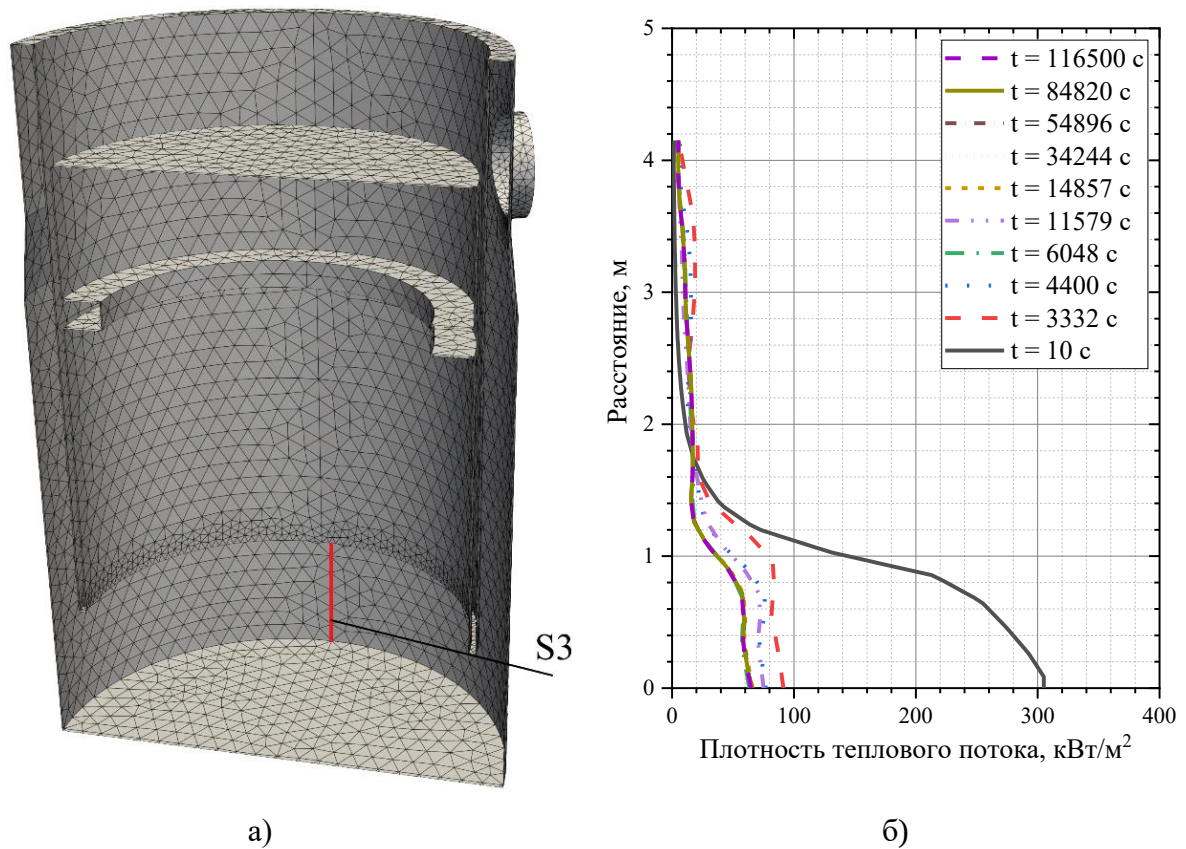


Рисунок 5.7 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхности S3; а) Изображение расчетной области, б) Распределение плотности потока результирующего излучения вдоль поверхности S3 в различные моменты времени

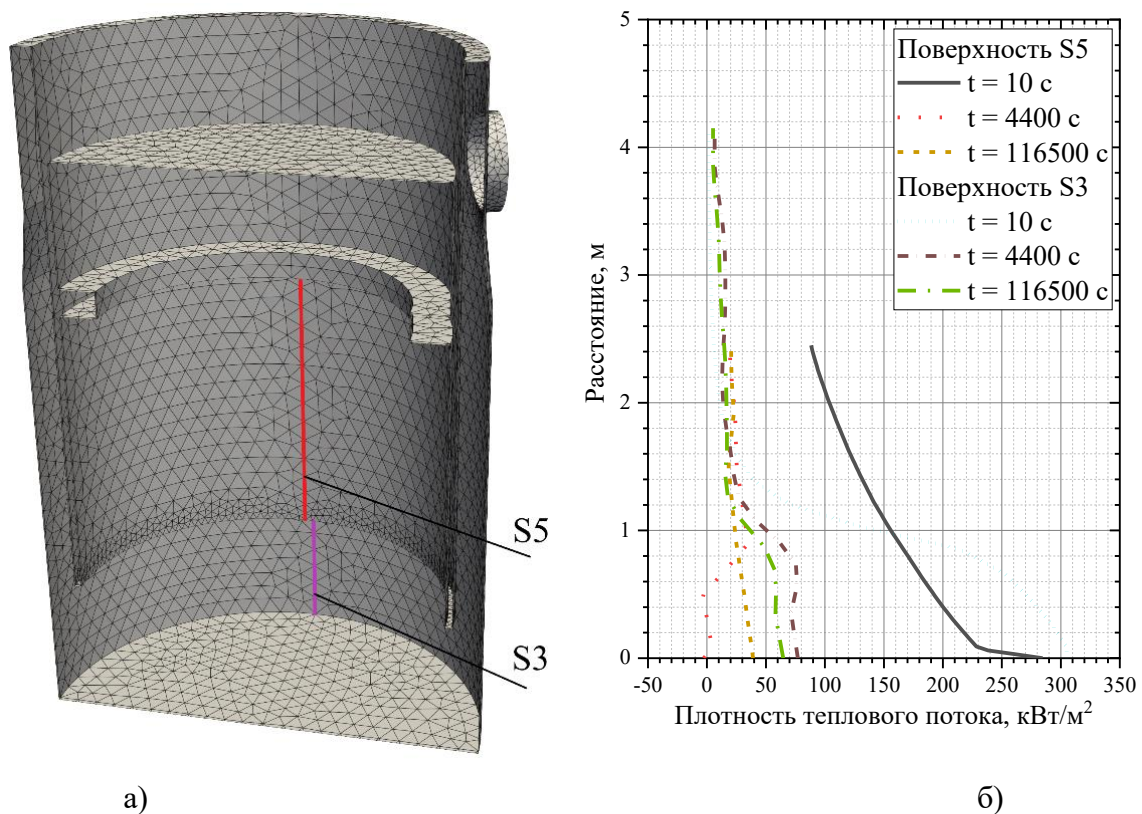


Рисунок 5.8 – Изображение распределения плотности тепловых потоков результирующего излучения в характерные моменты времени; а) Изображение расчетной области, б) Сопоставление распределения плотностей тепловых потоков результирующего излучения по поверхностям S5 и S3

В ходе моделирования теплообмена излучением были проведены дополнительные оценочные расчеты для учета присутствия парогазовой среды в объеме над расплавом. В ходе тяжелой аварии расплав, перемещаясь в нижнюю часть реактора, взаимодействует с оставшимся в ней теплоносителем, испаряя его. Вследствие интенсивного испарения объем корпуса реактора практически полностью заполнен водяным паром. В расчетах в объеме над расплавом принималось 100% содержание пара. Рассматривалось три опорных значения температуры – 600, 800 и 1000 К, при этом последнее значение температуры приближается к температуре, до которой разогревалась поверхность S5. На рисунке 5.9 показаны результаты расчета для начального момента времени (10 секунд от момента начала аварии) секунд, который характеризуется достаточно высокой температурой поверхности расплава. Наблюдается снижение теплового воздействия излучения на поверхность S5 вследствие эффектов поглощения, с ростом температуры ПГС наблюдается увеличение плотности теплового потока.

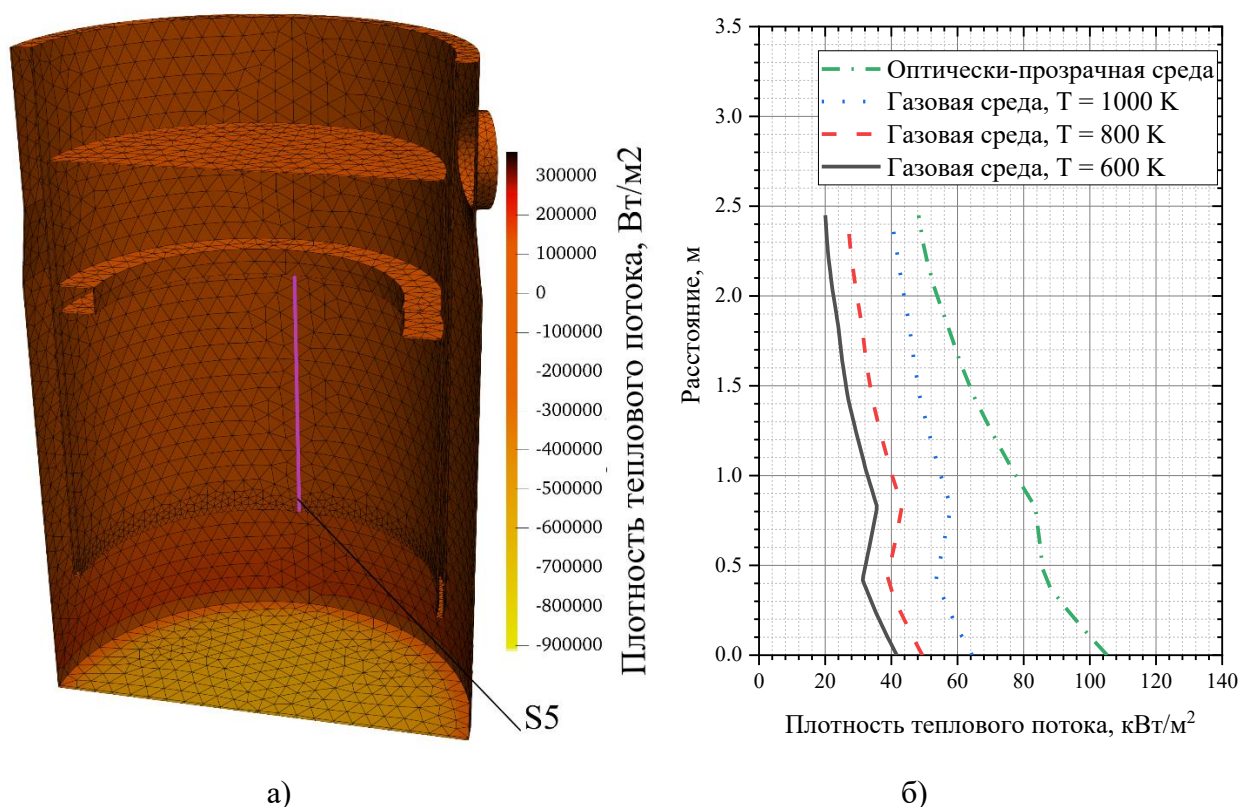


Рисунок 5.9 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхности S5 в момент времени 557 с; а) Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по расчетной области, б) Распределение плотности потока результирующего излучения вдоль поверхности S5

5.2 Внекорпусная стадия тяжелой аварии: локализация расплава в УЛР

Хронология протекания физико-химических процессов, сопровождающих локализацию расплава в УЛР, вне зависимости от проекта и конструкции устройства схожа и идентична описанию, приведенному в подразделе 2.2. В текущей части раздела представлены результаты расчета теплообмена излучением применительно к взаимодействию кориума с жертвенными материалами УЛР на внекорпусной стадии тяжелой аварии для УЛР проекта АЭС-2006 и УЛР проекта ВВЭР-ТОИ. Для каждого случая расчет проводился на основе результатов расчета кода ГЕФЕСТ-УЛР с момента поступления первых порций кориума в объем УЛР вплоть до подачи воды на поверхность расплава в рамках мер по дополнительному теплоотводу от кориума и экранированию конструкций УЛР от теплового излучения.

5.2.1 Локализация расплава в УЛР АЭС-2006

5.2.1.1 Условия моделирования

Моделирование теплообмена излучением было проведено на всем протяжении тяжелой аварии с момента поступления первых порций в объем УЛР и вплоть до залива водой поверхности согласно хронологии процесса локализации, полученной кодом ГЕФЕСТ-УЛР.

С целью учета изменения радиационных свойств поверхности расплава и ее температуры в качестве исходных данных для расчета были использованы:

- Конфигурация ванны расплава в УЛР;
- Массовый состав расплава и его слоев после расслоения;
- Температура поверхности расплава.

Информация о массовом составе расплава приведена на рисунке 5.10 (а), в первые моменты времени в объем УЛР поступили металлические порции расплава, содержащие по большей части компоненты расплавленной конструкционной стали и металлического циркония, расплав представлял собой гомогенную вязкую жидкость вплоть до момента времени 8000 секунд. Поступление оксидных порций привело к стратификации ванны расплава, что отражено на графике изменения плотности расплава от времени (рисунок 5.10 (б)). В момент времени 10200 секунд была зафиксирована инверсия ванны расплава, сопровождающаяся всплытием более легких оксидных фракций наверх и перемещением металлического слоя на днище УЛР, подобная конфигурация наблюдалась вплоть до окончания расчета.

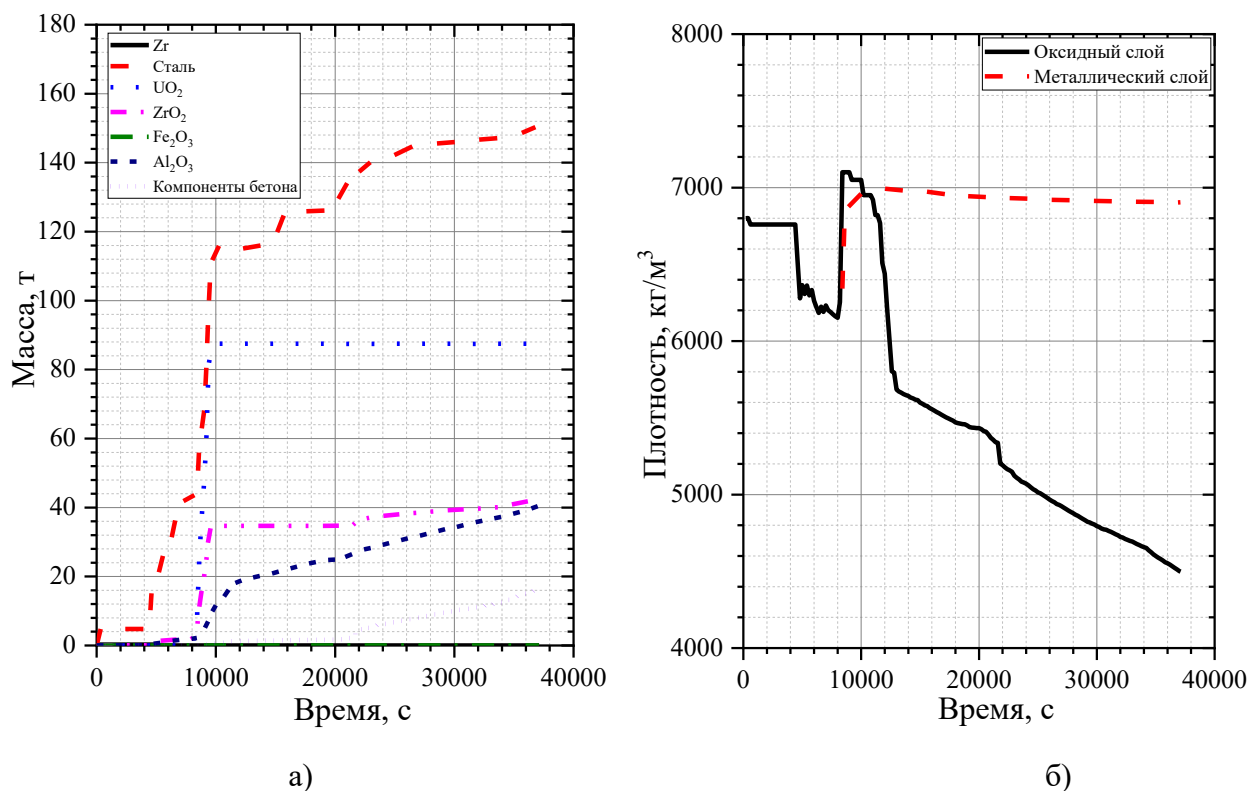


Рисунок 5.10 – Данные по конфигурации ванны расплава, полученные кодом ГЕФЕСТ-УЛР; а) Изменение массы компонент расплава от времени, б) Изменение плотности слоев расплава от времени

Значение температуры поверхности расплава претерпевает значительные изменения в первые 10000 секунд (рисунок 5.11 (а)), что связано с непрерывным поступлением порций расплава в УЛР, при этом наблюдаемые максимумы температур поверхности связаны с

перемещением в УЛР высокотемпературных оксидных порций кориума. После окончания поступления расплава и возникновении инверсии кориума температура его поверхности стабилизируется и постепенно снижается. При этом, как видно из рисунка 5.11 (б), для инверсной конфигурации расплава (моменты времени после 10200 секунд) характерно однородное распределение температуры по поверхности.

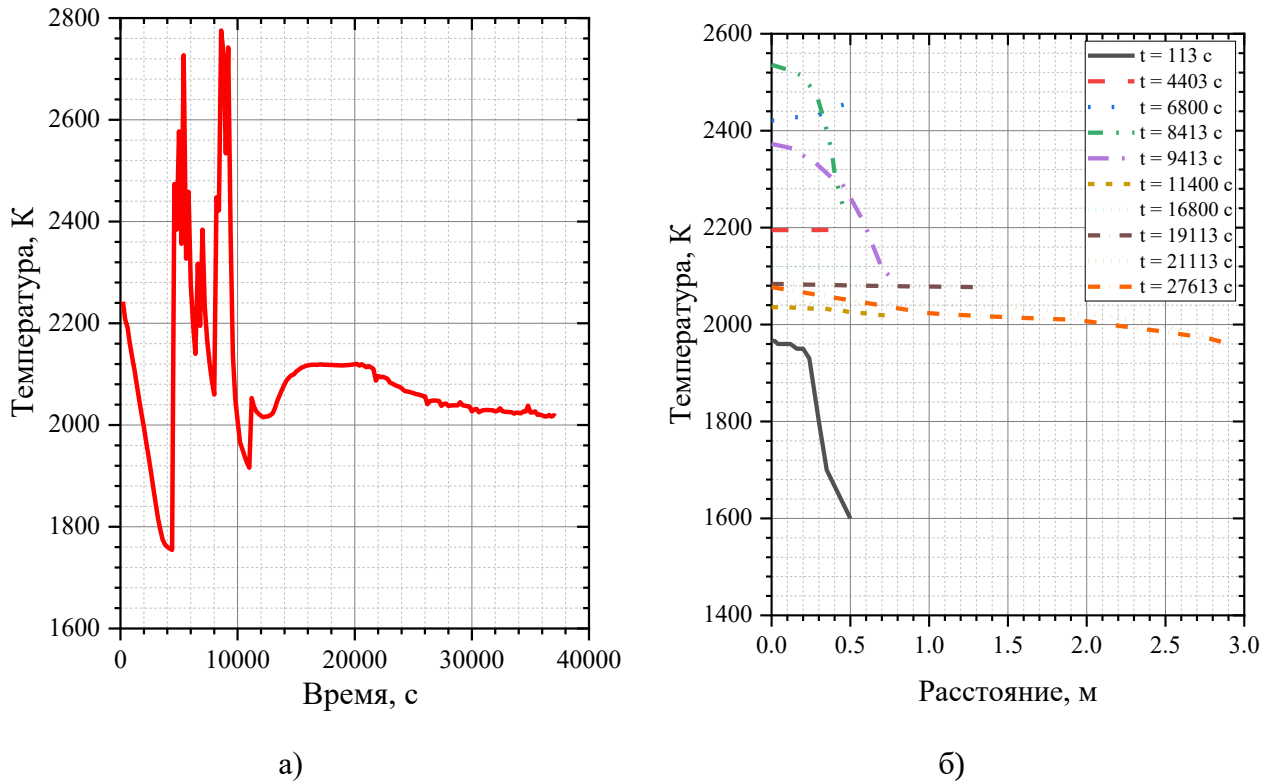


Рисунок 5.11 – Данные по температуре поверхности расплава, полученные кодом ГЕФЕСТ-УЛР; а) Изменение осредненной по поверхности температуры расплава от времени, б) Распределение температуры по радиусу расплава в определенные моменты времени

5.2.1.2 Описание расчетной схемы

Моделирование теплообмена излучением программой для ЭВМ THERA было проведено в трехмерной расчетной области, описывающей особенности конструкции УЛР проекта АЭС-2006, изображение расчетной области представлено на рисунке 5.12. В ее состав вошли следующие поверхности:

- Поверхность зеркала расплава S1;
- Поверхности блоков жертвенных материалов S2, S3, S4;
- Поверхность тепловой защиты фланца корпуса S5;
- Поверхности тепловой защиты площадки обслуживания S6, S7;
- Поверхности тепловой защиты фермы-консоли S8, S9;
- Замыкающая поверхность S10.

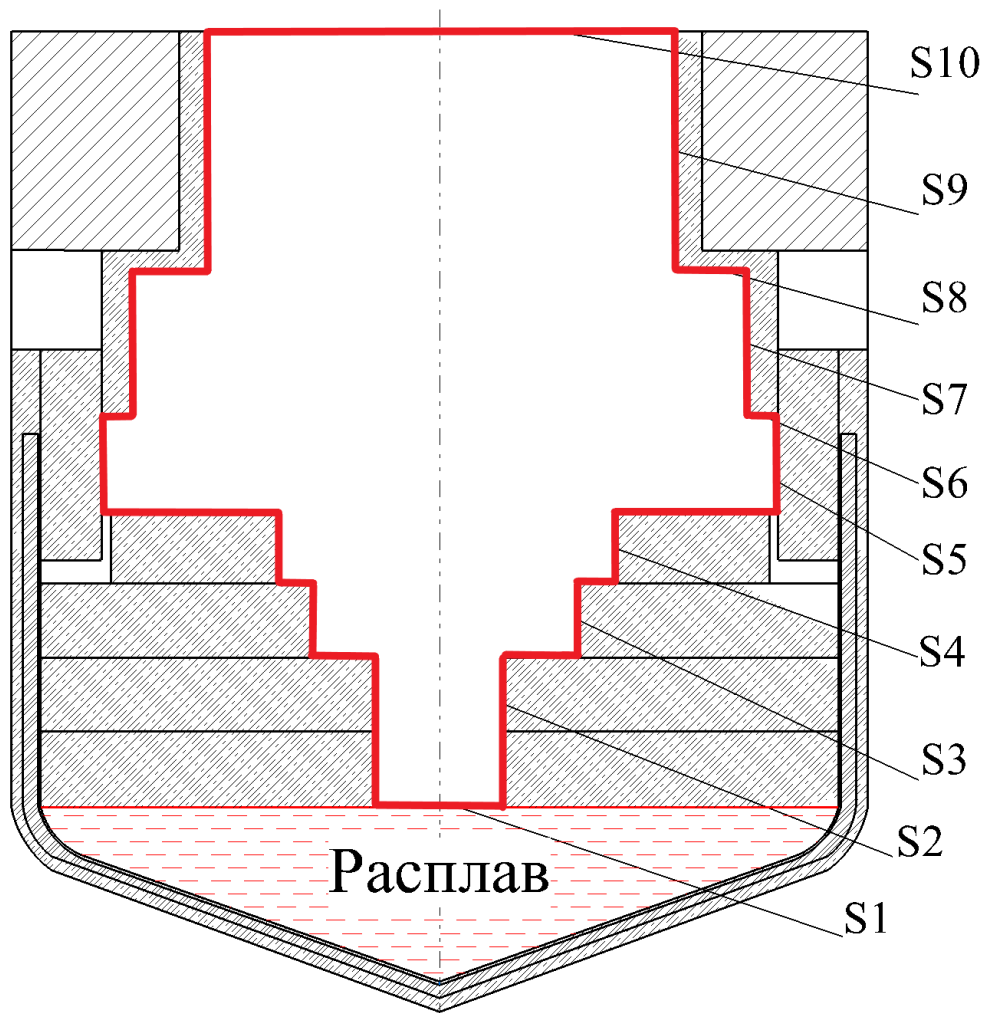


Рисунок 5.12 – Схематичное изображение расчетной области УЛР АЭС-2006; S1 – поверхность расплава, S2, S3, S4 – поверхности блоков жертвенных материалов, S5 – поверхность тепловой защиты фланца корпуса, S6, S7 – поверхность тепловой защиты площадки обслуживания, S8, S9 – поверхность тепловой защиты фермы-консоли, S10 – замыкающая поверхность

По мере поступления расплава в УЛР ее объем заполняется, уровень расплава поднимается, что необходимо учитывать путем изменения геометрии расчетной области. С целью учета изменения высоты уровня расплава, его структуры и температуры поверхности расчет теплообмена излучением осуществлялся для определенных конфигураций расчетной области, отражающих в том числе изменения ее геометрии. Конфигурации расчетной области были выбраны на основе данных о состоянии ванны расплава и динамики изменения температуры его поверхности, параметры конфигураций приведены в таблице 5.2, а изображения расчетной области для данных конфигураций представлены на рисунке 5.13. Температуры окружающих расплав конструкций УЛР были зафиксированы на значении 373 К на всем протяжении расчета, расчет проводился в приближении оптически-прозрачной среды в объеме расчетной области, в дополнение были проведены оценочные расчеты с учетом присутствия ПГС в объеме над расплавом.

Таблица 5.2 – Описание конфигураций расчетной области

Номер конфигурации	Конфигурация ванны расплава	Верхний слой	Время, с
1	Нерасслоенная	Металлический	10
2	Нерасслоенная	Металлический	4300
3	Нерасслоенная	Металлический	6700
4	Нерасслоенная	Металлический	8000
5	Стратификация	Металлический	8300
6	Стратификация	Металлический	9300
7	Инверсия	Оксидный	10200
8	Инверсия	Оксидный	11300
9	Инверсия	Оксидный	16687
10	Инверсия	Оксидный	19000
11	Инверсия	Оксидный	21000
12	Инверсия	Оксидный	27500
13	Инверсия	Оксидный	36900

На каждой поверхности расчетной области THERA задавались степени черноты согласно материалам поверхностей. В случае нерасслоенного кориума и при нормальной стратификации на поверхности расплава задавались степени черноты, характерные для расплава конструкционной стали $\varepsilon_{s1} = 0,3$. При инверсной конфигурации расплава задавалось значение степени черноты поверхности $\varepsilon_{s1} = 0,8$ на основе экспериментальных данных степени черноты расплава диоксида урана [136]. Конструкции тепловых защит обрaмлены стальными обечайками, блоки жертвенных материалов также покрыты стальной оболочкой, вследствие этого на конструкциях выше уровня расплава задавалась степень черноты равная $\varepsilon_{s2-s9} = 0,6$.

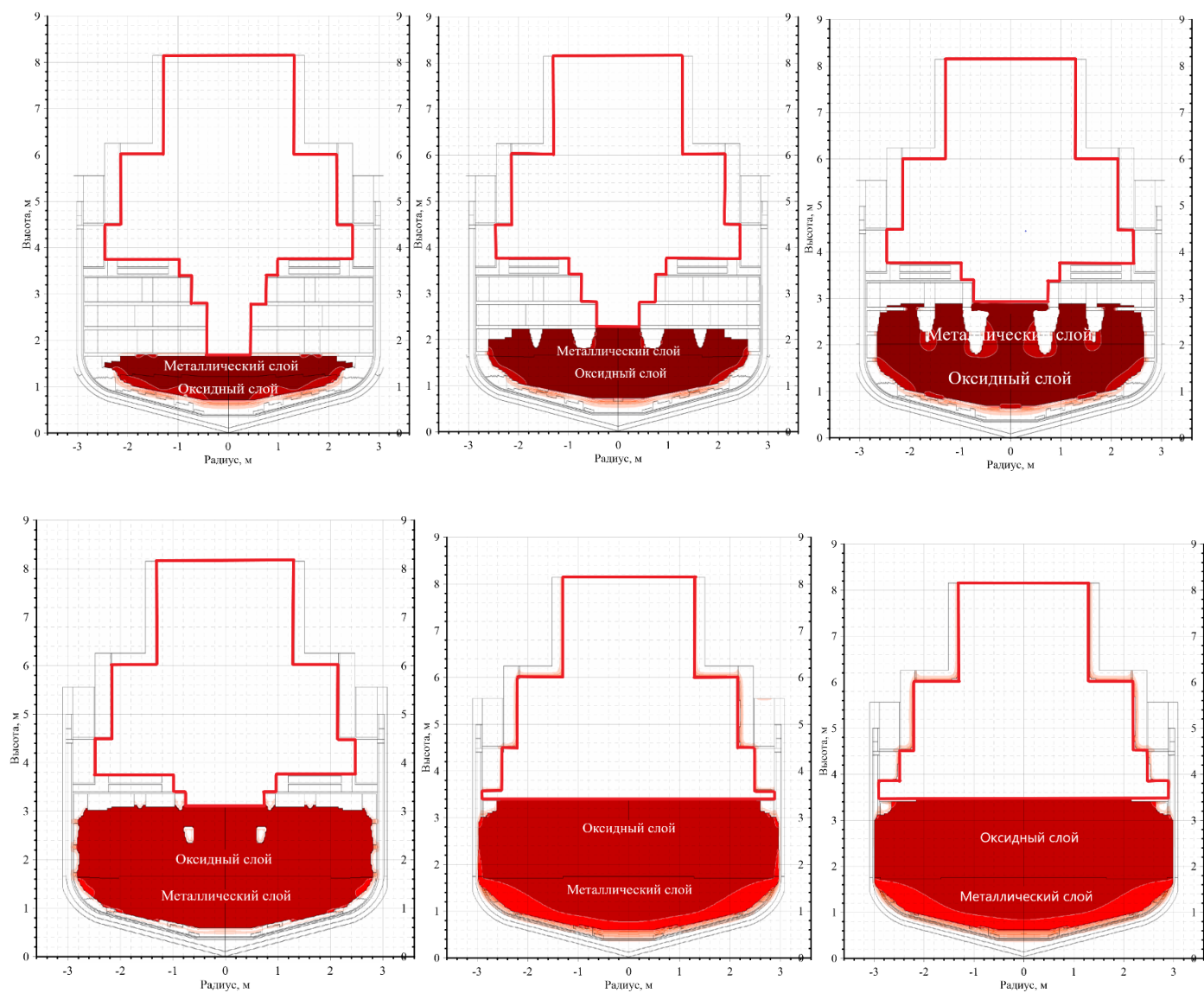


Рисунок 5.13 – Изображения расчетной области для выбранных конфигураций; а) конфигурации 1-3, б) конфигурация 4, в) конфигурации 5 – 7, г) конфигурация 8, д), конфигурация 9, е) конфигурация 10

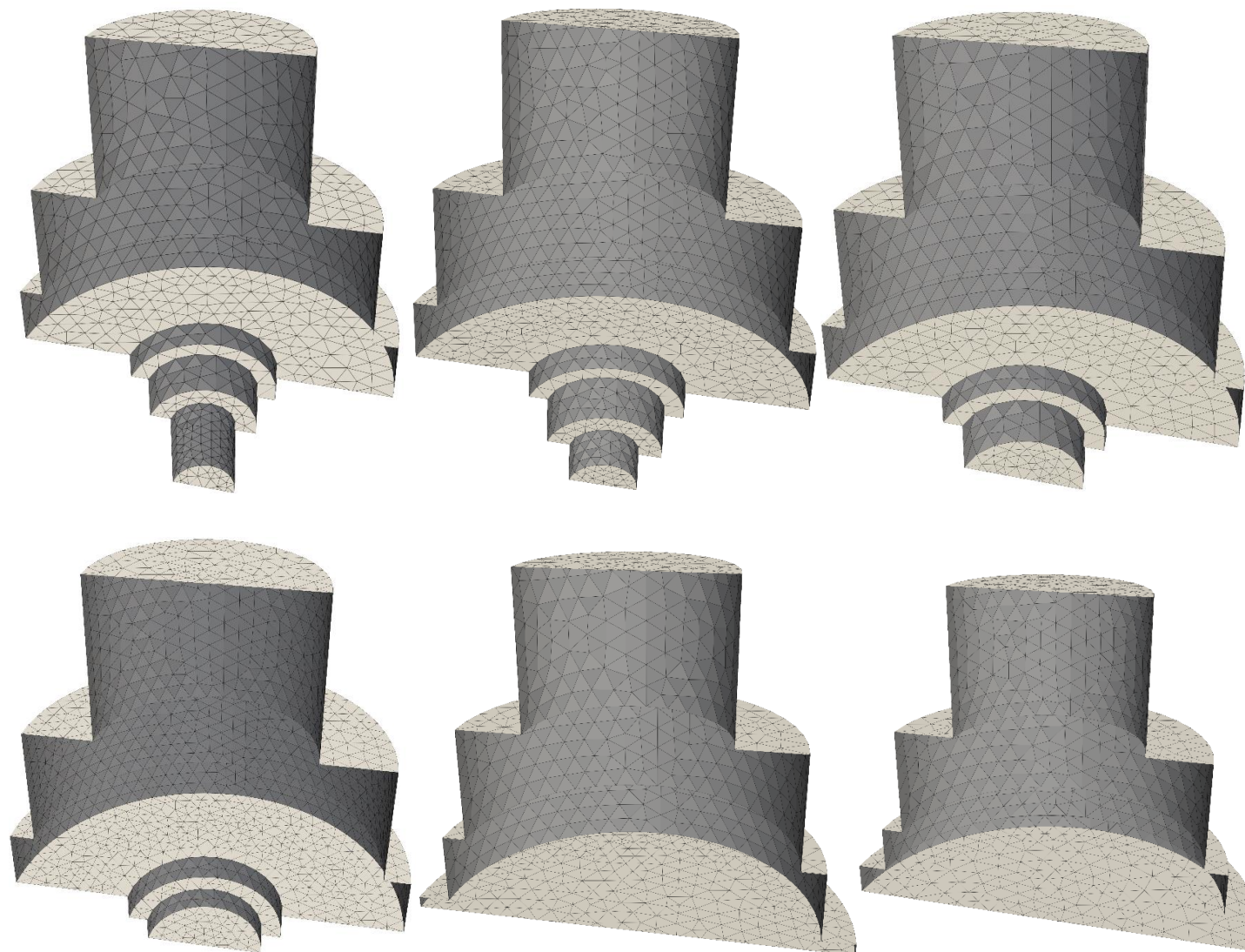


Рисунок 5.14 – Изображения расчетных сеток для выбранных конфигураций; а) конфигурации 1-3, б) конфигурация 4, в) конфигурации 5 – 7, г) конфигурация 8, д), конфигурация 9, е) конфигурация 10

5.2.1.3 Результаты моделирования

В результате моделирования для каждой расчетной конфигурации были получены распределения плотности теплового потока результирующего излучения. Наибольший практический интерес представляет собой сравнение величин тепловых потоков на поверхностях жертвенных материалов и на неохлаждаемых элементах конструкции УЛР, в особенности – на поверхностях тепловых защит фермы-консоли и площадки обслуживания. В первые моменты времени можно отметить сравнительно невысокое значение плотности тепловых потоков результирующего излучения на поверхностях блоков жертвенных материалов S2, что проиллюстрировано на рисунке 5.15. Это объясняется как низкой температурой первых порций расплава, поступивших в УЛР, так и сравнительно низкой степенью черноты металлических компонент расплава. По мере поступления новых фракций кориума воздействие теплового излучения на S2 увеличивается, вплоть до момента подъема уровня расплава выше кромки блоков жертвенных материалов S2.

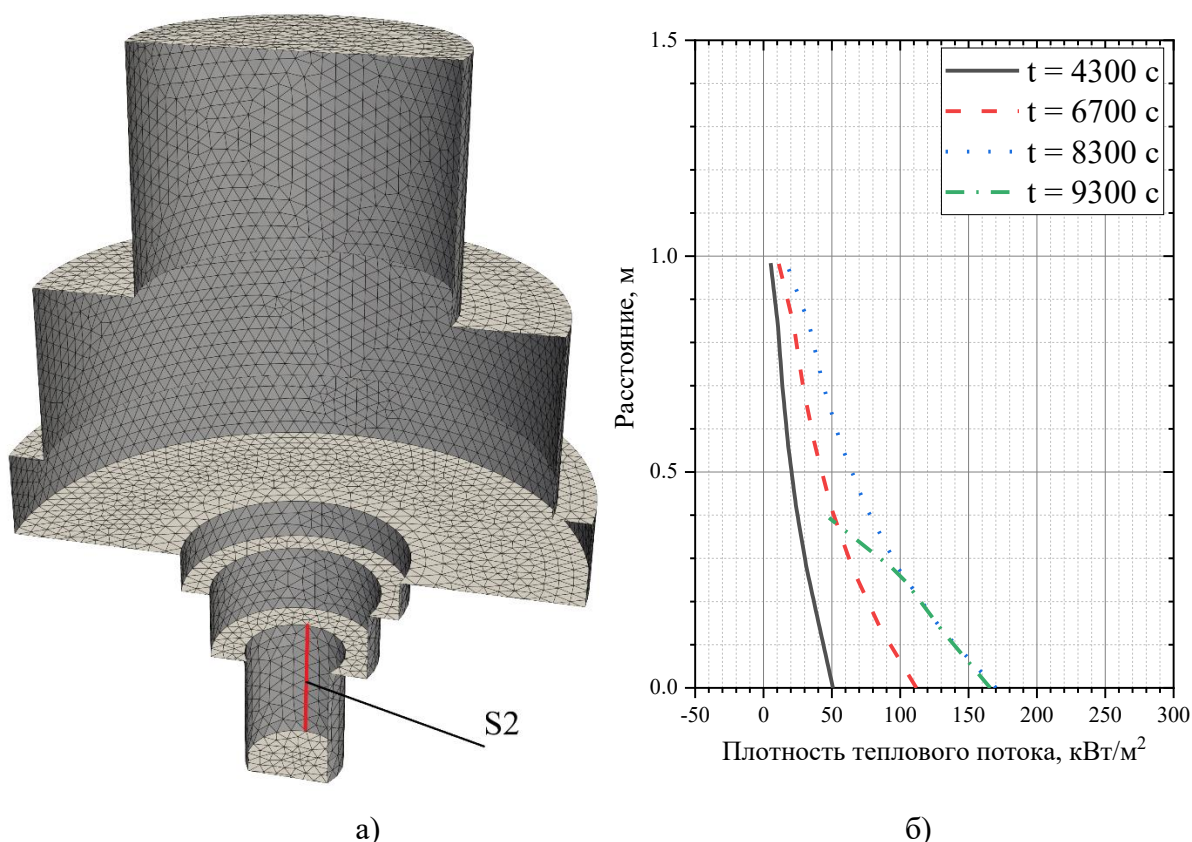


Рисунок 5.15 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхности S2; а) Изображение расчетной области, б) Сопоставление распределения плотностей тепловых потоков результирующего излучения по поверхности S2

На рисунке 5.16 представлены результаты сопоставления распределения плотности теплового потока за счет излучения на блоки жертвенных материалов S2 и S3. Блоки

жертвенных материалов S3, расположенные выше S2, до момента обрушения S2 практически не испытывают воздействия теплового излучения со стороны зеркала расплава. В момент времени 9300 секунд (конфигурация 5 расчетной области) вследствие увеличения высоты уровня поверхности расплава, а также с ростом ее температуры, отмечается увеличение теплового потока на S3 в несколько раз, а после расплавления и растворения блоков жертвенных материалов S2 отмечается увеличение плотности теплового потока на S3 на несколько порядков.

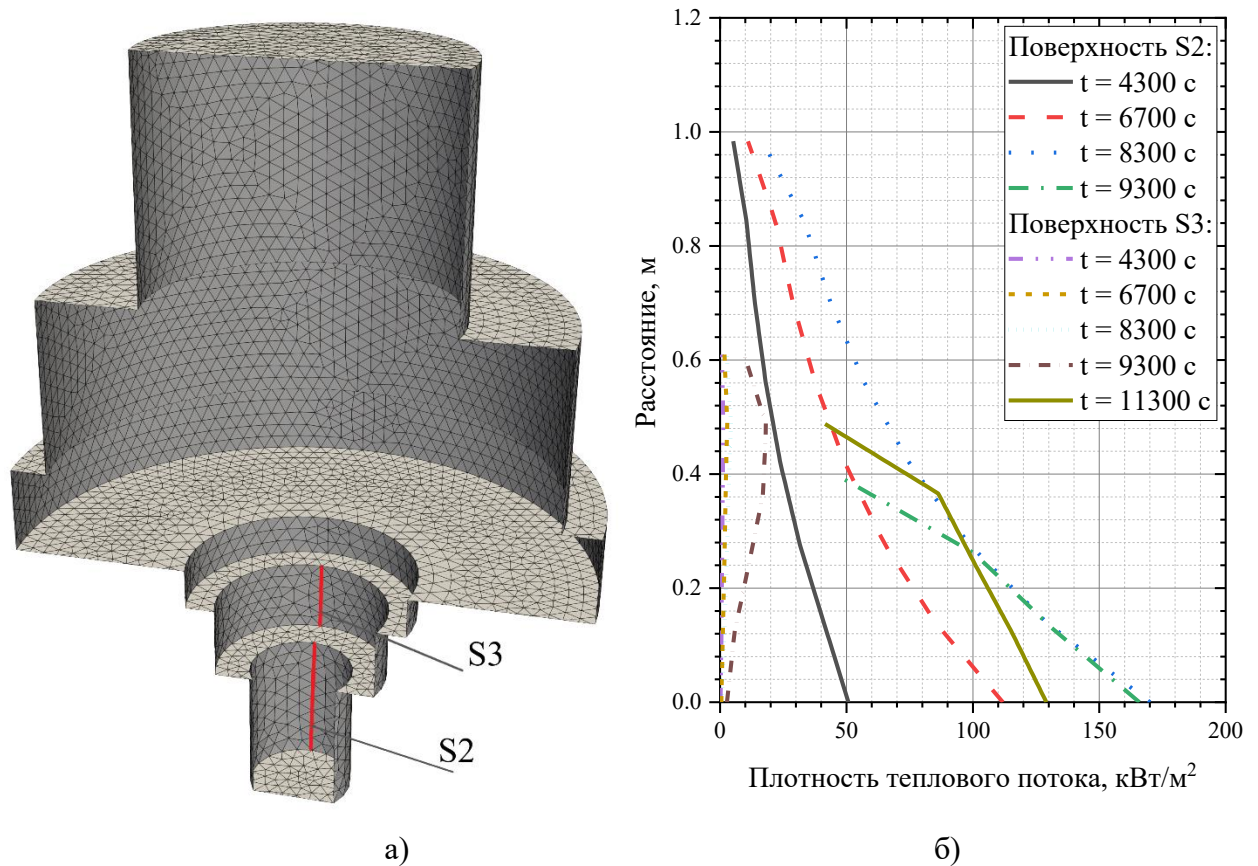


Рисунок 5.16 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхностям S2 и S3; а) Изображение расчетной области, б) Сопоставление распределения плотностей тепловых потоков результирующего излучения по поверхностям S2 и S3

Экранирование поверхностей тепловых защит от излучения со стороны зеркала расплава блоками жертвенных материалов можно показать, сопоставляя полученные результаты на интересующих поверхностях. Сравнение распределений плотности тепловых потоков на поверхностях блоков жертвенных материалов S2 и поверхности тепловой защиты фермы-консоли S7 представлено на рисунке 5.17. До обрушения блоков S2 они воспринимают на себя большую часть теплового излучения, испущенного с зеркала кориума, с учетом процессов переизлучения. К моменту времени 36900 секунд блоки жертвенных материалов,

включая S2, полностью обрушены, поверхность расплава, радиус которой составляет 2.8 м, беспрепятственно «светит» на конструкции тепловых защит.

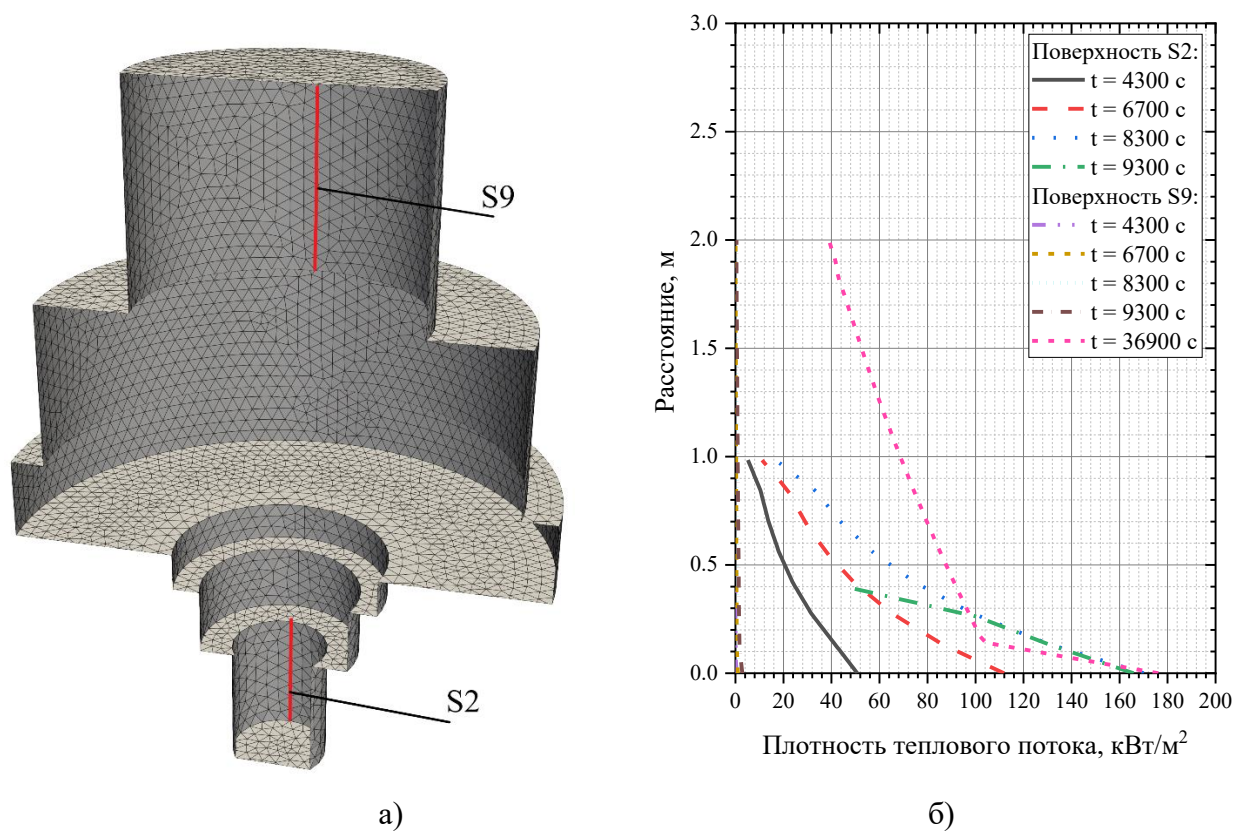


Рисунок 5.17 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхностям S2 и S9; а) Изображение расчетной области, б) Сопоставление распределения плотностей тепловых потоков результирующего излучения по поверхностям S2 и S9

Эффект затенения поверхностей тепловых защит также можно продемонстрировать путем сравнения распределений плотностей тепловых потоков по рассматриваемым поверхностям для разных временных значений расчета, как показано на рисунке 5.18. Как было сказано ранее, вплоть до момента обрушения блоков жертвенных материалов воздействия теплового излучения на поверхность S7 не наблюдается, для поверхности S6 характерна аналогичная тенденция. Исходя из полученного изменения осредненной по поверхности плотности теплового потока от времени для разных поверхностей можно сделать схожий вывод (рисунок 5.19). По мере роста уровня поверхности кориума вследствие поступления новых порций расплава, а также в совокупности с изменением температуры поверхности расплава и ее степени черноты, наблюдается рост тепловой нагрузки на тепловые защиты: для тепловой защиты фермы консоли (поверхность S7) максимальное значение плотности составляет 70 кВт/м^2 , а для тепловой защиты площадки обслуживания – 160 кВт/м^2 .

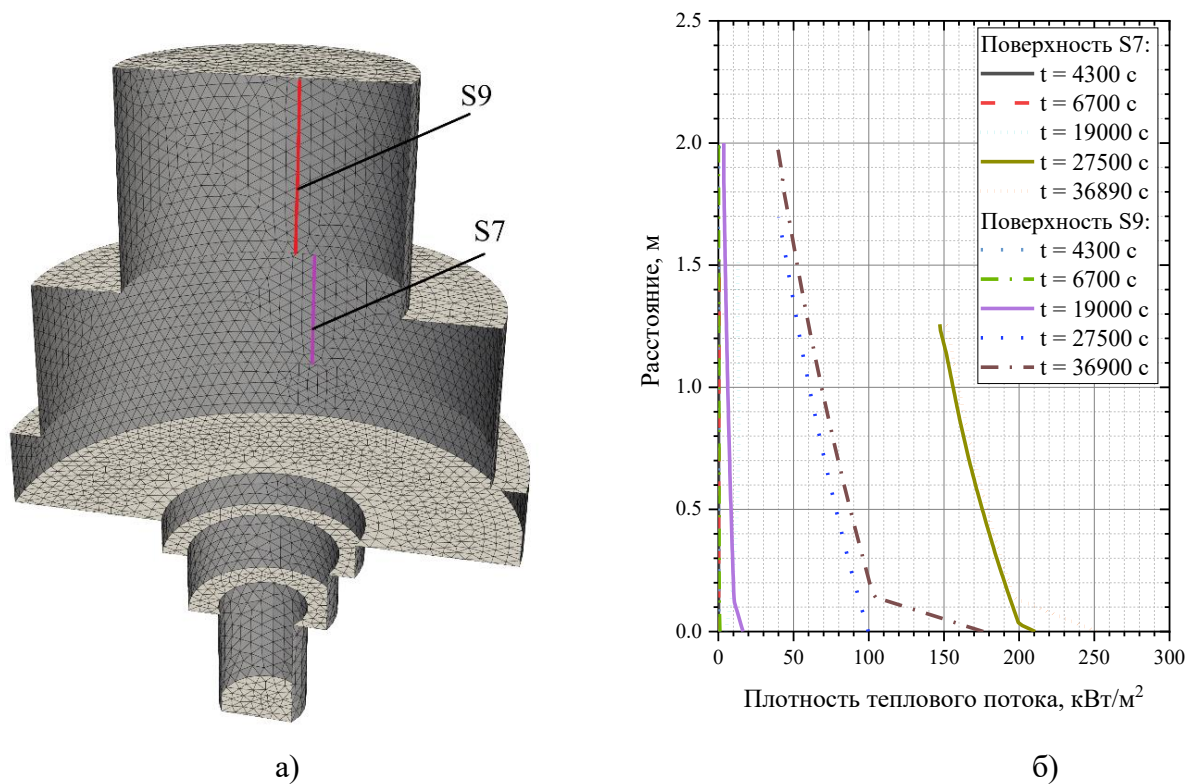


Рисунок 5.18 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхностям S7 и S9; а) Изображение расчетной области, б) Сопоставление распределения плотностей тепловых потоков результирующего излучения по поверхностям S7 и S9

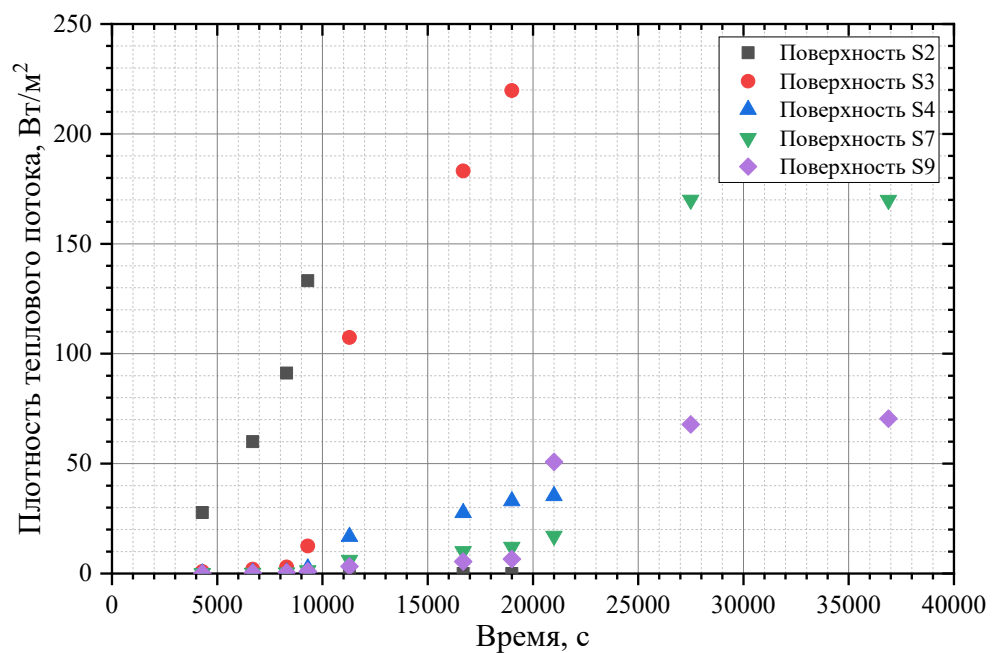


Рисунок 5.19 – Изменение осредненной по поверхности плотности теплового потока результирующего излучения от времени

В ходе моделирования теплообмена излучением были проведены дополнительные оценочные расчеты для учета присутствия парогазовой среды в объеме над расплавом.

Поступление расплава в УЛР сопровождается перемещением в объем устройства части водяного пара из запаренного объема корпуса реактора, также в ходе взаимодействия расплава с жертвенным материалом выделяется сравнительно небольшое количество водорода. В расчете был принят следующий состав парогазовой смеси (в мольных долях): 0,5 H_2O , 0,03 H_2 и 0,47 воздуха. Рассматривались три опорных значения температуры – 600, 800 и 1000 К давление ПГС задавалось 0,15 МПа. На рисунке 5.20 представлено распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхностям тепловых защит площадки обслуживания (S7) и фермы-консоли (S9), полученные для случаев оптически-прозрачной среды в объеме над расплавом и с учетом присутствия ПГС. Можно отметить, что в области тепловой защиты фермы-консоли, наиболее удаленной от поверхности кориума, основной вклад в воздействие на тепловую защиту вносит разогретая ПГС. Также наблюдается снижение теплового потока за счет излучения вследствие эффектов поглощения в ПГС.

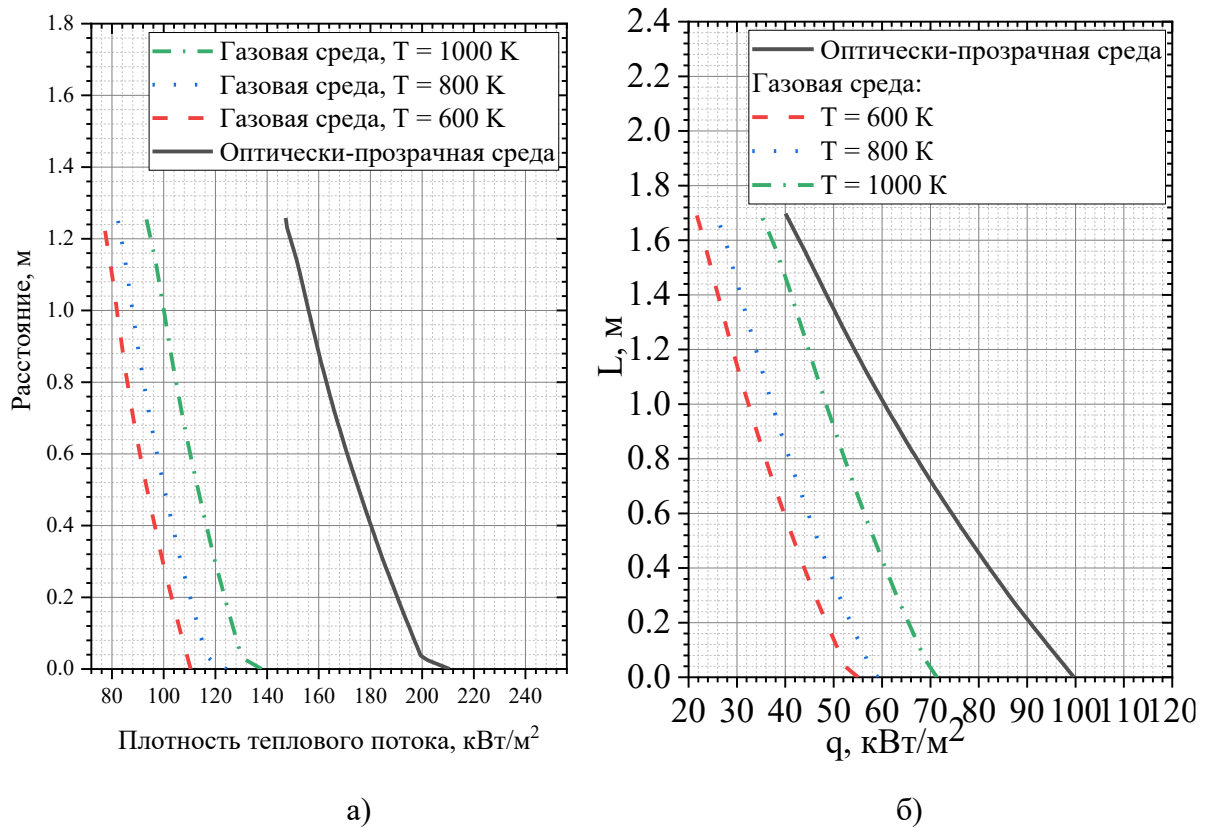


Рисунок 5.20 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхностям S7 и S9, парогазовая смесь, момент времени 27500 секунд; а) Поверхность S7, б) Поверхность S9

5.2.2 Локализация расплава в УЛР ВВЭР-ТОИ

5.2.2.1 Условия моделирования

Моделирование теплообмена излучением было проведено на всем протяжении тяжелой аварии с момента поступления первых порций в объем УЛР и вплоть до залива водой поверхности согласно хронологии процесса локализации, полученной кодом ГЕФЕСТ-УЛР. Для расчета теплообмена излучением были использованы аналогичные предыдущим случаям исходные данные: конфигурация ванны расплава в УЛР, массовый состав расплава и его слоев после расслоения, а также температуры поверхности расплава.

В первые моменты времени в объем УЛР поступили металлические порции расплава, до 8400 секунд конфигурация ванны расплава была гомогенной и нерасслоенной. После поступления оксидных фракций кориума произошло расслоение на металлический и оксидный слои, в момент времени 12397 секунд согласно расчету тяжелой аварии предполагается инверсия ванны расплава (рисунок 5.21). В дальнейшем инверсная конфигурация расплава наблюдалась вплоть до подачи воды на поверхность кориума.

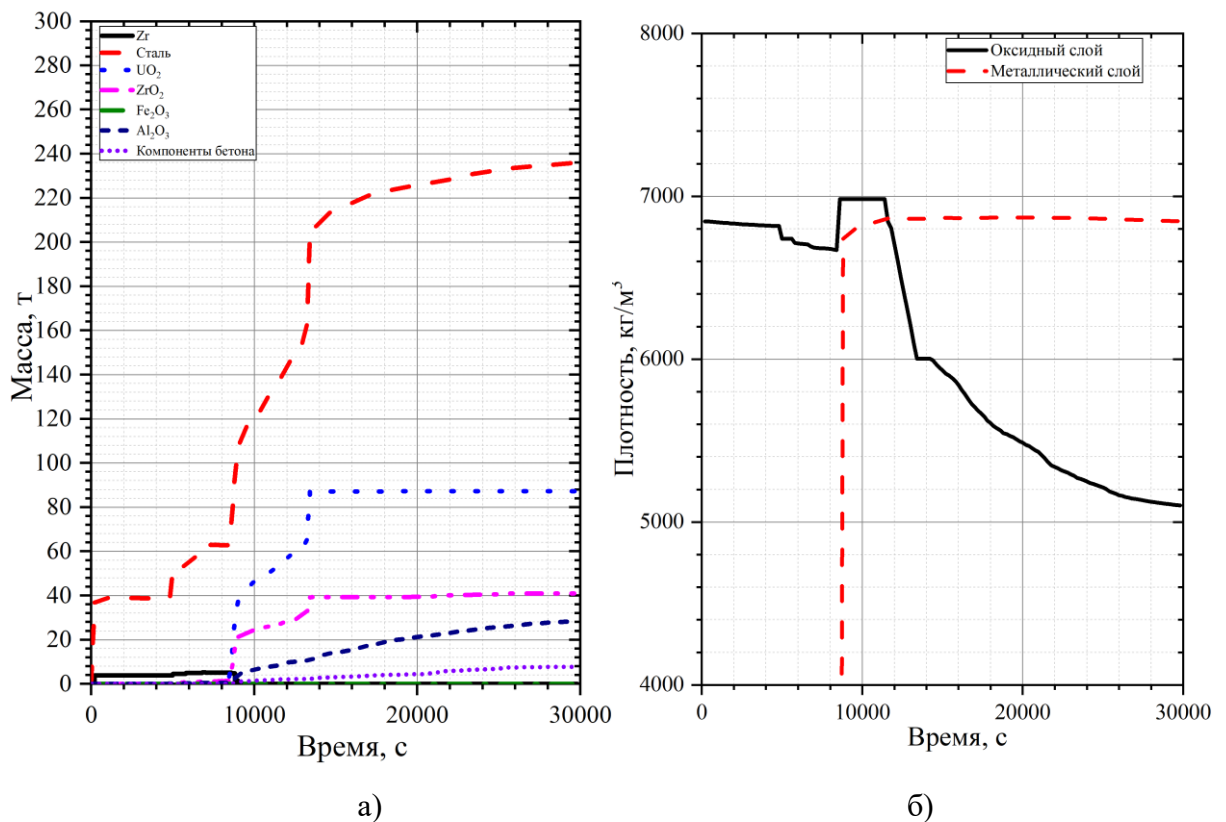


Рисунок 5.21 – Данные по конфигурации ванны расплава, полученные кодом ГЕФЕСТ-УЛР;
а) Изменение массы компонент расплава от времени, б) Изменение плотности слоев расплава от времени

Изменение температуры поверхности расплава на всем протяжении анализируемой аварии представлено на рисунке 5.22. Наблюдаемый неоднородный характер изменения

температуры связан в первую очередь с непрерывным поступлением порций расплава в УЛР вплоть до момента времени 16000 секунд. Обрушение блоков жертвенных материалов прогнозируется в момент времени 20000 секунд, конструкция нижней тепловой защиты перемещается на поверхность кориума. Вследствие термического разрушения нижней тепловой защиты, выполненной из специальной смеси бетонов, поверхность расплава покрывается шлаковой коркой, что приводит к снижению ее температуры, это также отражено на представленном графике.

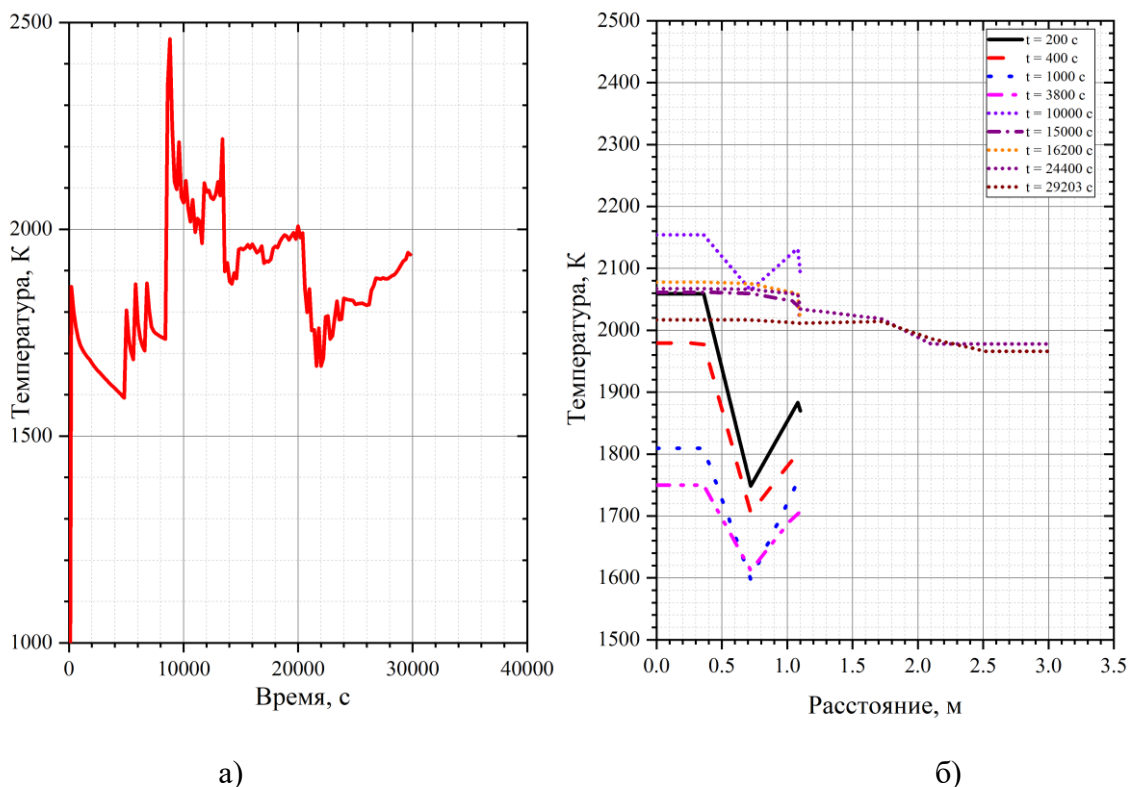


Рисунок 5.22 – Данные по температуре поверхности расплава, полученные кодом ГЕФЕСТ-УЛР; а) Изменение осредненной по поверхности температуры расплава от времени, б) Распределение температуры по радиусу расплава в определенные моменты времени

5.2.2.2 Описание расчетной схемы

Моделирование теплообмена излучением рассматривалось в расчетной области, представленной на рисунке 5.23, в состав расчетной области вошли следующие поверхности:

- Поверхность зеркала расплава S1;
- Поверхность большого колодца наполнителя жертвенных материалов S2;
- Поверхности малых колодцев жертвенных материалов S3 и S4;
- Клапан подачи воды S5;
- Внутренняя поверхность корпуса УЛР S6;
- Поверхности тепловой защиты фланца корпуса УЛР S7 и S8;

- Поверхность верхней тепловой защиты S9, S10, S12;
- Внутренняя поверхность нижней тепловой защиты S11;
- Поверхность фермы-консоли S13;
- Замыкающая поверхность S14.

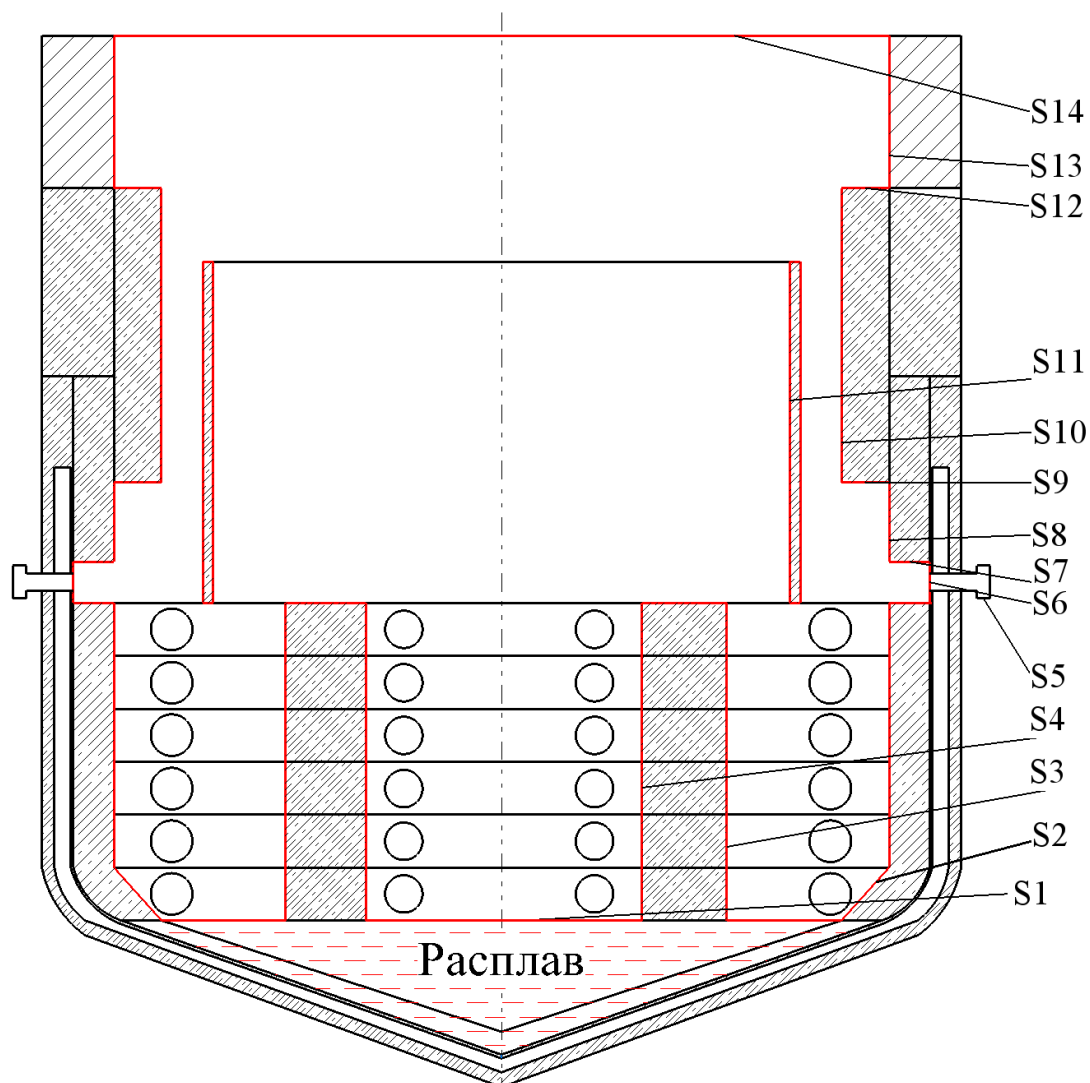


Рисунок 5.23 – Схематичное изображение расчетной области УЛР ВВЭР-ТОИ; S1 – поверхность расплава, S2, S3, S4 – поверхности блоков жертвенных материалов, S5 – клапан подачи воды, S6 – внутренняя поверхность корпуса УЛР, S7, S8 – поверхности тепловой защиты фланца корпуса УЛР, S9, S10, S12 - поверхности верхней тепловой защиты, S11 – внутренняя поверхность нижней тепловой защиты, S13 – поверхность фермы-консоли, S14 – замыкающая поверхность

Расплав, поступаая в нижнюю часть объема УЛР, заполняет как большой колодец, так и малые колодцы, перемещаясь по радиальным соединительным каналам между ними. Уровень поверхности расплава поднимается, структура ванны расплава также претерпевает изменения. Изменение геометрии расчетной области в связи с увеличением объема расплава и

растворением блоков жертвенных материалов, а также конфигурации расплава и его теплофизических характеристик учитывается путем использования конкретных конфигураций расчетной области, описание которых представлено в таблице 5.3. Изображения расчетной области для данных конфигураций представлены на рисунке 5.24. Рисунки 5.24(а), 5.24(б), 5.24(в) соответствуют конфигурации расчетной области для трех характерных моментов времени – поступление первых порций расплава, промежуточное состояние с наполовину заполненным объемом наполнителя жертвенного материала, момент перед непосредственным обрушением верхних блоков жертвенных материалов после окончания поступления кориума в УЛР. Между состояниями 5.24(а) и 5.24(в) также рассматривалось 11 конфигураций расчетной области, отвечающих за различное наполнение объема УЛР расплавом. После обрушения верхних блоков жертвенных материалов нижняя тепловая защита переместилась на поверхность кориума, состоянию расчетной области в данный момент времени отвечает конфигурация на рисунке 5.24(г). Нижняя тепловая защита постепенно разрушается вследствие воздействия со стороны кориума с образованием низкотемпературной шлаковой корки на поверхности, промежуточному состоянию разрушения нижней тепловой защиты отвечает конфигурация на рисунке 5.24(д). В результате ее разрушения и погружения в расплав его поверхность открывается, после этого осуществляется подача воды на нее, этому моменту соответствует последняя расчетная конфигурации (рисунок 5.24(е)). В ходе моделирование температуры конструкций УЛР, расположенных выше поверхности расплава, были зафиксированы на значении 373 К.

Таблица 5.3 – Описание конфигураций расчетной области

Номер конфигурации	Конфигурация расплава	Верхний слой расплава	Время, с
1	Нерасслоенный	Металлический	200
2	Нерасслоенный	Металлический	800
3	Нерасслоенный	Металлический	2300
4	Нерасслоенный	Металлический	4100
5	Нерасслоенный	Металлический	6498
6	Стратифицированный	Металлический	8296
7	Стратифицированный	Металлический	8600
8	Стратифицированный	Металлический	8998
9	Стратифицированный	Металлический	10200
10	Стратифицированный	Оксидный	11200
11	Инверсная	Оксидный	12400
12	Инверсная	Оксидный	13800

Номер конфигурации	Конфигурация расплава	Верхний слой расплава	Время, с
13	Инверсная	Оксидный	17203
14	Инверсная	Оксидный	21300
15	Инверсная	Оксидный	23800
16	Инверсная	Оксидный	25800
17	Инверсная	Оксидный	28101
18	Инверсная	Оксидный	29000

На каждой поверхности расчетной области THERA задавались степени черноты согласно материалам поверхностей. В случае нерасслоенного кориума и при нормальной стратификации на поверхности расплава задавались степени черноты, характерные для расплава конструкционной стали $\varepsilon_{s1} = 0,3$. При инверсной конфигурации расплава задавалось значение степени черноты поверхности $\varepsilon_{s1} = 0,8$ на основе экспериментальных данных степени черноты расплава диоксида урана. Конструкции тепловых защит обрамлены стальными обечайками, блоки жертвенных материалов также покрыты стальной оболочкой, вследствие этого на конструкциях выше уровня расплава задавалась степень черноты равная $\varepsilon_{s2-s13} = 0,6$.

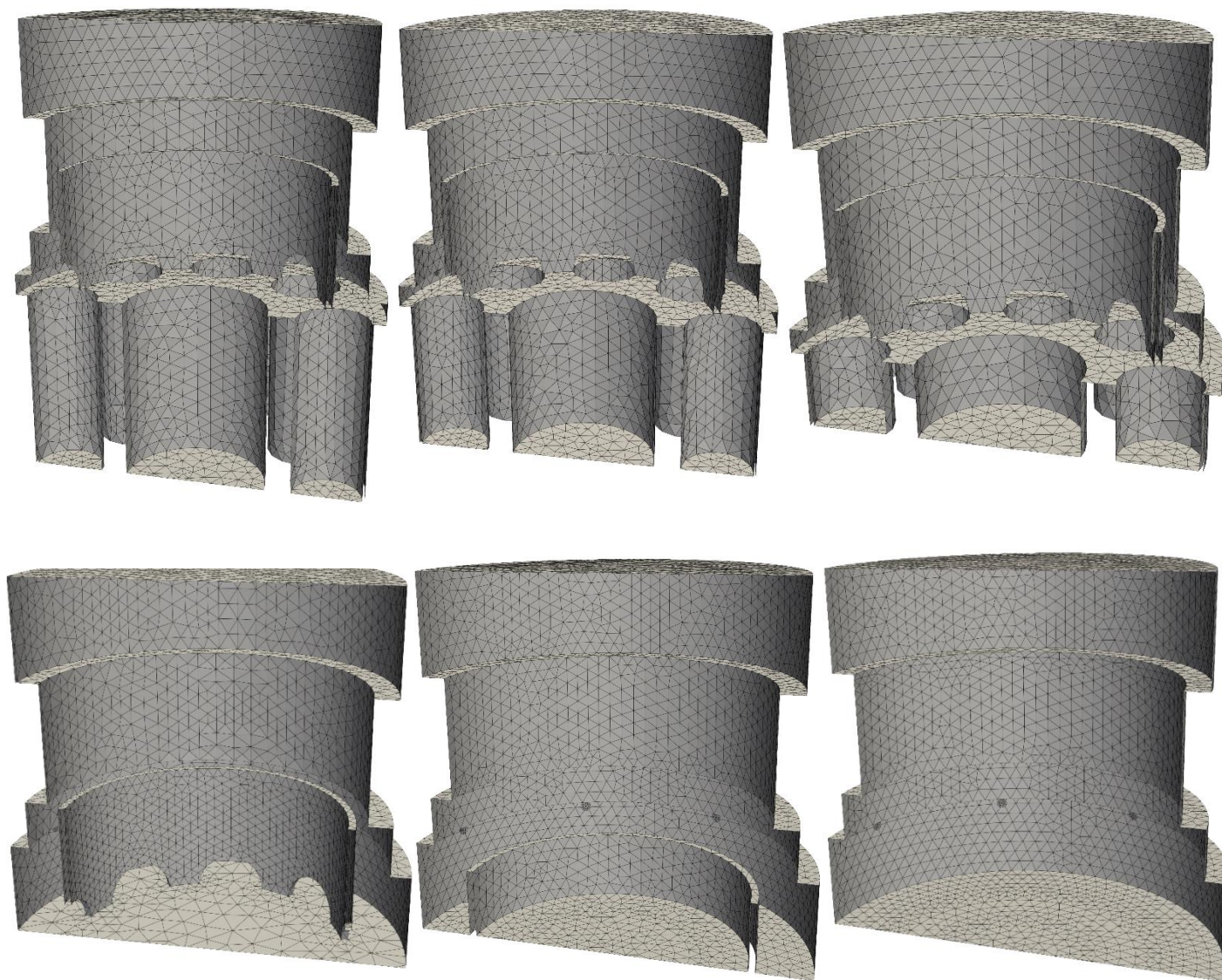


Рисунок 5.24 – Изображения расчетных сеток для выбранных конфигураций

5.2.2.3 Результаты моделирования

В результате моделирования для каждой расчетной конфигурации были получены распределения плотности теплового потока результирующего излучения. Как и в случае моделирования УЛР проекта АЭС-2006, в ходе анализа полученных результатов основное внимание уделялось сопоставлению величин тепловых потоков излучением на тепловых защитах УЛР и на поверхностях блоков жертвенных материалов. Для анализа были выбраны поверхности фермы-консоли, верхней и нижней тепловых защит, а также поверхность S4, соответствующая большому колодцу блоков жертвенных материалов.

Анализируя результаты расчета с момента начала поступления первых порций кориума до обрушения последней кассеты жертвенных материалов (момент времени 17200 секунд), можно отметить, что поверхность большого колодца жертвенных материалов S4 воспринимает на себя большую часть теплового излучения со стороны поверхности кориума в сравнении с поверхностями тепловых защит, в частности – с S10. (рисунок 5.25). Верхняя тепловая защита также закрыта поверхностью нижней тепловой защиты S11, которая, в совокупности с S4, экранирует S11 от воздействия теплового излучения со стороны кориума. Рост теплового потока на S4 объясняется увеличением температуры ванны расплава вследствие поступления высокотемпературных порций кориума, в то время как начальные фракции расплава обладают относительно низкой температурой. По мере поступления новых порций кориума уровень его поверхности поднимается, плотность теплового потока результирующего излучения на S10 увеличивается. После инверсии расплава и всплытия оксидных фракций наблюдается значительный рост тепловой нагрузки на конструкции УЛР, этому моменту соответствует временная отметка 12400 секунд. К данному моменту времени расплав практически наполовину по высоте заполнил объем колодцев жертвенных материалов. Можно отметить наличие двух максимумов у распределения плотности теплового потока по поверхности S10 – в нижней и верхних ее частях, для конфигурации расчетной области с инверсным расположением слоев расплава. Нижняя часть верхней тепловой защиты частично открыта арочными проемами, выполненными в основании нижней тепловой защиты. Верхняя кромка S10 также полностью не закрывается поверхностью S11. Данные особенности конструкции тепловых защит объясняют рост теплового потока на поверхности S10 к моменту наполнения объема УЛР до уровня верхней кассеты наполнителя. Также рост теплового потока на конструкции УЛР обусловлен как более высоким значением степени черноты поверхности оксидного слоя в сравнении с металлическим, так и более высокой температурой оксидных фракций.

На рисунке 5.26 представлено распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхностям большого колодца наполнителя S4 и фермы-консоли S13.

Поверхность фермы-консоли практически не испытывает на себе воздействия теплового излучения вплоть до момента времени 12400 секунд, соответствующее инверсии слоев расплава. Подъем уровня поверхности расплава, сравнительно большее значение степени черноты оксидного слоя и эффекты переизлучения в рассматриваемой системе обуславливают рост плотности теплового потока начиная с середины поверхности S13.

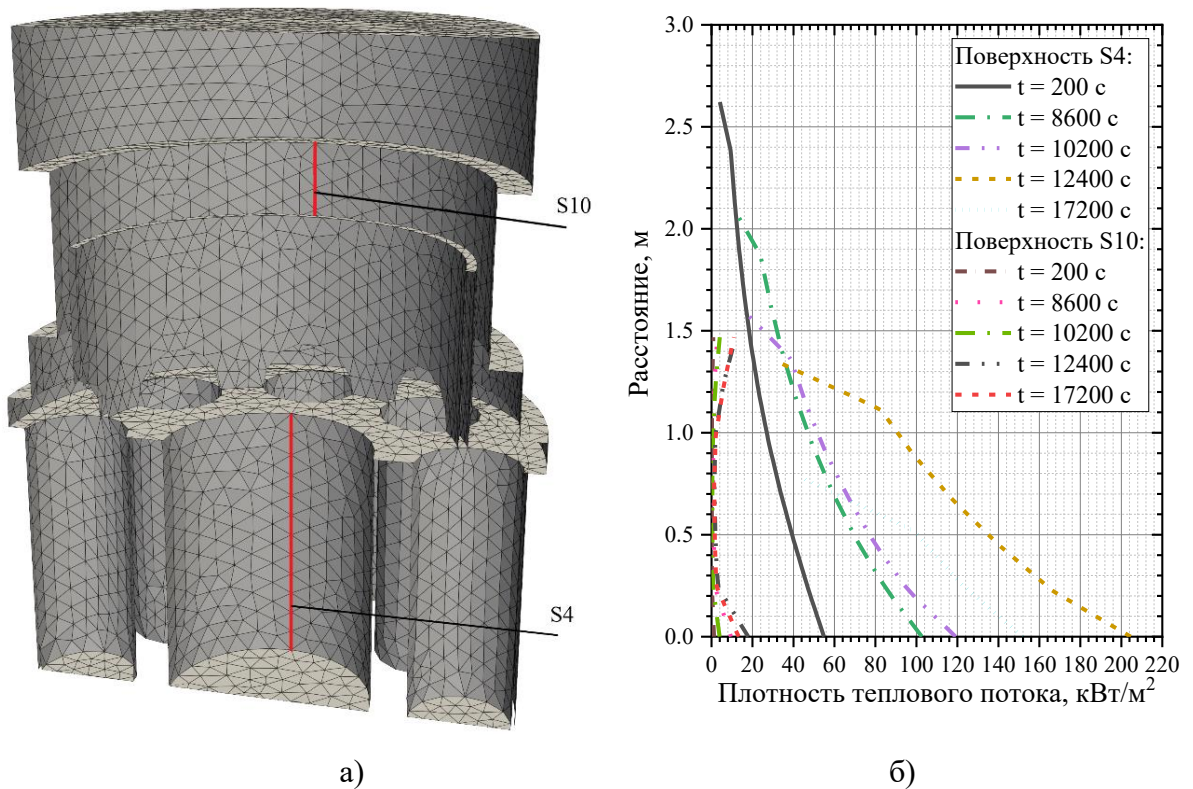


Рисунок 5.25 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхности S4 и S10; а) Изображение расчетной области, б) Сопоставление распределения плотностей тепловых потоков результирующего излучения по поверхности S4 и S10

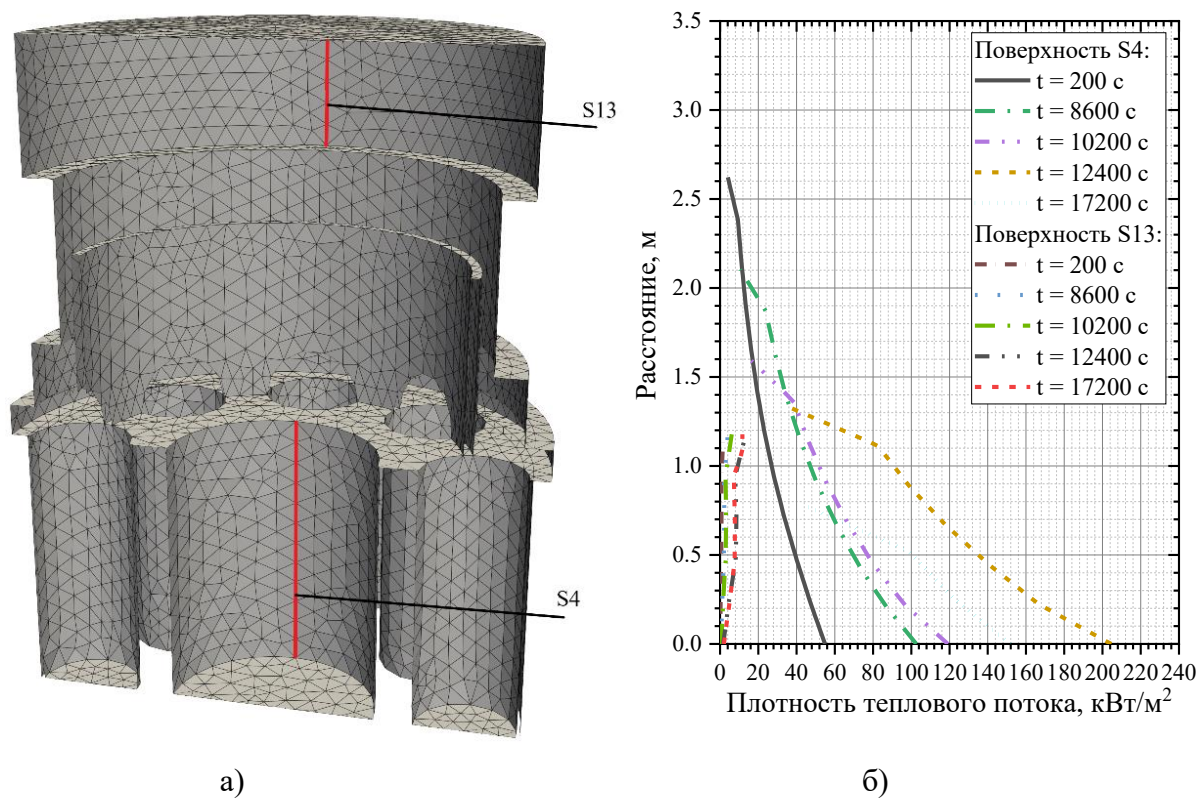


Рисунок 5.26 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхностям S4 и S13; а) Изображение расчетной области, б) Сопоставление распределения плотностей тепловых потоков результирующего излучения по поверхностям S4 и S13

Конструкция нижней тепловой защиты также способствует экранированию неохлаждаемых элементов УЛР от теплового излучения со стороны расплава, это можно проиллюстрировать путем сопоставления значения по плотности тепловых потоков результирующего излучения на поверхностях нижней и верхней тепловых защит S11 и S10 соответственно. Данные результаты представлены на рисунке 5.27, можно отметить рост теплового потока на S11 более чем в два раза после инверсии ванны расплава (момент времени 12400 секунд).

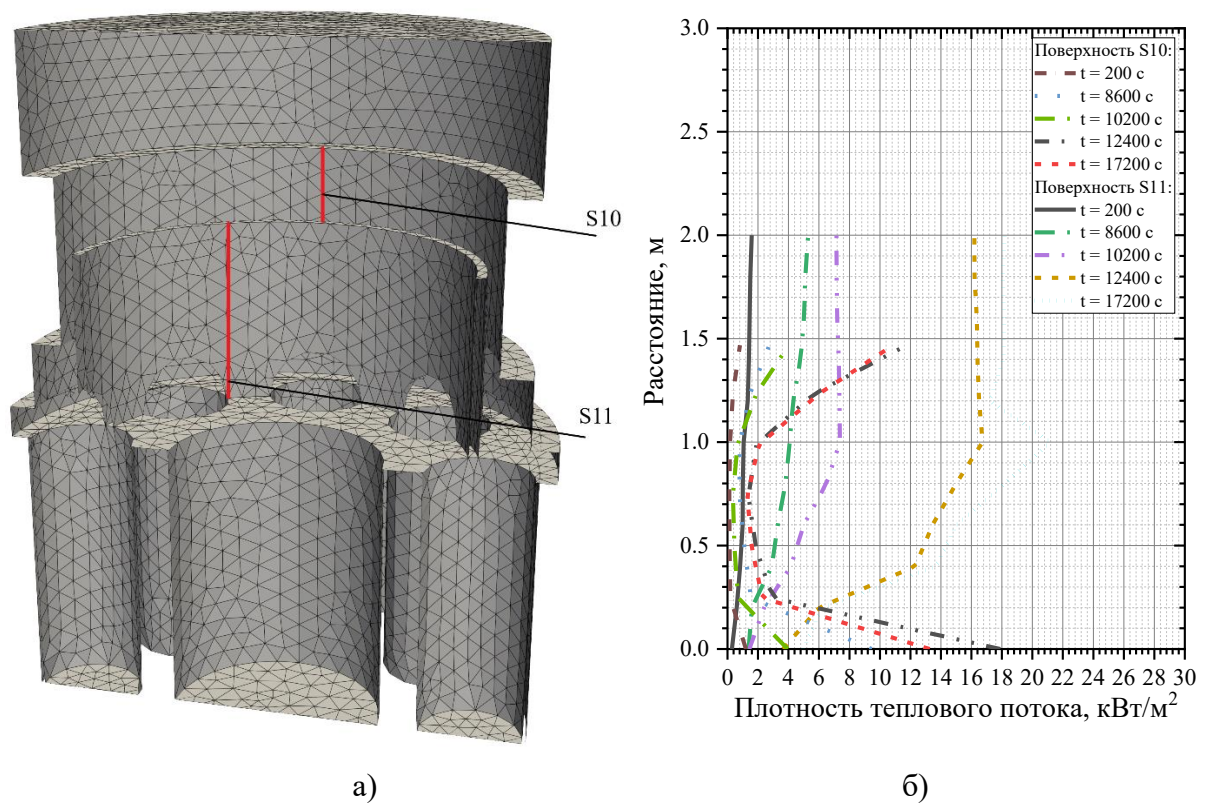


Рисунок 5.27 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхностям S10 и S11; а) Изображение расчетной области, б) Сопоставление распределения плотностей тепловых потоков результирующего излучения по поверхностям S10 и S11

После обрушения блоков жертвенных материалов нижняя тепловая защита перемещается на поверхность расплава. Конструкция нижней тепловой защиты разрушается под воздействием теплового излучения, а также вследствие контакта ее нижней части с поверхностью расплава, в процессе разрушения она оплавляется и погружается в кориум. Особенности конструкции нижней тепловой защиты предполагают образование на поверхности кориума низкотемпературной шлаковой корки на всем протяжении процесса ее разрушения, тем самым должно обеспечиваться снижение воздействия теплового излучения со стороны кориума на элементы УЛР. По мере ее погружения в расплав она также частично продолжает экранировать верхнюю тепловую защиту, поверхность термомеханического элемента клапана подачи воды и основание фермы-консоли от теплового излучения.

Изображение распределения плотности тепловых потоков для временного промежутка с момента обрушения последней кассеты жертвенных материалов (момент времени 17200 секунд) вплоть до окончания расчета по поверхностям нижней тепловой защиты S11, верхней тепловой защиты S10 и фермы-консоли S13 представлено на рисунке 5.28. Снижение температуры поверхности кориума вследствие образования шлаковой корки приводит к

уменьшению воздействия теплового излучения на конструктивные узлы УЛР, расположенные выше уровня расплава. Несмотря на увеличение площади поверхности расплава, свободно воздействующей на вышерасположенные конструкции УЛР, образование шлаковой корки приводит снижению плотности теплового потока. Данную закономерность можно продемонстрировать сравнивая результаты воздействия теплового излучения на поверхность фермы-консоли S13 до образования шлаковой корки (рисунок 5.26) и после ее образования (рисунок 5.28). Максимальное значение плотности теплового потока непосредственно до обрушения последней кассеты блоков жертвенных материалов на S13 составляет 12 кВт/м^2 , после обрушения аналогичное значение не поднимается выше 1 кВт/м^2 . По мере плавления и погружения нижней тепловой защиты в расплав возрастает тепловой поток на поверхность верхней тепловой защиты S10, но остается относительно низким на всем протяжении существования шлаковой корки.

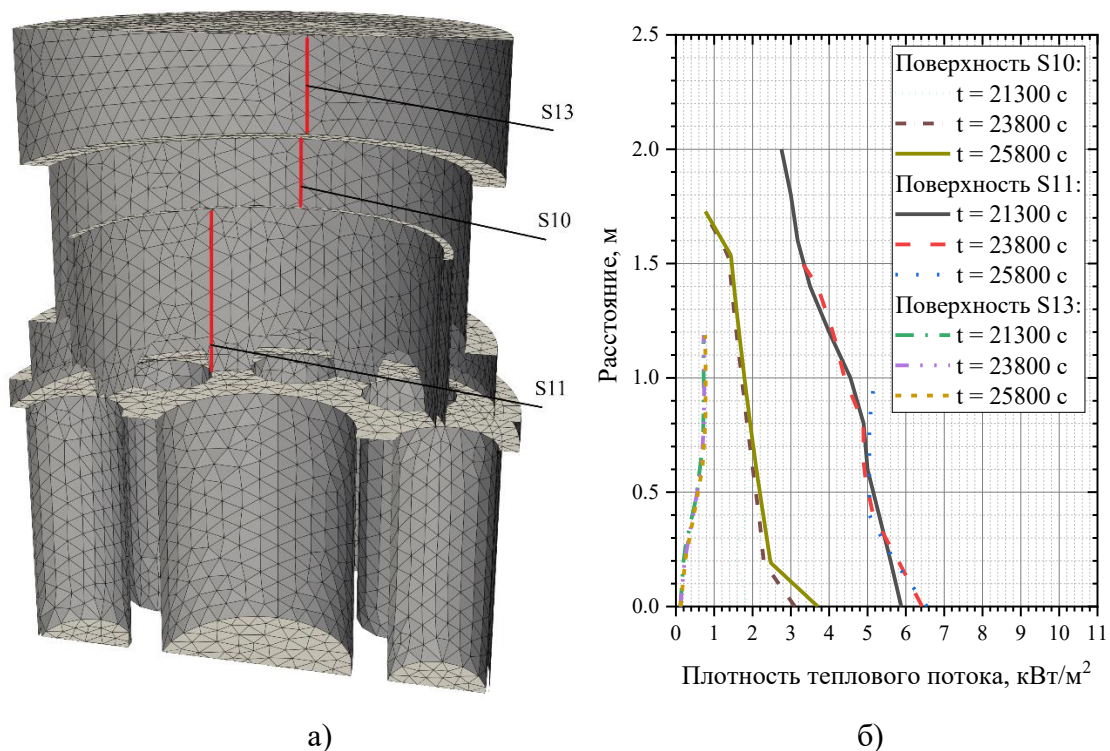


Рисунок 5.28 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхностям S10, S11 и S13; а) Изображение расчетной области, б) Сопоставление распределения плотностей тепловых потоков результирующего излучения по поверхностям S10, S11 и S13

Эффект экранирования конструкций УЛР, к примеру, верхней тепловой защиты, можно также проиллюстрировать графиком изменения осредненной по поверхности плотности теплового потока результирующего излучения (рисунок 5.29 (а)). Нижняя тепловая защита, как было показано ранее, воспринимает на себя основной поток излучения со стороны

поверхности расплава. В отсутствие низкотемпературной шлаковой корки на поверхности расплава ее температура будет значительно выше, что в свою очередь приведет к значительному росту плотности теплового потока на конструкции УЛР, в частности – на верхнюю тепловую защиту (рисунок 5.29).

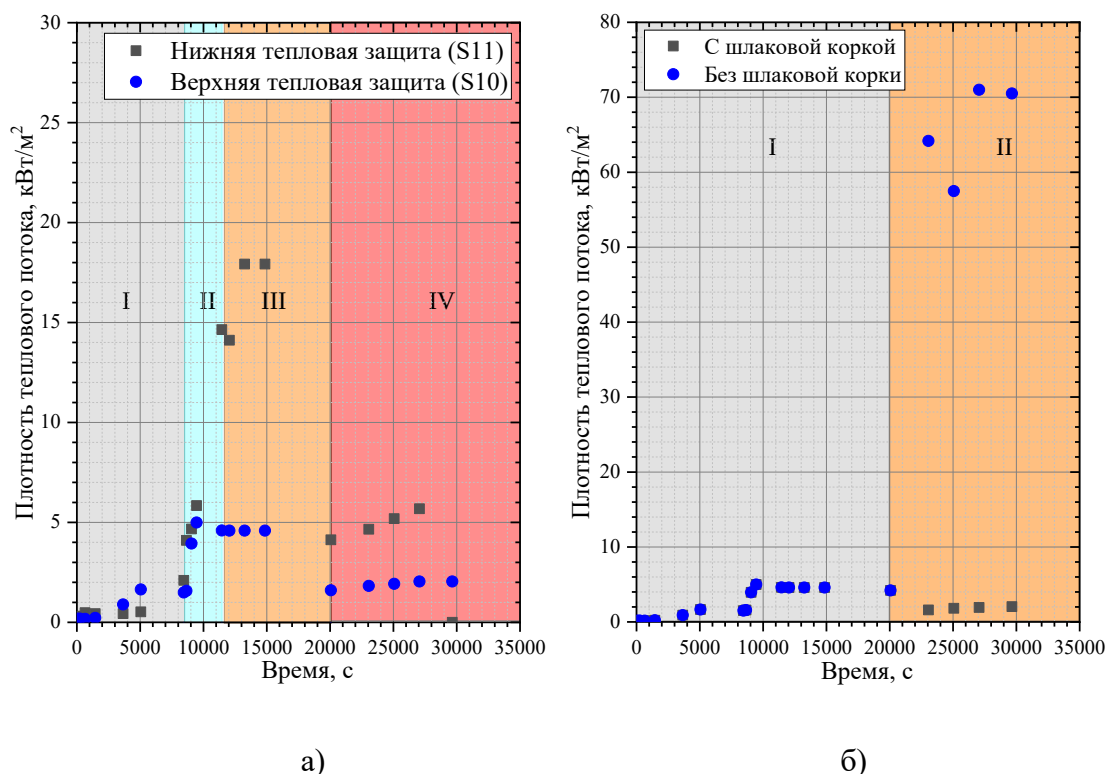


Рисунок 5.29 – Зависимость осредненной по поверхности площади теплового потока результирующего излучения от времени; а) Сопоставление рассматриваемых величин для нижней тепловой защиты S11 и верхней тепловой защиты S10 (I – нерасслоенная ванна расплава, II – стратификация, III – инверсия, IV – перемещение нижней тепловой защиты на поверхность расплава), б) Сопоставление рассматриваемых величин для верхней тепловой защиты S10 в случае образования шлаковой корки на поверхности расплава и в случае ее отсутствия (I – до перемещения нижней тепловой защиты, II – после перемещения нижней тепловой защиты)

Также было проанализировано воздействие теплового излучения на поверхность термомеханического элемента (ТМЭ) клапана подачи воды. Поверхность ТМЭ выполнена из легкоплавкого керамического материала, при достижении определенной температуры за счет нагрева излучением со стороны кориума данный материал расплавляется, открывая проходное сечение канала, и вода, омывающая корпус УЛР, самотеком поступает на поверхность кориума. Зависимость осредненной по поверхности ТМЭ клапана плотности теплового потока результирующего излучения от времени представлена на рисунке 5.30. Можно отметить, что

конструкции блоков жертвенных материалов, а также нижняя тепловая защита экранируют поверхность ТМЭ практически до середины рассматриваемого временного промежутка, при этом в дальнейшем относительно малые величины плотностей теплового потока объясняются эффектами переизлучения, в том числе – со стороны внешней поверхности нижней тепловой защиты. Дополнительная расчетная оценка была проведена в условиях нахождения в объеме над расплавом парогазовой смеси с варьированием ее температуры вследствие того, что данная величина является неопределенной. По результатам расчетов можно сделать вывод о росте плотности теплового потока на ТМЭ КПВ в целом, что обусловлено тепловым воздействием высоконагретой ПГС на клапан.

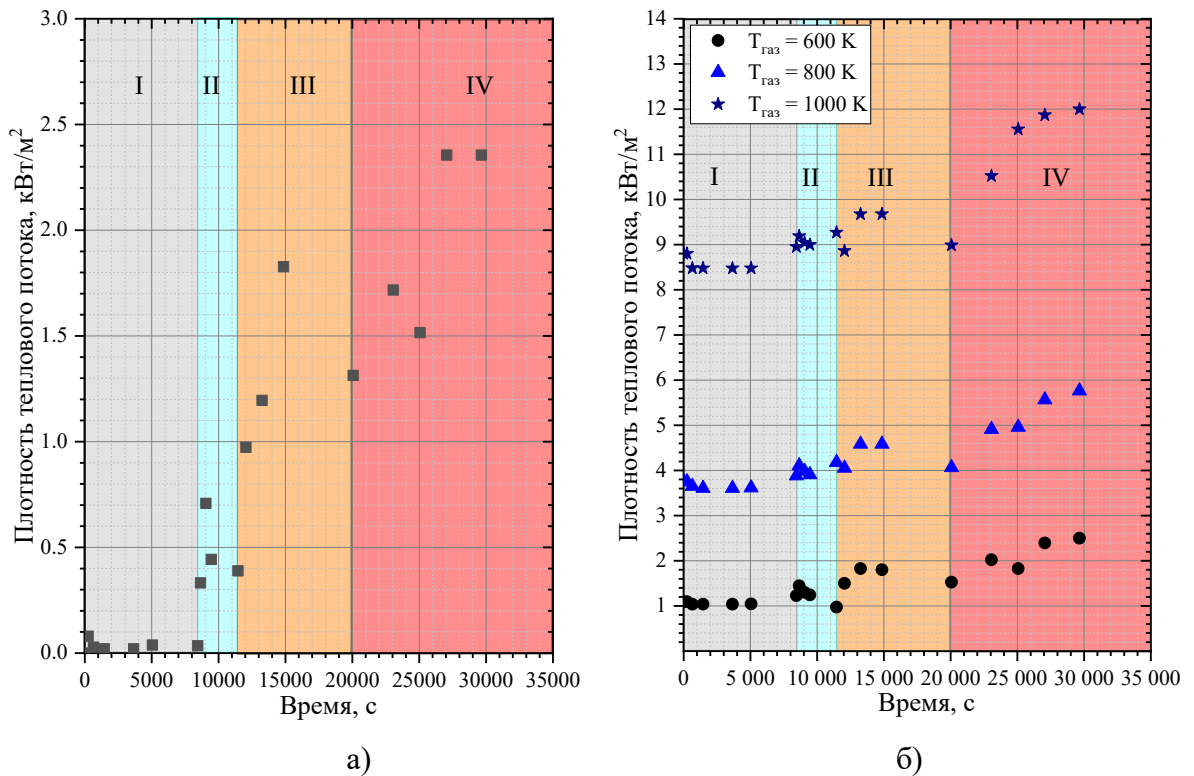


Рисунок 5.30 – Зависимость осредненной по поверхности ТМЭ КПВ площади теплового потока результирующего излучения от времени; а) Оптически-прозрачная среда, б) Присутствие ПГС в объеме над расплавом ((I – нерасслоенная ванна расплава, II – стратификация, III – инверсия, IV – перемещение нижней тепловой защиты на поверхность расплава))

5.3 Внекорпусная стадия тяжелой аварии: взаимодействие расплава с бетоном

5.3.1 Условия моделирования

Расчет теплообмена излучением в случае взаимодействия вышедшего из корпуса реактора расплава с бетоном подреакторной шахты проводился аналогично расчетному анализу локализации кориума в УЛР. Исходные данные по хронологии поступления расплава

в бетонную шахту реактора, а также по его массе и энергии были получены кодом СОКРАТ-B1/B2 при анализе соответствующей внутрикорпусной стадии тяжелой аварии. Хронология взаимодействия расплава с бетоном на внекорпусной стадии были получены кодом ГЕФЕСТ-УЛР, вследствие особенностей кода при моделировании рассматривалась осесимметричная постановка задачи. Несмотря на осесимметричную постановку задачи в моделировании ГЕФЕСТ-УЛР, анализ теплообмена излучением был проведен в расчетной области, описывающей реальную конструкцию шахты реактора. Данное несоответствие допустимо как в связи с особенностями ГЕФЕСТ-УЛР, который используется для получения необходимых исходных данных, так и вследствие отсутствия проведения полноценного сопряженного теплового расчета с THERA. Для расчета теплообмена излучением были использованы аналогичные предыдущим рассмотренным задачам исходные данные: конфигурация ванны расплава в УЛР, температура ее поверхности, массовый состав расплава, его слоев после расслоения. В качестве температуры поверхности использовалось осредненное по поверхности кориума значение температуры на расчетном шаге вследствие отсутствия информации о ее пространственном распределении по поверхности кориума, в частности на участке расчетной области, описывающей реальную конструкцию шахты и не участвующей при расчете в осесимметричной постановке ГЕФЕСТ-УЛР.

Процесс поступления расплава на днище шахты реактора можно разделить на два этапа. В первую очередь из корпуса реактора перемещаются металлические компоненты расплава, до момента времени 1800 секунд расплав представляет собой однородную по объему жидкость. После поступления оксидных фракций кориума произошло расслоение на металлический и оксидный слои, в момент времени 8800 секунд. Согласно расчету тяжелой аварии, предполагается инверсия ванны расплава (рисунок 5.31). В дальнейшем инверсная конфигурация расплава наблюдалась вплоть до момента проплавления контура герметизации (28000 секунд).

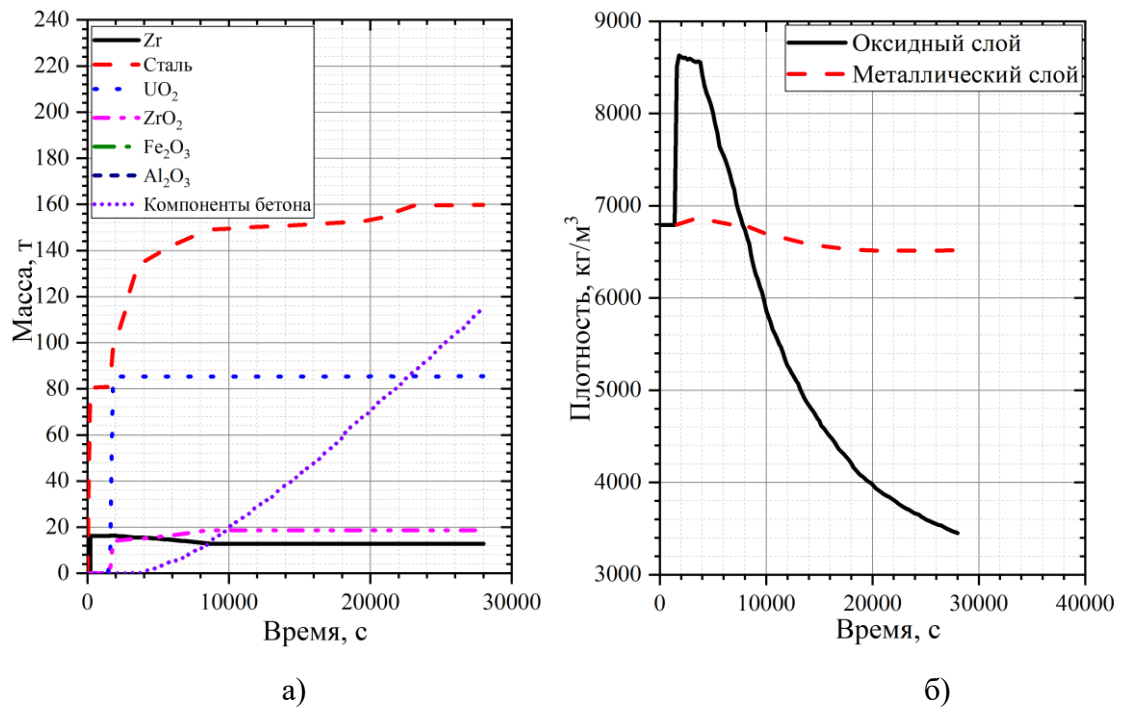


Рисунок 5.31 – Данные по конфигурации ванны расплава, полученные кодом ГЕФЕСТ-УЛР;
 а) Изменение массы компонент расплава от времени, б) Изменение плотности слоев расплава от времени

Изменение температуры поверхности расплава на всем протяжении анализируемой аварии представлено на рисунке 5.32. Наблюдаемый максимум температуры на начальных этапах аварии связан с поступлением высокотемпературных порций расплава, преимущественно – оксидных фракций кориума. В дальнейшем наблюдается постепенное снижение температуры поверхности кориума по мере отвода тепла от ванны расплава вплоть до окончания расчета.

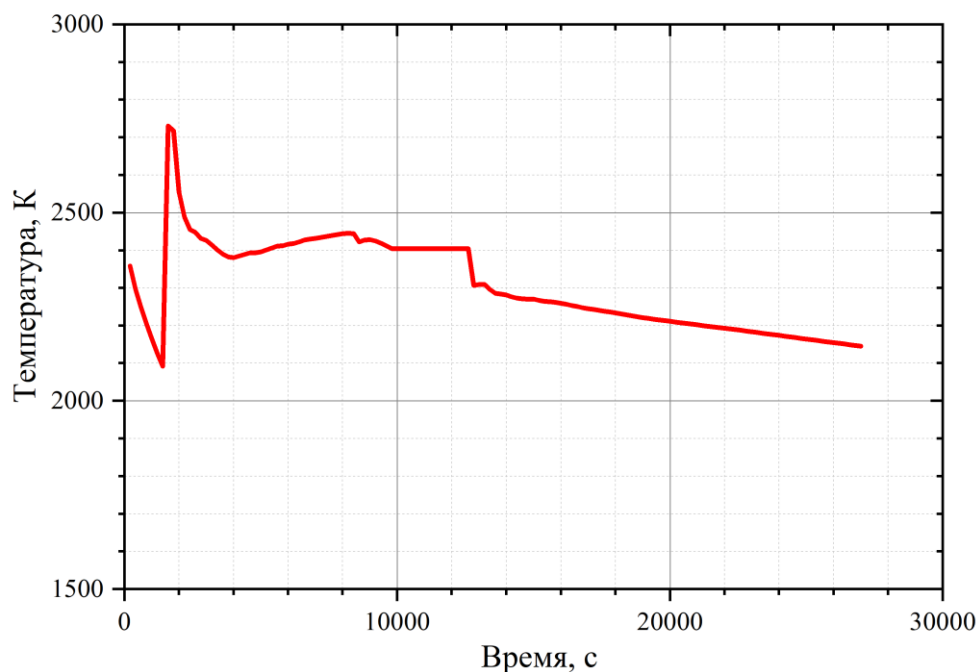


Рисунок 5.32 – Изменение осредненной по поверхности температуры расплава от времени, полученное кодом ГЕФЕСТ-УЛР

5.3.2 Описание расчетной схемы

Изображение расчетной области шахты реактора ВВЭР-1000, в которой было проведено моделирование теплообмена излучением, представлено на рисунке 5.33. Размерность расчетной сетки составила 10500 элементов, ее изображение представлено на рисунке 5.34. В состав расчетной области вошли следующие поверхности:

- Поверхность зеркала расплава S1;
- Поверхности бетонной шахты реактора S2, S4;
- Поверхность бетонной шахты реактора прямоугольного отсека S5
- Замыкающая поверхность S3;
- Поверхность защитной двери S6;
- Поверхность герметичной двери S7.

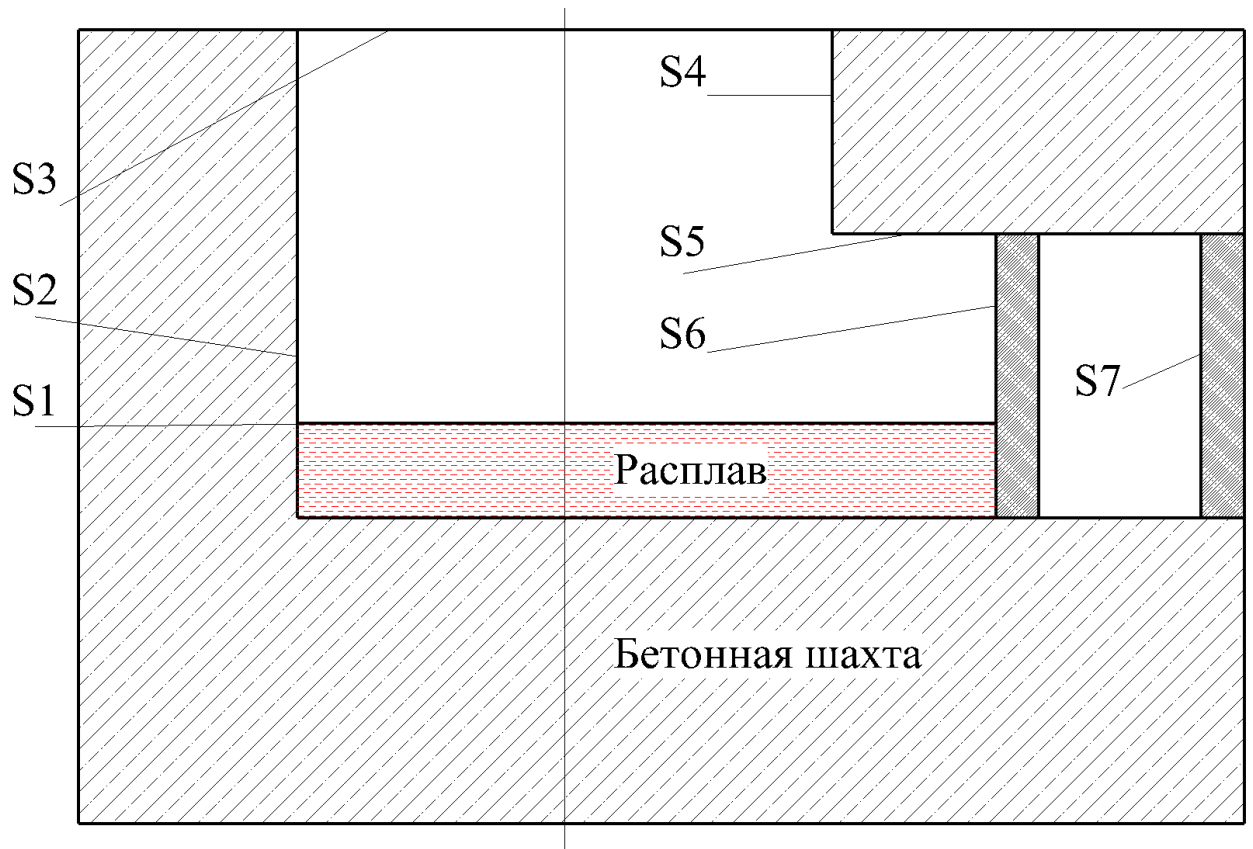


Рисунок 5.33 – Изображение расчетной области шахты реактора ВВЭР-1000; S1 – поверхность расплава, S2, S4, S5 – поверхности бетонной шахты, S3 – замыкающая область, S6 – поверхность внутренней двери, S7 – поверхность внешней двери

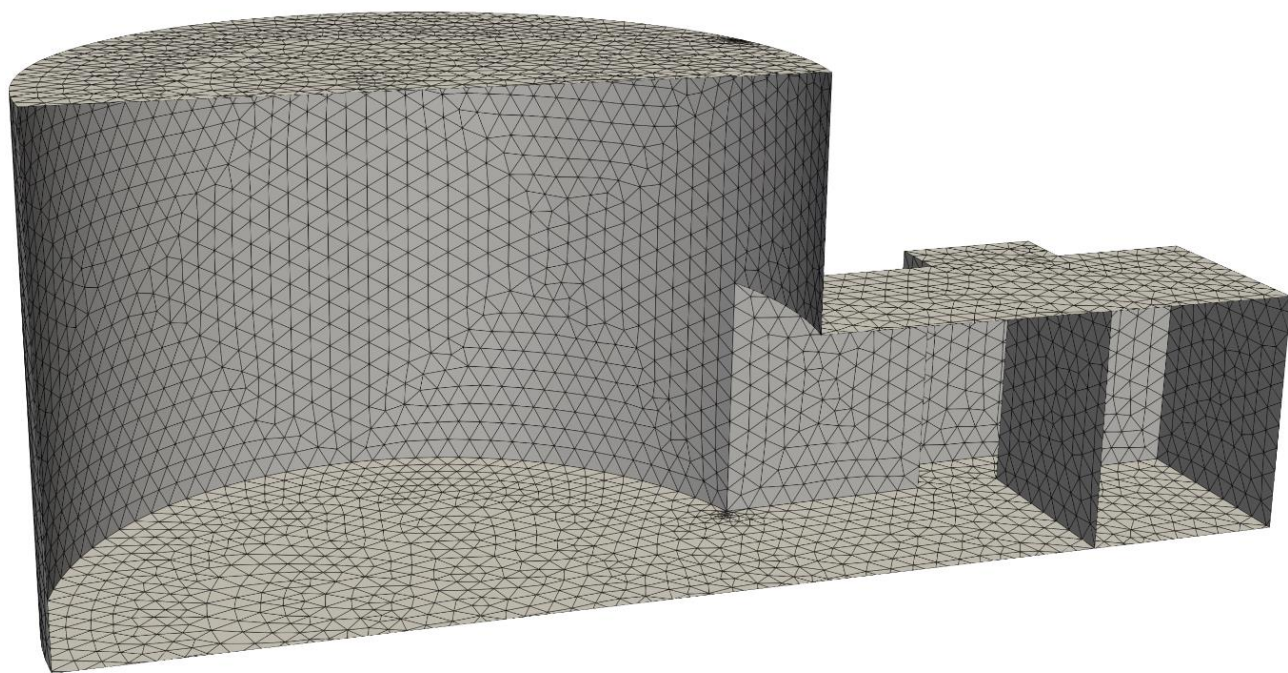


Рисунок 5.34 – Изображение расчетной сетки

С целью учета изменения параметров кориума в ходе расчетного анализа моделирование теплообмена излучением проводилось для конкретных конфигураций расчетной области, принимая во внимание изменение температуры поверхности расплава (рисунок 5.32), описание расчетных конфигураций представлено в таблице 5.4. Согласно рассматриваемому сценарию порции расплава выходят из корпуса реактора в короткий промежуток времени и растекаются по днищу подреакторной шахты вплоть до защитной двери S6, ванна расплава формируется достаточно быстро. В ходе расчета THERA изменение высоты уровня расплава и его объема вследствие быстрого формирования ванны кориума не учитывались, как и процессы оплавления и обрушения бетонных конструкций выше уровня расплава. Расчет теплообмена излучением был проведен до момента времени проплавления контура герметизации герметичного ограждения (момент времени 27000 секунд) в соответствии с результатами анализа по коду ГЕФЕСТ-УЛР. В ходе моделирования температуры конструкций УЛР, расположенных выше поверхности расплава, были зафиксированы на значении 373 К, расчет проводился в приближении оптически-прозрачной среды в объеме расчетной области, в дополнении были проведены оценочные расчеты с учетом присутствия в объеме над расплавом ПГС.

Таблица 5.4 – Описание конфигураций расчетной области

Номер конфигурации	Конфигурация расплава	Верхний слой расплава	Время, с
1	Нерасслоенный	Металлический	10
2	Нерасслоенный	Металлический	600
3	Нерасслоенный	Металлический	1200
4	Нерасслоенный	Металлический	1600
5	Стратифицированный	Металлический	2000
6	Стратифицированный	Металлический	2600
7	Стратифицированный	Металлический	4000
8	Стратифицированный	Металлический	5200
9	Стратифицированный	Металлический	6400
10	Стратифицированный	Металлический	8400
11	Инверсная	Оксидный	8800
12	Инверсная	Оксидный	9800
13	Инверсная	Оксидный	12800
14	Инверсная	Оксидный	15400
15	Инверсная	Оксидный	18200
16	Инверсная	Оксидный	21200
17	Инверсная	Оксидный	24600
18	Инверсная	Оксидный	26200
19	Инверсная	Оксидный	27000

На каждой поверхности расчетной области THERA задавались степени черноты согласно материалам поверхностей. В случае нерасслоенного кориума и при нормальной стратификации на поверхности расплава задавались степени черноты, характерные для расплава конструкционной стали $\varepsilon_{s1} = 0,3$. При инверсной конфигурации расплава задавалось значение степени черноты поверхности $\varepsilon_{s1} = 0,8$ на основе экспериментальных данных степени черноты расплава диоксида урана. Стенки бетонной шахты покрыты слоем металлической теплоизоляции, следствие этого на конструкциях выше уровня расплава задавалась степень черноты равная $\varepsilon_{s2,s4-s7} = 0,6$.

5.3.3 Результаты моделирования

В результате проведенного моделирования были получены распределения плотности теплового потока результирующего излучения по расчетной области. При анализе результатов расчета основное внимание было уделено трем поверхностям: поверхности стенки шахты реактора S2 и защитная и герметичная двери S6 и S7 соответственно. Воздействие теплового

излучения на стенку шахты реактора может привести к ее оплавлению и перемещению массы компонент бетона в расплав, в то время как потенциальный нагрев и разрушение защитной двери может привести к дальнейшему перемещению кориума по прямоугольному отсеку в помещение между двумя дверьми и последующему воздействию на герметичную дверь, отделяющую помещение подреакторной шахты от остальных помещений герметичного ограждения.

На рисунке 5.35 представлено распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхности S2. С ростом температуры поверхности кориума отмечается увеличение плотности теплового потока на S2, после инверсии ванны расплава (момент времени 8800 секунд), наблюдается существенный рост тепловой нагрузки вследствие большей степени черноты поверхности оксидного слоя. После момента времени 8800 секунд наблюдается снижение температуры поверхности кориума, вследствие этого – снижение плотности теплового потока на стенке шахты реактора. Использование осредненной по поверхности температуры расплава в расчете приводит, в том числе, к однородному распределению плотности теплового потока результирующего излучения по зеркалу расплава. В более реалистичном варианте распределение температуры по поверхности расплава будет носить неоднородный характер, в пристеночных областях она будет ниже, чем в центральной области зеркала. В этом случае воздействие теплового излучения на стенки расчетной области было бы менее интенсивно в сравнении с полученными результатами.

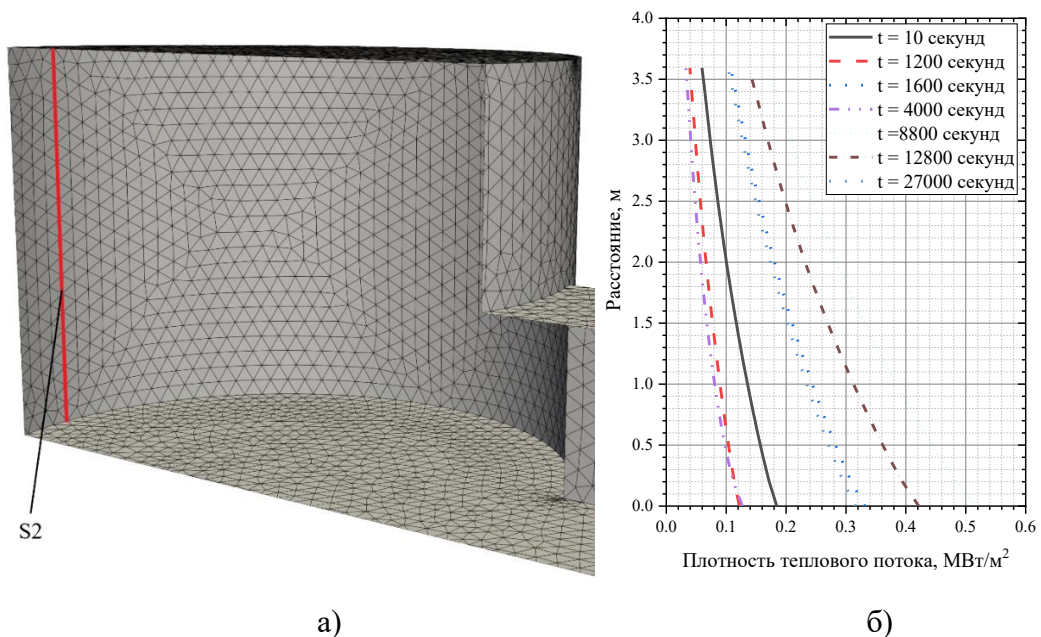


Рисунок 5.35 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхности S2; а) Изображение части расчетной области, б) Распределения плотности теплового потока результирующего излучения по поверхности S2

Количественные результаты воздействия теплового излучения на поверхности защитной и герметичной дверей представлены на рисунке 5.36. Рассматривались осредненные по поверхности плотности теплового потока результирующего излучения в течение всего времени расчета. Максимальное значение плотности теплового потока на поверхности S6 соответствует моменту времени 8800 секунд - после инверсии ванны расплава, затем, по мере снижения температуры поверхности кориума, также уменьшается тепловая нагрузка на S6. Поверхность герметичной двери, согласно расчету, не подвергается воздействию теплового излучения. Можно отметить, что это получено в предположении об отсутствии растекания расплава в помещение между S6 и S7 вследствие возможной негерметичности защитной двери.

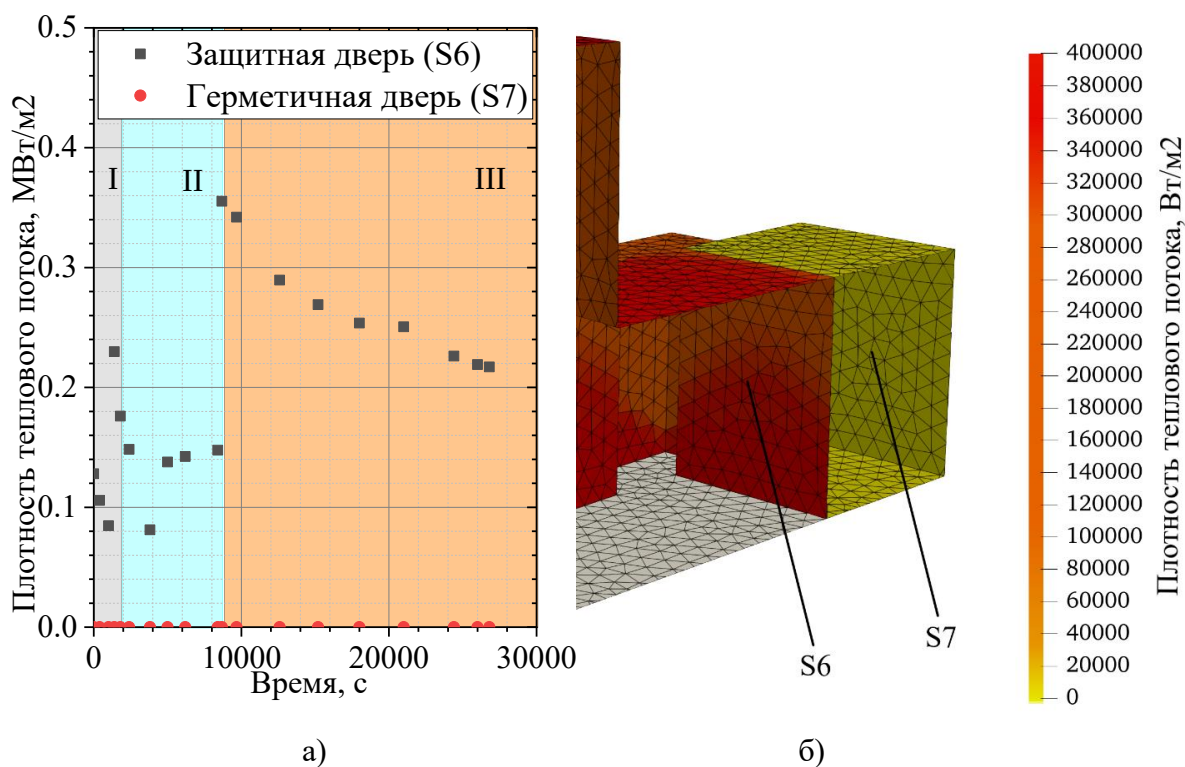


Рисунок 5.36 – Зависимость осредненной по поверхности плотности теплового потока результирующего излучения от времени; а) Сопоставление рассматриваемых величин для поверхностей S6 и S7 (I – нерасслоенная конфигурация расплава, II – стратифицированная конфигурация ванны расплава, III – инверсная конфигурация ванны расплава), б) Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по фрагменту расчетной области, описывающей рассматриваемые поверхности, момент времени 8880 секунд

В ходе моделирования были проведены дополнительные оценочные расчеты теплообмена излучением в рассматриваемой системе с учетом присутствия парогазовой смеси в объеме над расплавом. Рассматривалась парогазовая смесь следующим составом (в мольных

долях): 0,4 H_2O ; 0,025 CO_2 ; 0,027 CO ; 0,05 H_2 , к оставшейся части смеси относился воздух, давление смеси принималось равным 0,14 МПа. Распределение плотности теплового потока результирующего излучения в момент времени 8800 секунд представлено на рисунке 5.37. Температура ПГС представляет собой неопределенный параметр, с целью анализа ее влияния на результат были проведены вариантные расчеты, рассматривалось три значения: 600, 800 и 1000 К. Распределение плотности теплового потока результирующего излучения в момент времени 8800 секунд представлено на рисунке 5.39, этот момент времени характеризуется максимальным значением плотности теплового потока в расчетной области вследствие возникновения инверсной конфигурации расплава. Можно отметить снижение плотности теплового потока на стенке за счет эффектов поглощения излучения в газе, при этом рост температуры парогазовой среды ведет к росту теплового потока за счет собственного излучения газа. На рисунке 5.39 представлены результаты расчета теплообмена излучением с учетом варьирования давления в объеме ПГС, температура ПГС была зафиксирована на отметке 1000 К. Можно отметить, что с ростом давления ПГС плотность теплового потока на S2 снижается, это можно объяснить, как эффектом уширения спектральных линий, так и ростом концентраций молекул газа.

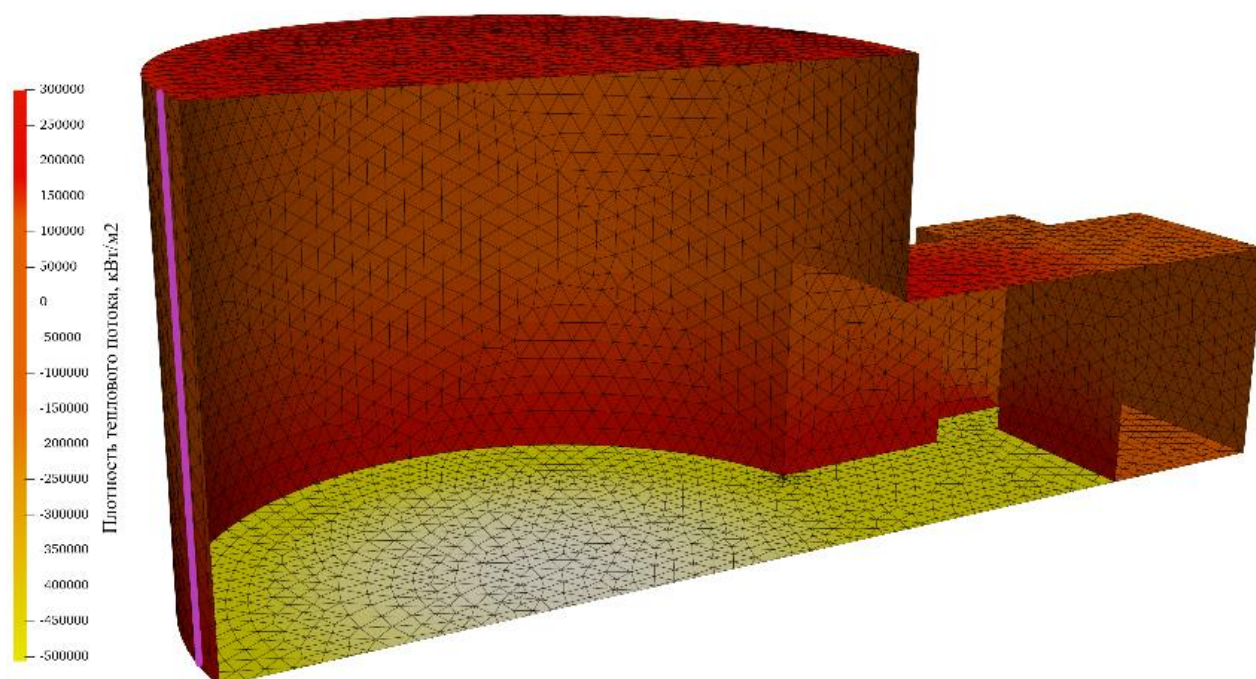


Рисунок 5.37 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения, момент времени 8800 секунд

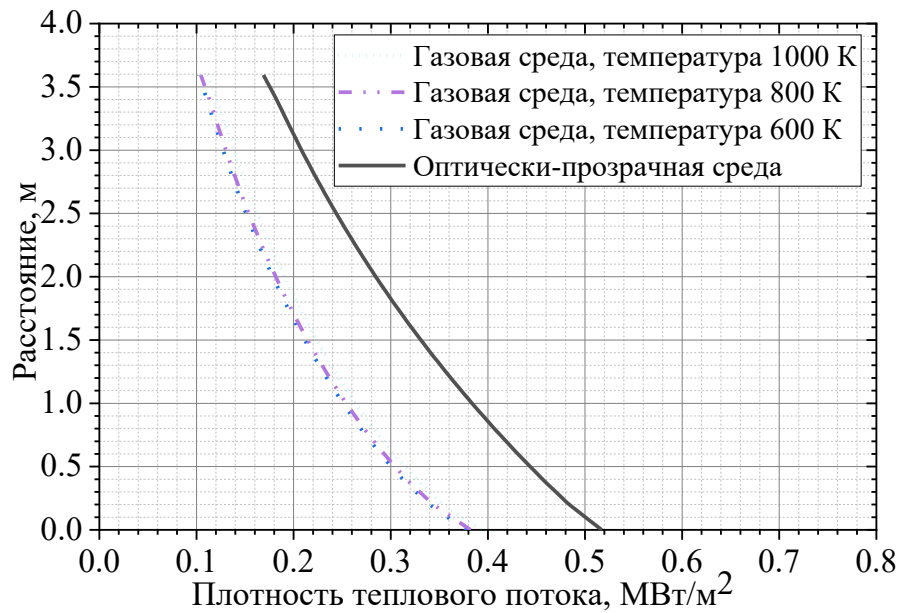


Рисунок 5.38 – Распределения плотности теплового потока результирующего излучения по поверхности S2

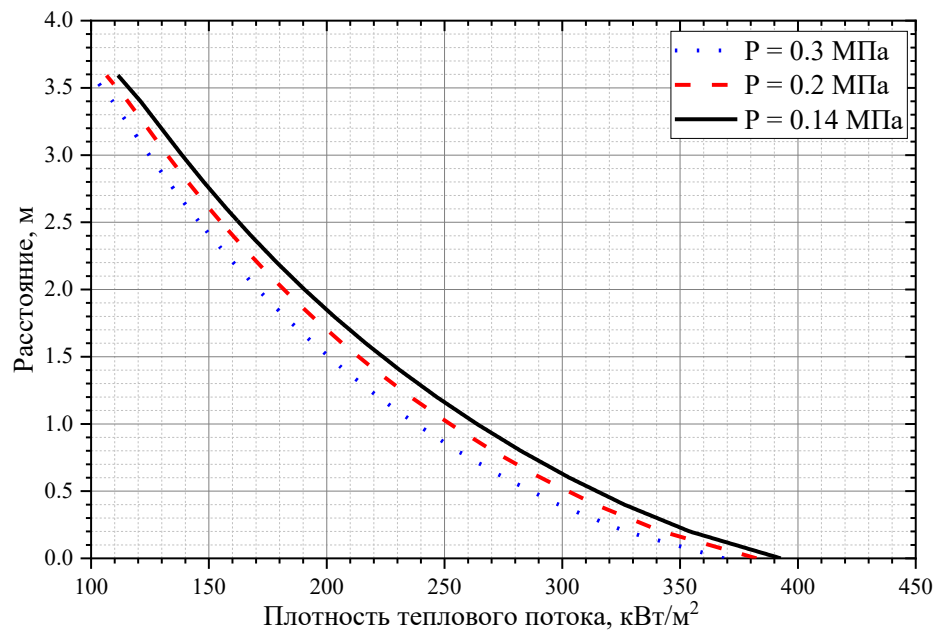


Рисунок 5.39 – Распределение плотности теплового потока результирующего излучения по поверхности S2, момент времени 8679 секунд, вариация давления парогазовой смеси

5.4 Выводы

В настоящей главе представлены результаты моделирования теплообмена излучением программой для ЭВМ THERA применительно к анализу поздней фазы тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР. Был рассмотрен сценарий «Большая течь ДУ 850», как наиболее консервативный с точки зрения времени осушения и последующего разрушения активной зоны, а также мощности остаточного тепловыделения, аккумулированной в образовавшемся в ходе аварии

расплаве. Моделирование теплообмена излучением было проведено для поздней фазы аварийного сценария, рассматривались следующие случаи:

- Локализация расплава в корпусе реактора в рамках анализа концепции внутрикорпусного удержания расплава, предполагающей к реализации на реакторе ВВЭР-С;
- Локализация расплава в УЛР проекта АЭС-2006 на внекорпусной стадии тяжелой аварии;
- Локализация расплава в УЛР проекта ВВЭР-ТОИ на внекорпусной стадии тяжелой аварии;
- Взаимодействие расплава с бетоном на внекорпусной стадии тяжелой аварии для реактора ВВЭР-1000.

Теплообмен излучением моделировался для случая оптически-прозрачной среды в объеме над расплавом, для каждого случая также были проведены дополнительные оценочные расчеты с варьированием температуры ПГС, принятой в анализе. В качестве исходных данных для расчета THERA использовалась информация по хронологии, массовому составу расплава, его конфигурации и температуре, которые были получены с помощью сторонних программных средств. Расчет теплообмена излучением THERA для случая анализа процесса внутрикорпусного удержания был проведен совместно с оценочным сопряженным тепловым расчетом с использованием кода STAR-CCM+ с целью уточнения температуры окружающих расплав конструкций. В остальных случаях моделирование проводилось с зафиксированными значениями температур окружающих конструкций без учета их нагрева за счет воздействия теплового излучения.

Анализ полученных результатов показал весомый вклад эффекта затенения в перераспределение тепловых потоков излучением в расчетной области для всех рассмотренных случаев. При внутрикорпусном удержании расплава необрушенные конструкции подвешной шахты экранируют от излучения со стороны поверхности расплава стенки корпуса. Согласно результатам сопряженного теплового расчета, возможен косвенный нагрев экранируемых стенок корпуса реактора за счет собственного излучения конструкций подвешной шахты, разогретой в ходе воздействия теплового излучения. При анализе результатов моделирования теплообмена излучением на стадии локализации кориума в УЛР можно отметить важную роль блоков жертвенных материалов и тепловых экранов в защите оборудования УЛР от теплового излучения. Развитая поверхность кассет жертвенных материалов в конструкции УЛР ВВЭР-ТОИ, а также нижняя тепловая защита приводит к нивелированию воздействия теплового излучения на термомеханический элемент КПВ, а также снижает тепловую нагрузку на поверхность фермы-консоли и верхней тепловой защиты. При этом незначительный разогрев КПВ возможен за счет эффектов переизлучения

со стороны окружающих его поверхностей. Эффект экранирования также важно учитывать при анализе теплообмена излучением на стадии взаимодействия расплава с бетоном в случае отсутствия УЛР в проекте реакторной установки. Так защитная дверь препятствует воздействию теплового излучения на герметичную дверь со стороны расплава, растекшегося по днищу бетонной шахты реактора.

Проведенные дополнительные расчетные оценки присутствия нагретой ПГС в объеме над расплавом показали влияние эффектов поглощения и испускания теплового излучения на распределение тепловых потоков по расчетной области. Можно отметить рост воздействия теплового излучения на поверхности расчетной области за счет собственного излучения газа с увеличением температуры газовой смеси. Последний факт наиболее важен при анализе воздействия теплового излучения на термомеханический элемент клапана подачи воды, так как собственное излучение газовой смеси, присутствующей в области между нижней тепловой защитой и ТМЭ КПВ, может играть ключевую роль при нагреве чувствительного элемента клапана. Важно отметить, что данные результаты были получены с использованием консервативного приближения об изотермической однородной по объему газовой смеси, в области около КПВ, закрытой от большей части поверхности кориума, температура может быть ниже, чем непосредственно над его поверхностью.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В ходе настоящей работы были получены следующие результаты:

1. Проведенный анализ современных подходов к моделированию теплообмена излучением на поздней фазе ТА в расчетных кодах выявил ряд существенных упрощений. В существующих моделях, представленных в открытых источниках, данный процесс чаще всего рассматривается в осесимметричной постановке, не принимая во внимание эффекты затенения между перекрывающимися поверхностями. Кроме того, влияние поглощающей и излучающей газовой среды в объеме над расплавом либо игнорируется, либо учитывается упрощенно. В рамках данной работы разработана оригинальная расчетная методика, предназначенная для моделирования теплообмена излучением в трехмерной расчетной области с учетом эффекта затенения как в приближении оптически-прозрачной среды, так и с учетом присутствия ПГС в объеме расчетной области, поглощающей и испускающей излучение. Разработанная расчетная методика была реализована в виде программы для ЭВМ «THERA»;

2. Для разработанной расчетной методики проведена верификация на аналитических и модельных задачах, а также валидация на экспериментальных данных. Полученные результаты свидетельствуют о качественном и количественном согласии результатов разработанной методики как с известными аналитическими и расчетными работами, так и с экспериментальными данными;

3. С использованием разработанной методики получены результаты расчетного исследования влияния эффекта затенения и теплофизических параметров ПГС с учетом дискретного характера спектра поглощения газов на распределение плотности теплового потока результирующего излучения в трехмерной расчетной области для следующих прикладных задач:

- Расчетный анализ процесса внутрикорпусного удержания расплава при ТА на АЭС с реактором ВВЭР-С;
- Расчетный анализ процесса локализации расплава в УЛР проектов АЭС-2006 и ВВЭР-ТОИ на внекорпусной стадии ТА на АЭС с реактором ВВЭР-1200;
- Расчетный анализ процесса взаимодействия расплава с бетоном (в шахте реактора) на внекорпусной стадии ТА на АЭС с реактором ВВЭР-1000 (В-320).

Проведенное расчетное исследование позволяет сделать следующие выводы:

- Получено, что необрушенные части внутрикорпусной шахты экранируют внутреннюю часть корпуса реактора от теплового излучения со стороны поверхности кориума при анализе процесса внутрикорпусного удержания расплава для проекта ВВЭР-С. Для УЛР проектов АЭС-2006 и ВВЭР-ТОИ показано, что блоки наполнителя с ЖМ, расположенные внутри корпуса, эффективно экранируют от теплового излучения конструкции тепловых защит и фермы-консоли на всем этапе поступления кориума в объем УЛР. За счет

экранирования блоками наполнителя и тепловыми защитами исключается непосредственное воздействие излучающей поверхности расплава на ТМЭ КПВ, которое может привести к его преждевременному срабатыванию. Получено, что возможен опосредованный разогрев ТМЭ КПВ за счет отраженного теплового потока со стороны окружающих конструкций;

– Рассмотренные в ходе работы практические задачи могут быть приближенно описаны в осесимметричной постановке. Однако, для расчета теплообмена излучением с поверхности расплава в бетонной шахте данное приближение некорректно вследствие отсутствия осевой симметрии у конструкции шахты. Возможности, реализованные в программе для ЭВМ «THERA», позволяют решать задачу в трехмерной постановке, что позволило впервые получить реалистическое распределение плотности теплового потока результирующего излучения на бетонные конструкции шахты ВВЭР-1000 (В-320);

– Наличие ПГС, испускающей и поглощающей тепловое излучение в объеме над расплавом может приводить как к завышению тепловых потоков на поверхности, так и их занижению в зависимости от их температуры, а также температуры ПГС для различных составов и давлений, характерных для условий ТА. Результаты моделирования теплообмена излучением с учетом ПГС показали, что тепловая нагрузка на ТМЭ КПВ от излучения может быть существенно выше при учёте ПГС в объёме над расплавом по сравнению с оптически-прозрачной средой. Для реалистической оценки разогрева ТМЭ КПВ и времени его срабатывания необходим учёт ПГС в объеме над расплавом;

– Результаты расчета плотности тепловых потоков за счет теплового излучения, выполненные с помощью программы для ЭВМ THERA, могут быть использованы в качестве исходных данных для расчета теплового состояния конструкций, расположенных выше уровня расплава, и уточнения динамики поступления оплавленных материалов в расплав. Применение результатов, полученных в THERA, позволяет уточнить распределение тепловой нагрузки от теплообмена излучением на конструкции моделируемых объектов, тем самым снижая степень консерватизма моделирования.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

АЗ	–	активная зона
АЭС	–	атомная электростанция
БЗТ	–	блок защитных труб
ВВЭР	–	водо-водяной энергетический реактор
ВКУ	–	внутрикорпусные устройства
ГЕ	–	гидроемкость
ГО	–	герметичное ограждение
ГЦТ	–	главный циркуляционный трубопровод
ГЦН	–	главный циркуляционный насос
ЖМ	–	жертвенный материал
КПВ	–	клапан подачи воды
ПГС	–	парогазовая смесь
ПД	–	продукт деления
РУ	–	реакторная установка
САОЗ	–	система аварийного охлаждения активной зоны
СПЗАЗ	–	система пассивного залива активной зоны
ТА	–	тяжелая авария
ТВС	–	тепловыделяющая сборка
УЛР	–	устройство локализации расплава
ADF	–	функция распределения поглощения (absorption distribution function)
ALBDF	–	функция распределения линии поглощения абсолютно черного тела (absorption-line blackbody distribution function)
ADFFG	–	функция распределения поглощения с фиктивными газами (absorption distribution function model with fictitious gases)
LBL	–	полинейный метод расчета (line-by-line)
SLWSGG	–	средневзвешенная сумма серых газов на основе спектральных линий (spectral-line weighted sum of gray gases)
WSGG	–	средневзвешенная сумма серых газов (weighted sum of gray gases)
FSKM	–	модель k -распределения в полном спектре поглощения (full spectrum k -distribution model – FSKM).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Общие положения безопасности атомных станций. НП–001–15. Ростехнадзор, 2015
2. Нормы безопасности МАГАТЭ. Безопасность атомных электростанций: проектирование. № SSR-2/1 (Rev. 1). МАГАТЭ. Вена, 2016
3. Мельников И.А., Шмельков Г.Б., Голубев М.А., Великанов А.В. Моделирование радиационного теплообмена применительно к анализу процесса локализации расплава // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы, 2024, № 4, с. 212–225
4. Мельников И.А., Шмельков Г.Б., Голубев М.А. Моделирование теплообмена излучением применительно к процессу локализации расплава в УЛР ВВЭР-ТОИ // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных реакторов, 2025, № 1, с. 62–72
5. Melnikov I. Shmelkov G., Golubev M, Velikanov A., Shmelkov Y., Savekin S. // Approaches to radiative heat transfer simulation in a cavity above melt – E3S Web of Conferences, 2023, 459.
6. Мельников И.А., Шмельков Г.Б., Голубев М.А., Великанов А.В. Численное моделирование радиационного теплообмена в полости над расплавом // Материалы XIII международной конференция молодых специалистов по ядерным энергетическим установкам, г. Подольск, Россия, 12-13 апреля 2023 г.
7. Мельников И.А., Шмельков Г.Б., Голубев М.А., Великанов А.В. Моделирование радиационного теплообмена в полости над расплавом // Материалы X международной научно-практической конференции молодых ученых и специалистов атомной отрасли «Команда-23», г. Санкт-Петербург, Россия, 28 июня – 01 июля 2023 г.
8. Мельников И.А., Шмельков Г.Б., Голубев М.А., Великанов А.В. Подходы к моделированию радиационного теплообмена в полости над расплавом // Материалы всероссийской конференции XXXIX Сибирский теплофизический семинар, г. Новосибирск, Россия, 28 – 31 августа 2023 года
9. Мельников И.А., Шмельков Г.Б., Голубев М.А., Великанов А.В. Моделирование радиационного теплообмена в полости над расплавом // Материалы XIII семинара ВУЗов по теплофизике и энергетике, г. Нижний Новгород, Россия, 12-14 октября 2023 года
10. Мельников И.А., Шмельков Г.Б., Голубев М.А., Великанов А.В. Моделирование радиационного теплообмена применительно к анализу живучести устройства локализации расплава реактора ВВЭР-1200 // Материалы научно-технической конференции «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика-2024)», г. Обнинск, Россия, 16-19 апреля 2024 года
11. Мельников И.А., Шмельков Г.Б., Голубев М.А. Моделирование теплообмена излучением применительно к локализации расплава активной зоны в УЛР ВВЭР-ТОИ // Материалы XIII научного семинара «Моделирование технологий ядерного топливного цикла», г. Снежинск, Россия, 11 – 14 марта 2025 года
12. Мельников И.А., Шмельков Г.Б., Голубев М.А. Моделирование теплообмена излучением применительно к локализации расплава активной зоны в УЛР ВВЭР-ТОИ // Материалы XI Международной научно-практической конференции молодых ученых и специалистов атомной отрасли «Команда-2025» г. Санкт-Петербург, Россия, 3 – 6 сентября 2025 года
13. Шмельков Г.Б., Мельников И.А., Великанов А.В., Голубев М.А., Канин П.К., Кобзарь В.Л. THERA. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2025696564 от 18.12.2025
14. 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. 2019. Vol. 341. P. 326–345.
15. Filippov A., Strizhov V., Tarasov O. Molten Pool Models Validation and Cross-Verification: CFD and SOCRAT Code – 2009, 17th International Conference on Nuclear Engineering ICONE17., Brussels, Belgium, 2009, DOI: 10.1115/icone17-75205
16. Li L. et al. Severe accident analysis for a typical PWR using the MELCOR code //Progress in Nuclear Energy – 2014 – T. 71. – C. 30-38:

17. Allison C. M., Hohorst J. K. Role of RELAP/SCDAPSIM in nuclear safety// Science and technology of Nuclear Installations. – 2009, Article ID 425658 – Vol. 2010, p.17
18. Jaehyok L., Basar O., Sung J. Lee MAAP 5.04 ex-vessel CRD tube heat transfer and melting model //Annals of Nuclear Energy – 2017, Vol 103, p. 265-274:
19. A review of MAAP4 Code Structure and Core T/H Model, Korea Atomic Energy Research Institute
20. Chatelard P., Belon S., Bosland L. et al. Main modelling features of the ASTEC V2.1 major version // Annals of Nuclear Energy – 2016, Vol. 93, pp 83-93:
21. Humphries L.L., Figueroa V.G., Young M.F. et al. MELCOR computer code manuals. – Sandia National Lab.(SNL-NM), Albuquerque, NM (United States), -2015, Vol. 2, p. 807
22. In-Vessel Melt Retention Severe Accident Management Strategy for Existing and Future NPPs Synthesis report on task 2.2: modelling improvements for Severe Accident computer codes developed during the project and validation works
23. Theofanous T.G., Liu C., Additon S. et al. In-vessel coolability and retention of a core melt // Nuclear Engineering and Design – 1997, Vol. 169, pp 1 – 48
24. Kymalainen O., Tuomisto H., Theofanous T.G In-vessel retention of corium at the Loviisa plant // Nuclear Engineering and Design – 1997, Vol. 169, pp 109 – 130:
25. Liaqat A., Baytas A.C. Cooling of molten core material within a pressurised water reactor vessel lower head: interaction of surface radiation and wall conduction with free convection // International Journal of Engineering Science – 2001, Vol. 39, pp 2089 – 2102
26. Dombrovskii L.A. Calculation of Radiation Heat Transfer in a Volume Above the Surface of a Corium Pool // Thermal Engineering – 2001, Vol. 48, pp 42 – 49
27. Kamenskaya D. D., Tarasov O. V., Filippov A. S., Valetov D. K. Heat transfer by radiation and convection in the gas cavity of the VVER-1200 melt localization setup // Atomic Energy - 2018, Vol. 125, 2, pp. 104–109:
28. Howell J.R., Mengüç M.P., Siegel R. Thermal Radiation Heat Transfer, CRC Press, 2016, 1006 p
29. Poljak G. Analysis of heat interchange by radiation between diffuse surfaces // Tech Phys USSR - 1935, 1(5–6), pp. 555–590:
30. Stasiek J.A. Application of the transfer configuration factors in radiation heat transfer. International Journal of Heat and Mass Transfer. 1998, vol. 41, pp. 2893–2907
31. Зигель Р. Теплообмен излучением / М.: "Мир", 1975
32. Винокуров Д.К. Классификация методов расчета диффузных угловых коэффициентов излучения // Математическое моделирование – 2019, 31, 12, с 57-70
33. Van Eck R., Klep M., Van Schijndel A. W. M. Surface to surface radiation benchmarks - In COMSOL conference, 12-14 October 2016, Munich, Germany, pp. 1-6
34. Kantor R. Modelling of a coupled radiation-conduction through a heat shield in vacuum thermal isolation applications – IX International Conference on Computational Heat and Mass Transfer, 2016
35. Четверушкин Б.Н. Математическое моделирование задач динамики излучающего газа / М.:Наука. 1988. стр. 304 (32_Четверушкин)
36. Hottel H.C., Sarofim A.F. Radiative Transfer. New York: McGraw-Hill Book Company, 1967. 520 p.
37. Соболев И.М. Численные методы Монте-Карло. М.: «Наука», 1973.
38. Fiveland W.A. Three-Dimensional Radiative Heat-Transfer Solutions by the Discrete-Ordinates Method. J. Thermophysics. 1988, vol. 2, no. 4, pp. 309.
39. Chui E.H., Raithby G.D. Computation of radiant heat transfer on a nonorthogonal mesh using the finite-volume method. Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals: An International Journal of Computation and Methodology. 1993, vol. 23, no. 3, pp. 269–288
40. Hancock A.J., Fulton L.B., Ying J., Clifford C.E., Sammak S., Barry M.M. A GPU-Accelerated ray-tracing method for determining radiation view factors in multi-junction thermoelectric generators. Energy. 2021.
41. Sparrow E.M. A new and simpler formulation for radiative angle factors. Journal of Heat Transfer, Transactions of the ASME, Series C. 1963, vol. 85, pp. 81-88.

42. Mazumder S., Ravishankar M. General procedure for calculation of diffuse view factors between arbitrary planar polygons. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2012, vol. 55, pp. 7330-7335.
43. Dincer S. Radiative heat transfer modeling of cavities with inhomogeneous participating media using Monte Carlo ray tracing method. Ankara: Middle East Technical University, Graduate School of Natural and Applied Sciences; 2022. 120 p.
44. Арутюнов В.А., Бухмиров В.В., Крупенников С.А. Математическое моделирование тепловой работы промышленных печей/ М.: «Металлургия», 1990
45. Modest M.F. Radiative Heat Transfer. 3rd ed. Cambridge: Academic Press; 2013. 892 p.
46. Fan C., Li X.-L., Xia X.-L., Sun C. An unstructured Monte Carlo ray-tracing method for solving radiative heat transfer in 3D gray semitransparent medium. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. 2019, vol. 225, pp. 110-118.
47. Bayazitoglu Y., Higenyi J. Higher-order differential equations of radiative transfer: P₃ approximation. *AIAA Journal*. 1979, vol. 17, no. 4, pp. 404-411.
48. Modest M.F., Yang J. Elliptic PDE formulation and boundary conditions of the spherical harmonics method of arbitrary order for general three-dimensional geometries. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. 2008, vol. 109, pp. 1641-1666.
49. Fiveland W.A. Three-dimensional radiative heat-transfer solutions by the discrete-ordinates method. *Journal of Thermophysics*. 1988, vol. 2, no. 4, pp. 309-318.
50. Fiveland W.A. Three-dimensional radiative heat-transfer solutions by the discrete-ordinates method. *Journal of Thermophysics*. 1988, vol. 2, no. 4, pp. 309-318.
51. Fiveland W.A., Jesse J.P. Finite element formulation of the discrete-ordinates method for multidimensional geometries. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*. 1994, vol. 8, no. 3, pp. 426-433.
52. Chui E.H., Raithby G.D. Computation of radiant heat transfer on a nonorthogonal mesh using the finite-volume method. *Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals: An International Journal of Computation and Methodology*. 1993, vol. 23, no. 3, pp. 269-288.
53. Chai J.C., Lee H.S., Patankar S.V. Finite volume method for radiation heat transfer. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*. 1994, vol. 8, no. 3
54. Литвинцев К.Ю. Использование метода конечных объёмов для решения уравнения переноса теплового излучения в трёхмерных задачах // Вычислительные технологии. 2014. Т. 19, № 5
55. Edwards D.K. Molecular gas band radiation, *Advances in Heat Transfer*, 1976. Vol. 12; 1976
56. Leckner B. Spectral and total emissivity of water vapor and carbon dioxide. *Combustion and Flame*. 1972, vol. 19, pp. 33-48
57. Rothman L.S., Gordon I.E., Barber R.J., Dothe H., Gamache R.R., Goldman A., Perevalov V.I., Tashkun S.A., Tennyson J. HITEMP, the high-temperature molecular spectroscopic database. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. 2010, vol. 111, pp. 2139-2150
58. Schenker G.N., Keller B. Line-by-line calculations of the absorption of infrared radiation by water vapor in a box-shaped enclosure filled with humid air. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 1995, vol. 38, no. 17, pp. 3127-3134
59. Bartwal N., Kumar P. Calculation of non-gray radiation absorptivity and absorption coefficient of mixture of gases from HITEMP-2010 database. In: *Proceedings of the 16th International Heat Transfer Conference (IHTC-16)*; August 10–15, 2018; Beijing, China
60. Chu H., Liu F., Zhou H. Calculations of gas radiation heat transfer in a two-dimensional rectangular enclosure using the line-by-line approach and the statistical narrow-band correlated-k model. *International Journal of Thermal Sciences*. 2012, vol. 59, pp. 66-74
61. Elsasser, W. M., 1943, *Heat Transfer by Infrared Radiation in the Atmosphere*, Harvard University Press, Cambridge, MA
62. Goody R.M. A statistical model for water-vapour absorption. *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*. 1952, vol. 78, no. 336, pp. 165-169
63. Malkmus W. Random Lorentz band model with exponential-tailed S⁻¹ line-intensity distribution function. *Journal of the Optical Society of America*. 1967, vol. 57, no. 3

64. Rothman L.S., Gamache R.R., Tipping R.H., Rinsland C.P., Smith M.A.H., Benner D.C., Devi V.M., Flaud J.-M., Camy-Peyret C., Perrin A., Goldman A., Massie S.T., Brown L.R., Toth R.A. The HITRAN molecular database: Editions of 1991 and 1992. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. 1992, vol. 48, no. 5–6, pp. 469–507
65. Soufiani A., Taine J. High temperature gas radiative property parameters of statistical narrow-band model for H₂O, CO₂ and CO, and correlated-K model for H₂O and CO₂. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 1997, vol. 40, no. 4, pp. 987–991
66. Liu F. Numerical solutions of three-dimensional non-grey gas radiative transfer using the statistical narrow-band model. *Journal of Heat Transfer*. 1999, vol. 121, no. 1, pp. 200–209.
67. Taine J., Soufiani A. Gas IR radiative properties: from spectroscopic data to approximate models // *Advances in Heat Transfer*, 2003, Vol. 33.
68. Penner, S. S., 1960, *Quantitative Molecular Spectroscopy and Gas Emissivities*, Addison-Wesley, Reading, MA
69. Edwards D. K., Menard W. A. Comparison of models for correlation of total band absorption // *Applied Optics*, 1964, Vol. 3, No. 5.
70. Edwards D.K., Balakrishnan A. Thermal radiation by combustion gases // *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1973, Vol. 16, P. 25–40
71. Kondratyev K.Ya. *Radiation in the Atmosphere*, New York: Academic Press, 1969. — 115 p.
72. Domoto G.A. Frequency integration for radiative transfer problems involving homogeneous non-gray gases: the inverse transmission function // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 1974. — Vol. 14. — P. 935–942.
73. Wang A., Modest M.F. High-accuracy, compact database of narrow-band k-distributions for water vapor and carbon dioxide // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 2005. — Vol. 93. — P. 245–261.
74. Chu H., Liu F., Zhou H. Calculations of gas radiation heat transfer in a two-dimensional rectangular enclosure using the line-by-line approach and the statistical narrow-band correlated-k model // *International Journal of Thermal Sciences*. — 2012. — Vol. 59. — P. 66–74.
75. Modest M.F., Riazzi R.J. Assembly of full-spectrum k-distributions from a narrow-band database; effects of mixing gases, gases and nongray absorbing particles, and mixtures with nongray scatterers in nongray enclosures // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 2005. — Vol. 90. — P. 169–189.
76. Marin O., Buckius R.O. Wide band correlated-k approach to thermal radiative transport in nonhomogeneous media // *Journal of Heat Transfer*. — 1997. — Vol. 119.
77. Marin O., Buckius R.O. A simplified wide band model of the cumulative distribution function for carbon dioxide // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. — 1998. — Vol. 41. — P. 3881–3897
78. He J., Cheng W.L., Buckius R.O. Wide band cumulative absorption coefficient distribution model for overlapping absorption in H₂O and CO mixtures // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. — 2008. — Vol. 51. — P. 1115–1129.
79. Modest M.F. The weighted-sum-of-gray-gases model for arbitrary solution methods in radiative transfer // *Journal of Heat Transfer*. — 1991. — Vol. 113.
80. Smith T.F., Shen Z.F., Friedman J.N. Evaluation of coefficients for the weighted sum of gray gases model // *Journal of Heat Transfer*. — 1982. — Vol. 104.
81. Denison M.K., Webb B.W. An absorption-line blackbody distribution function for efficient calculation of total gas radiative transfer // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 1993. — Vol. 50, No. 5. — P. 499–510.
82. Pearson J.T., Webb B.W., Solovjov V.P., Ma J. Effect of total pressure on the absorption line blackbody distribution function and radiative transfer in H₂O, CO₂, and CO // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 2014. — Vol. 143. — P. 100–110.
83. Pearson J.T., Webb B.W., Solovjov V.P., Ma J. Efficient representation of the absorption line blackbody distribution function for H₂O, CO₂, and CO at variable temperature, mole fraction, and total pressure // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 2014. — Vol. 138. — P. 82–96.

84. Solovjov V.P., Webb B.W. SLW modeling of radiative transfer in multicomponent gas mixtures // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 2000. — Vol. 65. — P. 655–672.
85. Rivière Ph., Soufiani A., Perrin M.Y., Riad H., Gleizes A. Air mixture radiative property modelling in the temperature range 10,000–40,000 K // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 1996. — Vol. 56, No. 1. — P. 29–45
86. Pierrot L., Rivière P., Soufiani A., Taine J. A fictitious-gas-based absorption distribution function global model for radiative transfer in hot gases // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 1999. — Vol. 62. — P. 609–624
87. Wang A., Modest M.F. High-accuracy, compact database of narrow-band k-distributions for water vapor and carbon dioxide // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 2005. — Vol. 93. — P. 245–261.
88. Modest M.F., Mehta R.S. Full spectrum k-distribution correlations for CO₂ from the CDSD-1000 spectroscopic databank // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. — 2004. — Vol. 47. — P. 2487–2491.
89. Modest M.F., Singh V. Engineering correlations for full spectrum k-distribution of H₂O from the HITEMP spectroscopic databank // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 2005. — Vol. 93. — P. 263–271.
90. Modest M.F., Zhang H. The full-spectrum correlated-k distribution for thermal radiation from molecular gas-particulate mixtures // *Journal of Heat Transfer*. — 2002. — Vol. 124, No. 1. — P. 30–38
91. Wang L., Modest M.F. Narrow-band based multi-scale full-spectrum k-distribution method for radiative transfer in inhomogeneous gas mixtures // *Journal of Heat Transfer*. — 2005. — Vol. 127. — P. 740–748.
92. Demarco R., Consalvi J.L., Fuentes A., Melis S. Assessment of radiative property models in non-gray sooting media // *International Journal of Thermal Sciences*. — 2011. — Vol. 50. — P. 1672–1684.
93. Hofmann P., Hagen S.J.L., Schanz G., Skokan A. Reactor core materials interactions at very high temperatures // *Nuclear Technology*. — 1989. — Vol. 87.
94. TMI-2 Analysis Exercise Task Group. TMI-2 Analysis Exercise: Final Report. — OECD Nuclear Energy Agency, Committee on the Safety of Nuclear Installations, Principal Working Group No. 2.
95. Асмолов В.Г., Абалин С.С., Дегальцев Ю.Г., Шах О.Я., Дьяков Е.К., Стрижов В.Ф. Поведение бассейна расплава активной зоны в днище корпуса реактора (проект «Расплав») // *Атомная энергия*. — 1998. — Т. 84, № 4.
96. Tsurikov, D.F., Strizhov, V.F., Bechta, S.V., Zagriazkin, V.N., Kiselev, N.P., 2007. Main Results of MASCA1 and 2 Projects. Technical Report, RRC Kurchatov Institute.
97. Seiler J.M., Tourniaire B., Defoort F., Froment K. Consequences of material effects on in-vessel retention // *Nuclear Engineering and Design*. — 2007. — Vol. 237. — P. 1752–1758.
98. Григорук Д.Г., Кондратенко П.С. Эффект фокусировки в теплоотдаче многокомпонентной жидкости с внутренними источниками тепла // *Теплофизика высоких температур*. — 2001. — Т. 39, № 1. — С. 161–165.
99. Кухтевич И.В., Безлепкин В.В., Грановский В.С., Хабенский В.Б., Асмолов В.Г., Бешта С.В., Сидоров А.С., Беркович В.М., Стрижов В.Ф., Худ Минчан, Рогов М.Ф., Новак В.П. Концепция локализации расплава кормума на внекорпусной стадии запроектной аварии АЭС с ВВЭР-1000 // *Теплоэнергетика*. — 2001. — № 9.
100. Комлев А.А., Альмяшев В.И., Бешта С.В., Хабенский В.Б., Грановский В.С., Гусаров В.В. Жертвенный материал для ловушки расплава на основе высокоглиноземистого цемента и керамического наполнителя // *Технологии обеспечения жизненного цикла ЯЭУ*. — 2019. — № 2 (16).
101. Безлепкин В.В., Сидоров В.Г., Астафьева В.О., Токарь О.В. Моделирование процессов в устройстве локализации расплава АЭС-2006 с ВВЭР-1200 при запроектной аварии // *Атомная энергия*. — 2010. — Т. 108, № 6

102. Zvonarev Yu.A., Tsurikov D.F., Kobzar V.L., Volchek A.M., Kiselev N.P., Strizhov V.F., Filippov A.S., Moiseenko E.V. Numerical analysis of core catcher efficiency for VVER-1200 // *Physics of Atomic Nuclei*. — 2011. — Vol. 74, No. 13. — P. 1845–1853.
103. Asmolov V.G., Gusev I.N., Kazanskiy V.R., Povarov V.P., Statsura D.B. New generation first-of-the-kind unit – VVER-1200 design features // *Nuclear Energy and Technology*. — 2017. — Vol. 3. — P. 260–269.
104. Khabensky V.B., Granovsky V.S., Beshta S.V., Vitol S.A., Sulatskii A.A., Krushinov E.V. Operation of thermal protection shields used in the corium catcher at a nuclear power station equipped with VVER reactors // *Thermal Engineering*. — 2011. — Vol. 58, No. 4. — P. 310–316.
105. Стрижов В.Ф. Моделирование теплофизических явлений на поздней стадии тяжелых аварий на АЭС: дис. д-ра физ.-мат. наук: 01.04.14. — Москва: ИБРАЭ РАН, 2000 – 285 с.
106. OECD Nuclear Energy Agency. State-of-the-Art Report on Molten Corium Concrete Interaction and Ex-Vessel Molten Core Coolability. — Paris: OECD, 2017.
107. Asmolov V., Zvonarev Y., Abyshov G. Large-scale MCCI test V7.1 on the BETA facility with serpentine concrete: Report No. 004/1-1719-92. — Moscow: NSI RCC K1, 1992.
108. Firnhaber M. BETA V5.1 Experiment on Melt-Concrete Interaction: ISP-30 International Standard Problem No. 30: Comparison Report.
109. Sdouz G., Mayrhofer R., Alsmeyer H., Cron T., Fluhrer B., Foit J., Messemer G., Miassoedov A., Schmidt-Stiefel S., Wenz T. The COMET-L2 experiment on long-term MCCI with steel melt: Technical report. — Karlsruhe: Institut für Kern- und Energietechnik, Programm Nukleare Sicherheitsforschung
110. Alsmeyer H. Proceedings of the Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions. — Karlsruhe: Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, 1992.
111. Corradini M., Reineke H.H. A review of the BETA experimental results and code comparison calculations // *Nuclear Science and Engineering*. — 1989. — Vol. 102. — P. 260–282.
112. Widmann W., Burger M., Lohnert G., Alsmeyer H., Tromm W. Experimental and theoretical investigations on the COMET concept for ex-vessel core melt retention // *Nuclear Engineering and Design*. — 2006. — Vol. 236. — P. 2304–2327.
113. Strizhov V., Kanukova V., Vinogradova T., Aakenov E., Nikulshin V. An assessment of the CORCON-MOD3 code. Part I: Thermal-hydraulic calculations: International Agreement Report NUREG/IA-0129. — Washington, DC: U.S. Nuclear Regulatory Commission, 1996
114. Cogne J.R., Blone H.J., Brockmann J.L., Gasser R.D., Lucero D.A. Core-concrete interactions using molten steel with zirconium on a basaltic basemat: The SURC-4 experiment: Technical report NUREG/CR-4994, Sandia National Laboratories, 1989.
115. Kanik M.E., Noori-kalkhoran O., Fernández-Cosials K., Gei M. 3D analysis of hydrogen distribution and its mitigation using passive autocatalytic recombiners (PARs) inside VVER-1000 containment // *Energies*. — 2023. — Vol. 16.
116. Davidsson B.J.R., Rickman H. Surface roughness and three-dimensional heat conduction in thermophysical models // *Icarus*. — 2014. — Vol. 243. — P. 58–77.
117. Smith, M. (2009). ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.9. Dassault Systèmes Simulia Corp.
118. Rozitis B., Green S.F. Directional characteristics of thermal-infrared beaming from atmosphereless planetary surfaces – a new thermophysical model // *Monthly Notices of the Royal Astronomical Society*. — 2011. — Vol. 415, No. 3. — P. 2042–2062.
119. Walton G. Calculation of obstructed view factors by adaptive integration: Technical report NISTIR 6925. — Gaithersburg, MD: NIST, 2002
120. Kramer S.C., Gritzki R., Perschk A., Rösler M., Felsmann C. Fully parallel, OpenGL-based computation of obstructed area-to-area view factors // *Journal of Building Performance Simulation*. — 2014.
121. Rao V.R., Sastri V.M.K. Efficient evaluation of diffuse view factors for radiation // *International Journal of Heat and Mass Transfer*

122. Ambirajan A., Venkateshan S.P. Accurate determination of diffuse view factors between planar surfaces // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. — 1993. — Vol. 36, No. 8. — P. 2203–2208.
123. Möller T., Trumbore B. Fast, minimum storage ray-triangle intersection // *Journal of Graphics Tools*. — 1997. — Vol. 2, No. 1. — P. 21–28.
124. Shirley P., Ashikhmin M., Marschner S. *Fundamentals of computer graphics*. — 3rd ed. — Boca Raton: CRC Press, 2009. — 734 p.
125. Pearson J.T. The development of updated and improved SLW model parameters and its application to comprehensive combustion predictions: PhD dissertation. — Provo, UT: Brigham Young University, 2013.
126. Camaraza-Medina Y., Hernandez-Guerrero A., Luviano-Ortiz J.L. View factor calculations between triangular surfaces // *Engineering Perspective*. — 2025. — Vol. 5, No. 2. — P. 49–59.
127. Sakami M., Charette A., Dez V. Radiative Heat Transfer in Three-Dimensional Enclosures of Complex Geometry by Using the Discrete-Ordinates Method // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer* – 1998, Vol. 59, no. 1–2, pp. 117–136
128. Grissa H., Askri F., Ben Salah M., Ben Nasrallah S. Prediction of radiative heat transfer in 3D complex geometries using the unstructured control volume finite element method // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 2010. — Vol. 111, No. 1. — P. 144–154.
129. Chai J., Moder J., Parthasarathy G. Radiation heat transfer in three-dimensional irregular geometries // *AIAA Journal*. — 1996. — Art. 1996-1889.
130. Liu J., Chen Y.S. Examination of conventional and even-parity formulations of discrete ordinates method in a body-fitted coordinate system // *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*. — 1999. — Vol. 61, No. 4. — P. 417–431.
131. Yu M.J. An extension of the weighted sum of gray gases non-gray gas radiation model to a two phase mixture of non-gray gas with particles // *Int. J. Heat Mass Transfer*. - 2000. Vol. 43. pp. 1699–1713:
132. Литвинцев К.Ю. Особенности использования конечно-объемного, дискретно-ординатного и диффузионного приближения для уравнения радиационного теплопереноса // *Вестник Сибирского государственного аэрокосмического университета имени академика М. Ф. Решетнева*. - 2008. 4(21)
133. Lavery N.P., Vujicic M.R., Brown S.G.R. Thermal experimental investigation of radiative heat transfer for the validation of radiation models // *WIT Transactions on Modelling and Simulation*. 2005. Vol. 41. P. 563-572.
134. Vujicic M.R., Lavery N.P., Brown S.G.R. New Experimental Data for the Validation of Radiative Heat Transfer // *Experimental Heat Transfer*. 2006. Vol. 19. No. 3. P. 193-207.
135. Paloposki T., Liedquist L. Steel emissivity at high temperatures - NT Technical Report, 2006, 570, Nordic Innovation Centre, Norway, 2006
136. Fink J. K. Thermophysical properties of uranium dioxide – *Journal of Nuclear Materials*, 2000, 279, pp. 1–18