



**ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ БЮДЖЕТНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ
«НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ЦЕНТР
«КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ»**

На правах рукописи

ГАЦА Павел Владимирович

**РАСЧЁТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ
ПРОЦЕССОВ ТЕПЛОМАССОПЕРЕНОСА
В ЖИДКОСОЛЕВОМ ЯДЕРНОМ РЕАКТОРЕ – СЖИГАТЕЛЕ
С АКТИВНОЙ ЗОНОЙ ПОЛОСТНОГО ТИПА**

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

Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук,
Игнатьев Виктор Владимирович

Москва – 2025

ОГЛАВЛЕНИЕ

Перечень сокращений	4
Введение	5
Глава 1. Жидкосолевой ядерный реактор и его место в системе атомной энергетики	11
1.1. Понятие о жидкосолевом реакторе	11
1.2. История и развитие технологии ЖСР	12
1.3. ЖСР-сжигатель трансурановых элементов из ОЯТ легководных реакторов	15
1.4. Проблемы, возникающие при проектировании ЖСР	18
Глава 2. Моделирование теплогидравлических характеристик реакторного контура	21
2.1. Модели теплогидравлического расчёта	21
2.2. Задачи и методика теплогидравлического расчёта	28
2.2.1. Описание расчётной модели	29
2.2.2. Предварительная верификация выбранной модели	30
2.3. Выбор оптимальной конфигурации активной зоны исследовательского ЖСР-С	33
2.3.1. Выбор оптимальной конфигурации активной зоны	33
2.3.2. Анализ теплогидравлических характеристик реакторного контура	36
2.4. Выбор оптимальной конфигурации реакторного контура полномасштабного ЖСР-С	40
2.3.1. Организация реакторного контура	41
2.3.2. Анализ теплогидравлических характеристик активной зоны	44
2.3.3. Теплогидравлический анализ внешней части реакторного контура	47
Выводы к главе 2	50
Глава 3. Моделирование распространения трития в реакторной установке	52
3.1. Расчётные модели переноса трития	52
3.2. Расчётная модель поведения трития 3H-MSR	57
3.2.1. Постановка задачи	57
3.2.2. Описание процессов распространения трития	57
3.2.4. Принятые допущения	67
3.2.5. Верификация 3H-MSR	68
3.3. Расчёт распространения трития в реакторной установке исследовательского ЖСР-С	72
3.3.1. Образование трития в активной зоне	72
3.3.2. Распределение трития в РУ исследовательского ЖСР-С	72

3.4. Расчёт распространения трития в реакторной установке полномасштабного ЖСР-С	80
3.4.1. Образование трития в активной зоне	80
3.4.2. Распределение трития в РУ полномасштабного ЖСР-С	82
Выводы к главе 3	86
Глава 4. Моделирование поведения нерастворимых продуктов деления в реакторном контуре	88
4.1. Расчётная модель осаждения благородных металлов	90
4.2. Расчётная модель осаждения нерастворимых ПД NM-MSR	97
4.2.1. Постановка задачи	97
4.2.2. Описание процессов осаждения нерастворимых ПД	98
4.2.3. Принятые допущения расчётной модели	101
4.2.4. Верификация методики NM-MSR	103
4.2.5. Подготовка исходных данных	104
4.3. Распределение нерастворимых ПД в реакторном контуре исследовательского ЖСР-С	108
4.4. Распределение нерастворимых ПД в реакторном контуре полномасштабного ЖСР-С	109
4.5. Характерное время осаждения	111
4.6. Остаточное энергосодержание от нерастворимых ПД	114
Выводы к главе 4	119
Заключение	120
Список работ, опубликованных по теме диссертации:	123
Список использованных источников	125
Приложение А	132
А.1. Уравнения теплогидравлического расчёта в ANSYS Fluent	132
А.2. Организация циркуляции топливной соли в реакторном контуре полномасштабного ЖСР-С	135
А.3. Изменение теплоотдачи в промежуточном теплообменнике ЖСР-С, обусловленное осаждением благородных металлов	147
Приложение Б	151
Б.1. Предварительный подбор парогенератора для реакторной установки полномасштабного ЖСР-С	151

ПЕРЕЧЕНЬ СОКРАЩЕНИЙ

а.з. — активная зона;

ВВЭР — водо-водяной энергетический реактор;

ГЦН — главный циркуляционный насос;

ЖСР — жидкосолевой ядерный реактор;

Полномасштабный ЖСР-С (MOSART) — жидкосолевой реактор сжигатель трансурановых элементов с активной зоной полостного типа тепловой мощностью 2 400 МВт;

Исследовательский ЖСР-С — исследовательский жидкосолевой реактор с активной зоной полостного типа тепловой мощностью 10 МВт;

КМ — конструкционный материал;

КО — контрольный объем;

МА — минорные актиниды;

МАГАТЭ — Международное Агентство по Атомной Энергии;

НИЦ «Курчатовский институт» — Федеральное Государственное Бюджетное Учреждение «Национальный Исследовательский Центр «Курчатовский институт», Москва, Россия;

ПД — продукты деления;

ПС — программное средство;

ПТО — промежуточный теплообменник;

ТУЭ — трансурановые элементы;

РУ — реакторная установка;

т.с. — топливная соль;

ФГУП «ГХК» — Федеральное Государственное Унитарное Предприятие «Горно-химический комбинат», г. Железногорск, Красноярский край, Россия;

ЦНПК — циркуляционный насос промежуточно контура;

MSRE — экспериментальный жидкосолевой реактор тепловой мощностью 8 МВт (Molten Salt Reactor Experiment), США;

MSBR — проект жидкосолевого канального реактора-бридера тепловой мощностью 2 250 МВт (Molten Salt Breeder Reactor), США;

MSFR — проект жидкосолевого реактора-бридера с активной зоной полостного типа тепловой мощностью 3 000 МВт (Molten Salt Fast Reactor), Франция;

ORNL — Ок Риджская Национальная Лаборатория (Oak Ridge National Laboratory), США.

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования

При крупномасштабном развитии атомной энергетики РФ в заключительной стадии ядерного топливного цикла (ЯТЦ) необходимо обеспечить эффективное рециклирование облучённого ядерного топлива (ОЯТ), сжигание наиболее опасных актиноидов и долговременную изоляцию радиоактивных отходов и, возможно, расширенное воспроизводство топлива при использовании урана и тория [1].

Государственная корпорация «Росатом» предполагает использовать технологии жидкосолевых ядерных реакторов (ЖСР) с циркулирующим топливом в качестве нового элемента в системе атомной энергетики для сжигания минорных актиноидов (МА/Ап: Pu, Am, Np, Cm) из ОЯТ твердотопливных реакторов [2]. Концепция ЖСР-сжигателя МА (ЖСР-С) [3] предусматривает коррекцию состава топливной соли без останова реактора, включающую: (1) подпитку новым топливом с добавкой фторидов МА, (2) очистку от продуктов деления (ПД), (3) многократное рециклирование актиноидов.

Созданию полномасштабного ЖСР предшествует проверка основных технических решений на исследовательском ЖСР. В настоящее время ведутся работы по созданию исследовательского ЖСР-С с топливной солью (т.с.) состава Li,Be,Am/F и активной зоной полостного типа тепловой мощностью 10 МВт на базе «Горно-Химического Комбината», г. Железногорск (ФГУП «ГХК») [4]. Физический пуск исследовательского ЖСР-С запланирован в 2030 г. На следующем этапе предполагается сооружение на площадке ФГУП «ГХК» полномасштабного ЖСР-С.

Разработки проектов полномасштабных и исследовательских ЖСР различного назначения ведутся в Европейском союзе, Великобритании, Южной Корее, Канаде, КНР и США. В КНР уже начата эксплуатация исследовательского ЖСР, а в США разрешено строительство нескольких реакторных установок этого типа.

Специфика реакторов с циркулирующим топливом, к которым относится и ЖСР, требует новых подходов к решению целого ряда задач. В том числе и к задаче расчёта тепломассопереноса, поскольку в таком реакторе в первом контуре циркулирует топливная добавка, продукты деления, продукты активации и другие примеси, нехарактерные для традиционного твердотопливного реактора. Представленные в диссертации результаты наряду с аналогичными исследованиями новых типов реакторов и установок топливного цикла направлены на определение перспективных направлений развития системы ядерной энергетики.

Цели и задачи исследования

Цель работы состоит в разработке расчётных моделей и исследовании процессов гидродинамики и теплообмена, переноса трития и осаждения твердых нерастворимых продуктов деления в ЖСР-С с активной зоной полостного типа.

В соответствии с поставленной целью применительно к исследовательскому и полномасштабному ЖСР-С решены следующие задачи:

1. определение моделей, подходящих для расчёта процессов гидродинамики и теплообмена, и исследование характеристик реакторной установки (РУ), включая выбор конфигурации активной зоны (а.з.) и реакторного контура;
2. разработка модели для расчёта наработки и переноса трития по РУ и проведение расчётных исследований;
3. разработка модели для расчёта поведения твердых нерастворимых продуктов деления, включая теллур, в реакторном контуре и исследование количественных характеристик осаждения и остаточного энерговыделения.

Научная новизна работы

Работа обладает новизной:

- предложена концепция активной зоны циклонного типа для стабилизации потока топливной соли в активной зоне полномасштабного ЖСР-С;

- созданы модели расчёта распределений трития и нерастворимых ПД, включая теллур, в исследовательском и полномасштабном ЖСР-С, для оценки безопасности эксплуатации реакторных установок с ЖСР-С;

- реализованы программные средства, учитывающие специфику ЖСР: 3Н-MSR для расчёта образования и распределения трития по реакторной установке и NM-MSR для переноса и осаждения твёрдых нерастворимых ПД в реакторном контуре.

Новизна модели расчёта распространения трития заключается в следующем:

- процессы массопереноса трития рассматриваются как нестационарные и многостадийные, чего лишены предшествующие модели;
- проводится учёт большего числа обратных связей, чем в предшествующих моделях;
- учитывается равновесное химическое состояние всей системы «топливная соль – конструкционный материал – продувочный газ».

Новизна модели расчёта осаждения нерастворимых ПД заключается в следующем:

- процессы массопереноса нерастворимых ПД рассматриваются как нестационарные и многостадийные, чего лишены предшествующие модели;
- учтены физические параметры массопереноса нерастворимых ПД в потоке топливной соли.

Теоретическая и практическая значимость работы

- Результаты исследований способствуют расширению базы знаний по свойствам тепломассопереноса расплавленных смесей фторидных солей;
- Практическая значимость работы подтверждена получением свидетельства о регистрации Программы для ЭВМ «3Н-MSR для расчёта распределения трития в жидкосолевом реакторе» (свидетельство № 2024681466);
- Программные средства 3Н-MSR и NM-MSR входят в мультимодельный программный комплекс MULTIMSR, разрабатываемый в НИЦ «Курчатовский институт» для моделирования ЖСР;

– Созданные расчётные модели процессов теплогидравлики, переноса трития и осаждения твёрдых нерастворимых ПД по реакторному контуру используются организациями отрасли при расчёте и проектировании исследовательского ЖСР-С для выбора и усовершенствования эксплуатационных характеристик.

Методология и методы исследования

В работе применялись теоретический и расчётно-аналитический методы исследования. Методологической базой диссертационной работы являются работы В.В. Игнатьева, О.С. Фейнберг, В.Л. Блинкина, В.М. Новикова, и др., в т.ч. зарубежных авторов: R.B. Briggs, R.J. Kedl, S.A. Walker, J.D. Stempien и др.

Положения, выносимые на защиту

1. Результаты расчётных исследований гидродинамики и теплообмена а.з. полостного типа и реакторных контуров исследовательского и полномасштабного ЖСР-С с топливной солью состава Li,Be,An/F;

2. Концепция а.з. циклонного типа, на которую получен патент на изобретение № 2787572;

3. Расчётная модель переноса и распределения трития по РУ, учитывающая специфику ЖСР с топливной солью состава Li,Be,An/F, программное средство ЗН-MSR (свидетельство № 2024681466), основанное на предложенной модели, и результаты расчётов;

4. Расчётная модель переноса и осаждения твердых нерастворимых продуктов деления в реакторном контуре, учитывающая специфику ЖСР с топливной солью состава Li,Be,An/F, программное средство NM-MSR, основанное на предложенной модели, и результаты расчётов.

Степень достоверности и апробация результатов

Достоверность результатов, полученных с помощью программных средств ЗН-MSR и NM-MSR, подтверждается их согласованностью с результатами,

рассчитанными по другим программам моделирования теплогидравлики, переноса трития и осаждения твёрдых нерастворимых ПД в ЖСР, а также сравнением с экспериментальными данными полученными на экспериментальном реакторе MSRE (США) в 1965–1969 гг.

Основные результаты работы докладывались на следующих международных и российских конференциях:

1. XVII Курчатовская междисциплинарная молодежная научная школа, Россия, Москва, НИЦ «Курчатовский институт», 20–23 марта 2023 г;
2. Научно-практическая конференция «Теплофизика реакторов нового поколения (ТЕПЛОФИЗИКА–2024)», Россия, Обнинск, ГНЦ РФ–ФЭИ, 16–19 апреля 2024 г;
3. XX международная молодежная научно-практическая конференция «Будущее атомной энергетики – AtomFuture2024», Россия, Обнинск, 05–06 декабря 2024 г.;
4. XIII научно-технический семинар «Моделирование технологий ядерного топливного цикла – 2025», Россия, Снежинск, 11–14 марта 2025 г.;
5. Technical Meeting on Reactor Physics, Thermal Hydraulics and Plant Design of Molten Salt Reactors // Техническая встреча по реакторной физике, теплогидравлике и проектированию станций с жидкосолевыми реакторами, МАГАТЭ, Вена, Австрия, 22–25 апреля 2025;
6. Workshop on Molten Salt Reactor Fuels: Recent Developments and Future Challenges // Семинар по топливу жидкосолевых реакторов: Последние достижения и будущие вызовы, МАГАТЭ, Вена, Австрия, 21–25 июля 2025.

Личный вклад автора

Вклад автора состоит в:

- моделировании теплогидравлики в контурах циркуляции исследовательского и полномасштабного ЖСР-С с а.з. полостного типа;
- формировании компоновок а.з. и контуров циркуляции;

- разработке моделей и программ для расчёта распространения трития и твердых нерастворимых продуктов деления в ЖСР;
- верификации разработанных моделей и программ; обработке и анализе полученных данных, а также изложению результатов.

В основу диссертационной работы вошли исследования, выполненные в 2020–2024 годах. Автор разработал расчётные модели, алгоритмы и программные средства на языках программирования Python и C++ с учётом специфики ЖСР. Ряд вопросов, изложенных в диссертации, разработан в соавторстве с сотрудниками НИЦ «Курчатовский Институт».

Публикации

Основные результаты по теме диссертации изложены в 12 печатных изданиях, в том числе: 6 – статьи в журналах, рекомендованных ВАК; 4 – тезисы докладов; 1 – патент на изобретение; 1 – свидетельство на программу для ЭВМ.

Структура и объем работы

Диссертация состоит из введения, четырёх глав, заключения и двух приложений. Полный объём диссертации составляет 154 страницы с 71 рисунком и 31 таблицей. Список литературы содержит 71 наименование.

Глава 1 является вводной и дает понятие о жидкосолевом реакторе и его месте в системе атомной энергетики будущего. Глава 2 посвящена решению задачи подбора моделей, подходящих для расчёта процессов гидродинамики и теплообмена, и исследование характеристик реакторной установки (РУ), включая выбор конфигурации активной зоны (а.з.) и реакторного контура. Глава 3 посвящена решению задачи разработки модели для расчёта распространения трития по РУ и проведение с её помощью исследований. Глава 4 посвящена решению задачи разработки модели для расчёта поведения твердых нерастворимых продуктов деления, в реакторном контуре и исследование характеристик осаждения и остаточного энерговыделения.

ГЛАВА 1. ЖИДКОСОЛЕВОЙ ЯДЕРНЫЙ РЕАКТОР И ЕГО МЕСТО В СИСТЕМЕ АТОМНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ

1.1. Понятие о жидкосолевом реакторе

Жидкосолевой ядерный реактор (ЖСР) – это реактор физико-химической концепции с циркулирующим топливом, в котором теплоносителем первого контура является расплав солей фторидов (или хлоридов) металлов, а топливная добавка в виде фторидов (или хлоридов) делящихся элементов растворена в теплоносителе первого контура.

Такой реактор может работать при высоких температурах 650 – 750 °С (что повышает его термодинамическую эффективность) и одновременно при низком давлении теплоносителя 1 – 2 бар_(изб.) (что снижает механические напряжения, повышает безопасность и долговечность). ЖСР обладает внутренне присущими свойствами естественной безопасности, такими как [5]:

- глубоко отрицательные температурные коэффициенты реактивности;
- малый паразитный захват нейтронов в активной зоне и высокая эффективность использования топлива из-за значительного уменьшения количества конструкционных материалов в активной зоне;
- отсутствие радиационного повреждения топлива, так как оно не сфабриковано;
- гибкий топливный цикл позволяет варьировать как количество топлива в реакторе, так и его состав;
- высокая теплоемкость топливной соли, помимо переноса тепла она позволяет аккумулировать большую часть остаточного энерговыделения;
- химическое связывание большинства продуктов деления;
- низкая химическая активность солевого теплоносителя (при контакте с водой или воздухом он не воспламеняется) в отличие от жидкометаллического натриевого теплоносителя;
- возможность непрерывного выведения нерастворимых продуктов деления, особенно газовых.

По совокупности этих свойств, жидкосолевой реактор был включен Международным Форумом «Поколение-IV» в перечень из 6-ти наиболее перспективных концепций ядерных реакторов будущего [6]. Разработка проектов ЖСР различного назначения позволит сделать систему атомной энергетики будущего более эффективной, экологичной и экономичной, а также позволит сделать еще один шаг к замыканию ЯТЦ по МА и торию.

1.2. История и развитие технологии ЖСР

В мире успешно эксплуатировалась с 1965г. по 1969 г. одна исследовательская реакторная установка с циркулирующим топливом на основе расплавов солей фторидов – исследовательский реактор MSRE (Molten Salt Reactor Experiment) в Национальной Ок-Риджской лаборатории (ORNL, США), который отработал на полной мощности более 13 000 ч [7–10]. Основные характеристики этого реактора и нескольких других разрабатываемых проектов приведены в таблице 1.1.

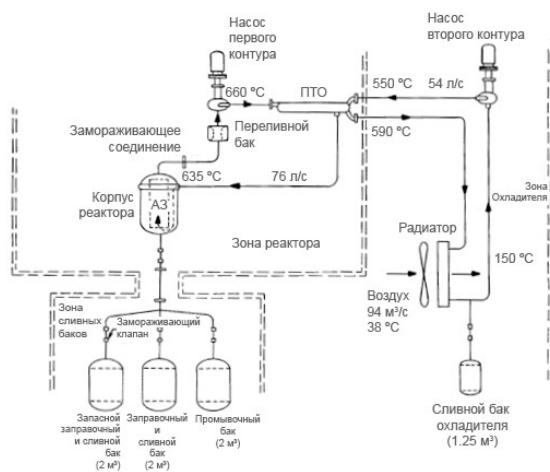
Таблица 1.1 – Основные характеристики MSRE [7–13]

Параметр	MSRE	TMSR-LF1	MSFR	MSFR-Demo
1	2	3	4	5
Тепловая мощность, МВт:				
Проектная	10	2	3 000	100
Фактическая	7,4	-	-	-
Тип активной зоны	Канальная		Полостная	
Схема теплоотвода	Трёхконтурная	Н/Д		
Молярный состав топливной соли, %	0,65 LiF – 0,29 BeF ₂ – 0,05 ZrF ₄ + 0,01 UF ₄	LiF + BeF ₂ + UF ₄ + ThF ₄	0,45 LiF – 0,22 ThF ₄ – 0,23 UF ₄	0,45 LiF – 0,22 ThF ₄ – 0,23 ²³³ UF ₄ или LiF – ThF ₄ – (обогащенный UF ₄ +PuF ₃)
Температура плавления топливной соли, К	707		779	
Температура топливной соли, К:				
на входе в а.з.	907,2	873	923	Н/Д
на выходе из а.з.	929,4	973	1 023	898
Расход топливной соли, кг/с	160	Н/Д	22 185	Н/Д

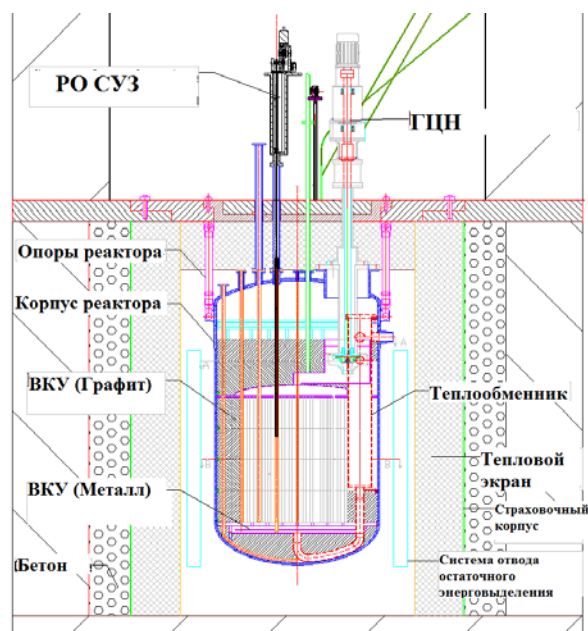
Продолжение таблицы 1.1

1	2	3	4	5
Давление в топливном контуре (в газовой полости насоса), кПа	379,2	Н/Д		
Перепад давления в топливном контуре, кПа	193	Н/Д		
Молярный состав промежуточного теплоносителя, %	0,66 LiF – 0,34 BeF ₂	LiF – NaF	Н/Д	
Расход промежуточного теплоносителя, л/с	52,4	Н/Д		
Температура промежуточного теплоносителя, К На входе в теплообменник На выходе теплообменника	819 852	Н/Д		
Число Рейнольдса: топливная соль, активная зона топливная соль, ПТО промежуточный теплоноситель, ПТО	550 7 490 9 230	Н/Д		
Материал корпуса реактора, ПТО и трубопроводов	Хастеллой-Н	GH3535	Н/Д	
Коэффициенты теплоотдачи, Вт/(м²*К): топливная соль промежуточный теплоноситель	13,5 0,78	Н/Д		

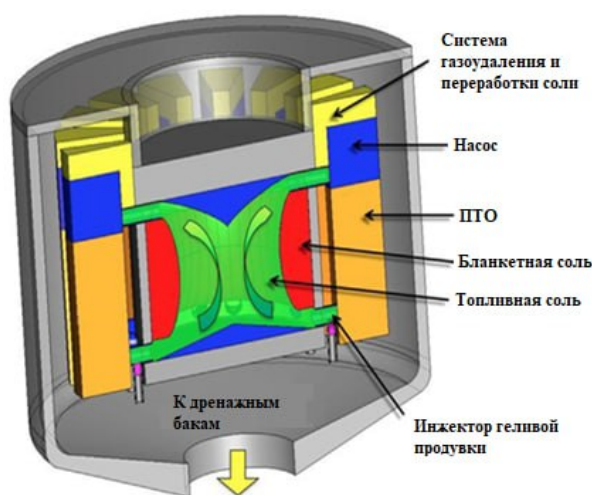
Принципиальные схемы и планируемые конструкции реакторов, указанных в таблице 1.1 приведены на рисунке 1.1.



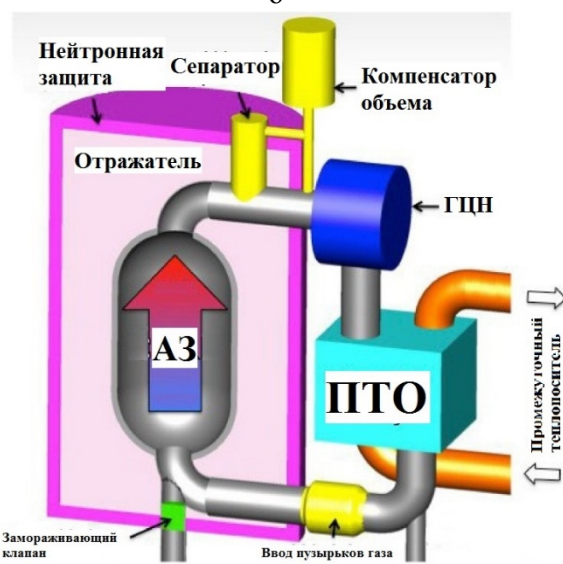
а



б



в



г

Рисунок 1.1 – Схемы различных проектов ЖСР:
MSRE (а), TMSR (б), MSFR (в), MSFR-Demo (г)

MSRE имел проектную тепловую мощность 10 МВт, но работал при 7,4 МВт. Технология MSRE могла быть продолжена полномасштабным реактором MSBR (Molten Salt Breeder Reactor), был подготовлен проект [14–16], но его сооружение было отменено. Тем не менее многие системы MSBR были рассчитаны и разработаны. В частности, работы по MSBR заложили базу в вопросах создания систем переработки топливной соли и систем газоочистки. Эти проектные разработки заложили базу создания систем переработки топливной соли и газоочистки.

В КНР в октябре 2024 г. был проведен физический пуск исследовательского реактора TMSR-LF1 (Thorium Molten Salt Reactor – Liquid Fueled) (рисунок 1.1б) [11]. Принята интегральная компоновка топливного контура. Выбранная геометрия позволяет обеспечить максимальный уровень естественной циркуляции в топливном контуре, что важно с точки зрения обеспечения пассивной безопасности РУ.

В CNRS, Франция, совместными усилиями нескольких европейских стран проводится разработка быстрого торий-уранового реактора с активной зоной полостного типа MSFR (Molten Salt Fast Reactor) [12, 13]. Предлагаемый проект реактора имеет интегральную компоновку, состоящую из 16 петель циркуляции (рисунок 1.1в). Предваряя разработку и изготовление полномасштабного MSFR, было принято решение отработать основные технологии на исследовательском реакторе MSFR Demo тепловой мощностью 100 МВт (рисунок 1.1г).

1.3. ЖСР-сжигатель трансурановых элементов из ОЯТ легководных реакторов

Опыт эксплуатации MSRE показал, что жидкосолевые реакторы можно проектировать и успешно эксплуатировать в соответствии с требованиями безопасности.

На основе анализа физических и технологических требований к жидкосолевому теплоносителю и растворенному в нем топливу показано, что выбор оптимальной композиции соли растворителя во многом определяется типом установки и областью ее применения. Все описанные в предыдущем разделе проекты полномасштабных реакторов разработаны для расширенного воспроизводства топлива. В России подход к жидкосолевой технологии отличается от общемирового.

Еще в 2001 г. в НИЦ «Курчатовский институт» был подготовлен документ [17], в котором описывалась структура атомной энергетики, адекватная вызовам XXI в. (рисунок 1.2).

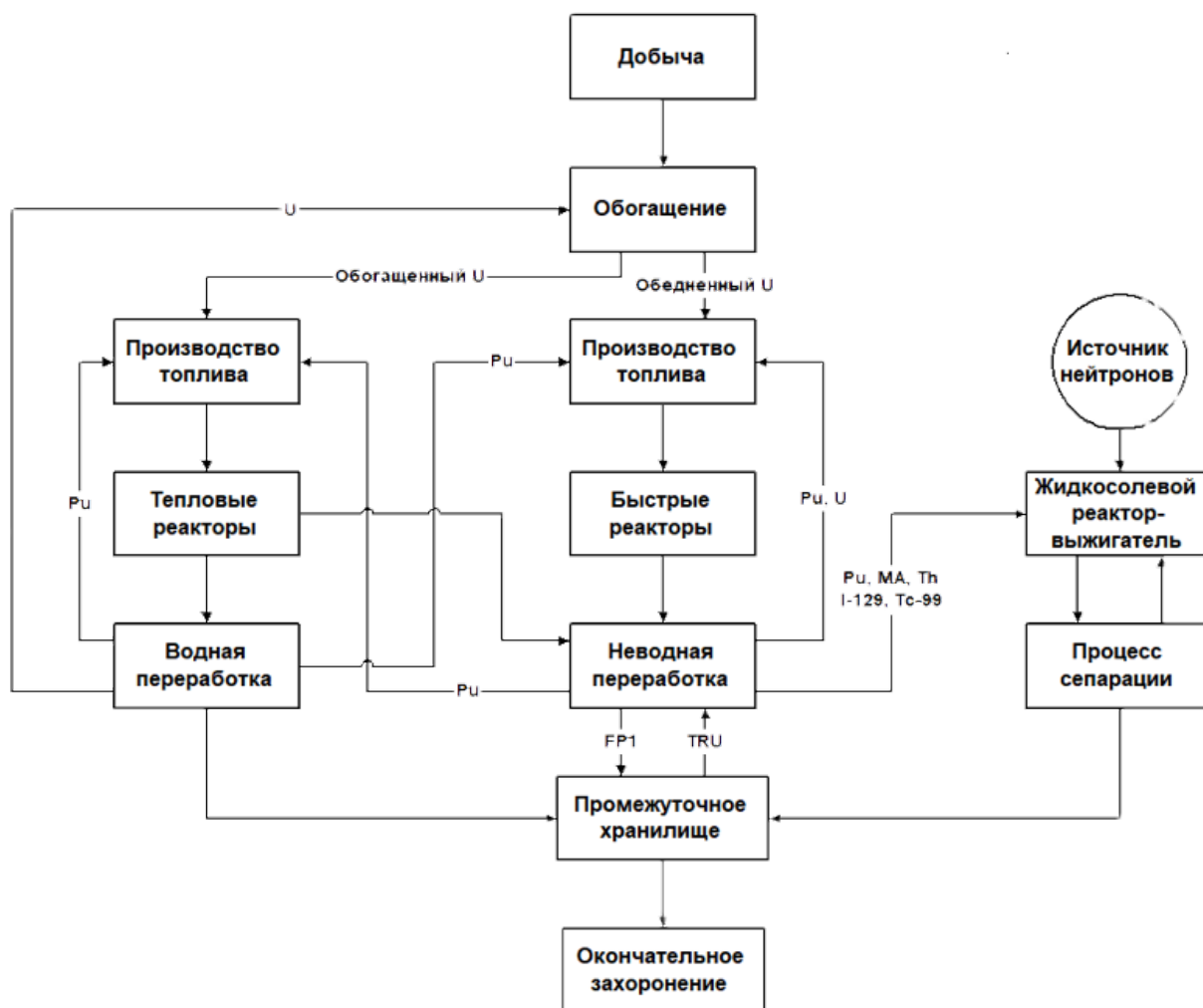


Рисунок 1.2 – Трехкомпонентная система ядерной энергетики с замкнутым топливным циклом для всех актиноидов, включая Pu и опасные долгоживущие продукты деления [17]

В приведенной системе жидкосолевой реактор рассматривается как специализированное устройство для сжигания актиноидов и наработки (трансмутации) требуемых радионуклидов. В этом случае ЖСР выступает как необходимый элемент замыкания ядерного топливного цикла по МА и оказывает значительную помощь в вопросе утилизации ВАО [2]. В принятую в настоящее время двухкомпонентную систему атомной энергетики [1] ЖСР интегрируется в том же качестве.

Наиболее эффективный спектр для утилизации МА – промежуточный спектр гомогенного ЖСР без графитового замедлителя. В рамках проекта МНТЦ № 3749 при участии сотрудников НИЦ «Курчатовский институт» и АО «НИКИЭТ» разработана принципиальная схема полномасштабного ЖСР-сжигателя

трансурановых элементов из ОЯТ легководных реакторов (ЖСР-С) тепловой мощностью 2 400 МВт (рисунок 1.3).

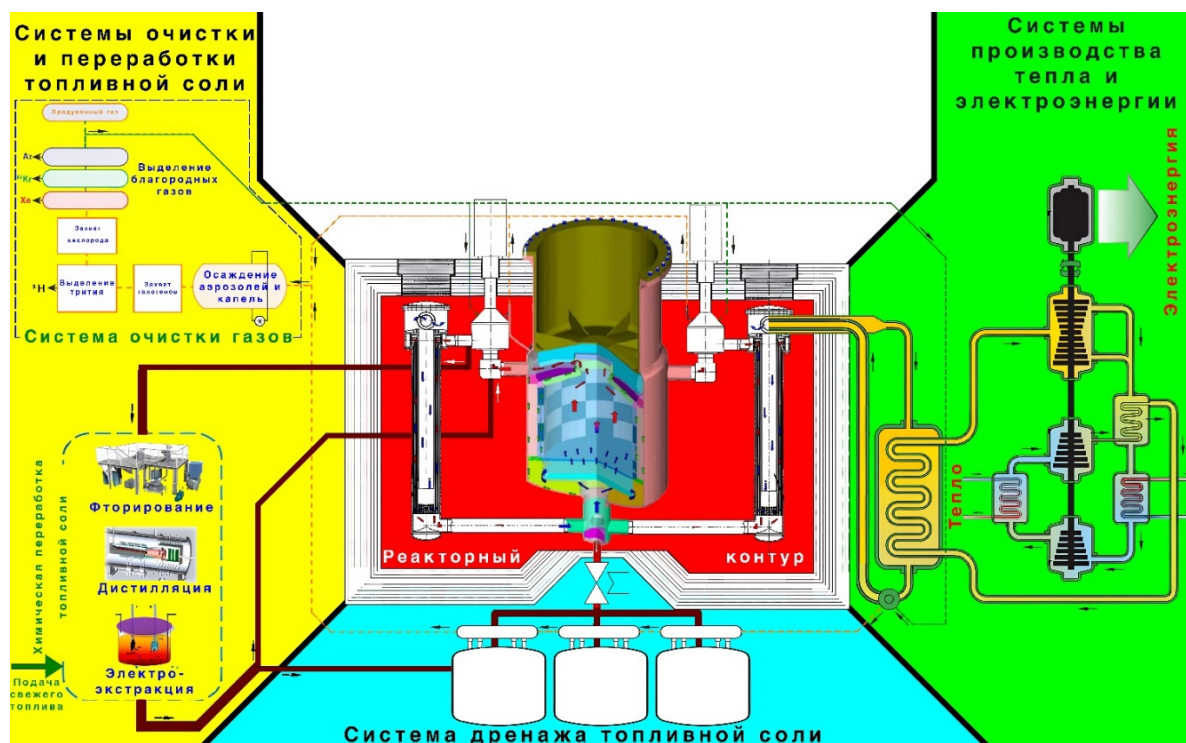


Рисунок 1.3 – Принципиальная схема компонентов и систем жидкосолевого реактора-сжигателя трансурановых элементов (ЖСР-С)

ЖСР-С с а.з. полостного типа и т.с. состава Li,Be,An/F с промежуточным спектром нейтронов характеризуются относительной простотой конструкции и технологической схемы. Интегральное потребление трансурановых элементов ($\text{Pu}+\text{MA}$) в ЖСР-С тепловой мощностью 2,4 ГВт может достигать 730 кг/год. Имеющийся запас суммарной растворимости фторидов МА в соли состава Li,Be/F позволяет без изменения конструктивных и температурных параметров ЖСР-С использовать в качестве подпитки любые смеси трансурановых элементов с соотношением $\text{MA} / (\text{Pu}+\text{MA})$ до 35 %. Для равновесия системы (в установившемся режиме работы реактора при постоянном нуклидном составе подпитки) это соответствует приблизительно 250 кг/год пережигаемых МА.

Растворителем топливной добавки выступает расплав молярного состава $0,73\text{LiF} - 0,27\text{BeF}_2$. Активная зона полномасштабного ЖСР-С имеет диаметр 3,4 м и высоту по топливу 3,6 м [19]. Простота конструкции полномасштабного ЖСР-С позволяет встроить его в существующую

инфраструктуру площадки опытно-демонстрационного центра (ОДЦ) ФГУП «ГХК» с установками переработки ОЯТ для эффективной утилизации МА.

Созданию полномасштабного ЖСР необходима проверка основных технических решений на исследовательском реакторе малой мощности. В настоящее время ведутся работы по созданию исследовательского полномасштабного ЖСР-С с топливной солью состава Li, Be, An/F и активной зоной полостного типа тепловой мощностью 10 МВт на базе ФГУП «ГХК», г. Железнодорожск (рисунок 1.4).

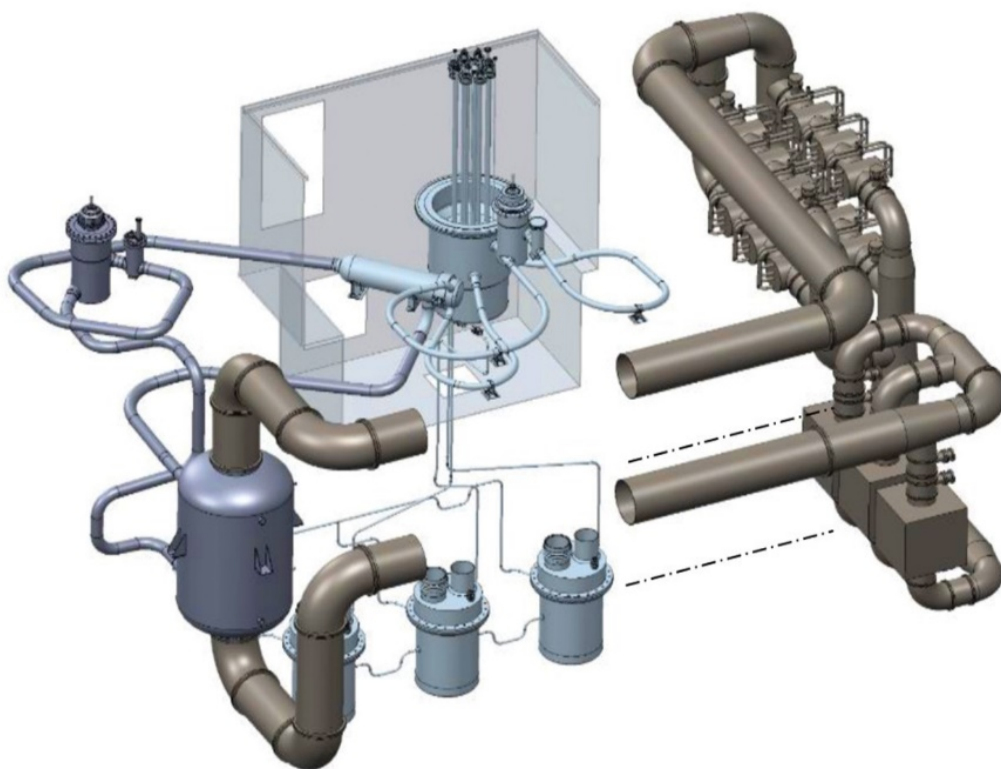


Рисунок 1.4 – Реакторная установка с Исследовательским Жидкосольевым Реактором, разработанная АО «НИКИЭТ» для размещения на площадке ФГУП «ГХК» [4]

Физический пуск исследовательского ЖСР-С запланирован в 2030 г. На следующем этапе предполагается сооружение на площадке ФГУП «ГХК» полномасштабного ЖСР-С.

1.4. Проблемы, возникающие при проектировании ЖСР

Применение расплавов солей фторидов лития и бериллия с добавками трансурановых элементов в исследовательском и полномасштабном ЖСР-С с активной зоной полостного типа, где в качестве основного конструкционного

материала использованы усовершенствованные никель-молибден-хромовые сплавы, требует решения нескольких ключевых научно-технических проблем:

1. Выбор активной зоны полостного типа усложняет профилирование расхода и стабилизацию потока топливной соли:

Важное значение в формировании концептуального облика ЖСР-С имеет теплогидравлический анализ, так как именно он позволяет определить топливную загрузку активной зоны и реакторного контура, а также параметры безопасной эксплуатации реактора [20].

Для безотказной работы ЖСР-С требуются:

— обеспечение среднесмешанной температуры топливной соли на входе в активную зону примерно на 80—100 °С выше температуры её замерзания 585 °С;

— устранение возможных застойных и неконтролируемых возвратных вихревых течений топливной соли в активной зоне, которые могут вызвать нежелательные нестационарные явления (например, перегрев топливной соли и значительные колебания температуры и давления при наличии вихрей);

— организация течения топливной соли в активной зоне и отражателе в соответствии с распределением энерговыделения с целью обеспечения локальной температуры расплава и внутриреакторных конструкций ниже пределов безопасной эксплуатации: 900 °С и 800 °С соответственно – и по возможности в пределах нормальной эксплуатации: 800 °С и 750 °С соответственно.

2. Использование топливной соли на основе фторидов лития и бериллия обуславливает повышенное образование трития:

ЖСР на основе расплава солей фторидов лития и бериллия производит значительное количество трития за счёт ядерных реакций основных составляющих топливной соли с нейтронами. При высоких рабочих температурах (600—750 °С) тритий будет диффундировать через металлические стенки реакторного оборудования и трубопроводов. Выход трития за пределы реакторного контура не только создает опасность для персонала объекта размещения реактора, но и оказывает воздействие на окружающую среду.

Скорость образования трития в ЖСР значительно превышает аналогичный показатель в реакторах типа ВВЭР (в ~50 раз больше [3]) и сопоставим с тяжеловодными реакторами типа CANDU. При этом, в отличие от последнего, в ЖСР тритий не связан в молекулы тритированной воды T_2O или НТО, а находится в молекулярной форме T_2 и в форме фторида TF . Для обеспечения безопасной работы РУ с ЖСР необходимо удерживать как можно больше трития в пределах защитных барьеров.

3. Осаждение твердых нерастворимых продуктов деления, на стенки реакторного контура может негативно влиять на эксплуатацию РУ:

Актиниды и большая часть ПД (La, Ce, Pr, Nd, Pm, Cs, Zr, Sm) растворимы в топливной соли, и в случае аварии с разрушением границ топливного контура в основном остаются в соли. Задача системы химической переработки т.с. полномасштабного ЖСР-С включает возврат в реакторный контур актинидов и удаление растворимых ПД (лантанидов) с минимальными потерями актинидов в отходы. Кроме растворимых ПД, при делении в топливной соли образуются нерастворимые: благородные газы — Xe, Kr — и твердые продукты деления, называемыми благородными металлами (БМ) — в основном Mo, Ru, Ag, Sb, Te и Nb. Для вывода газовых ПД (Xe и Kr) и трития в полномасштабного ЖСР-С предполагается использовать метод продувки (барботирования) топливной соли инертным газом. Вопрос о выводе из реакторного контура БМ требует тщательной проработки.

Осаждение БМ в реакторном контуре может вызывать: (1) нагрев элементов реакторного контура остаточным тепловыделением при сливе т.с. в дренажный бак; (2) межкристаллитное растрескивание конструкционного материала из-за диффузии ПД теллура по границам зерен; (3) отложения БМ в промежуточном теплообменнике (ПТО) могут увеличивать его термическое сопротивление.

Описанные проблемы напрямую связаны с моделированием тепломассопереноса в топливной соли, содержащей продукты деления и активации. Диссертация посвящена вариантам решения этих проблем.

ГЛАВА 2. МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК РЕАКТОРНОГО КОНТУРА

2.1. Модели теплогидравлического расчёта

Выполнение численного моделирования жидкосолевых реакторов является сложной задачей, особенно в случае конструкций с полостными активными зонами и быстрым спектром, из-за уникальных физических явлений, характеризующих эти системы. Ограничения кодов, используемых для расчётов традиционных ЯЭУ, часто требуют разработки новых высокоточных мультимодельных инструментов, совмещающих теплогидравлические и нейтронно-физические расчёты, для проектирования инновационных ЖСР.

Для теплофизического обоснования ЖСР широко используются трехмерные CFD-комплексы: COMSOL, ANSYS Fluent [21], Siemens Star-CCM+ [22] и другие [23—27]. Внутри каждого программного комплекса рассматриваются различные модели турбулентности и возможности их использования в подобных расчётах. Параллельно с этим ведутся работы по верификации результатов расчётов.

Одним из наиболее представительных современных программных средств является GeN-Foam [28], разработанный в Дельфтском технологическом университете для мультимодельного моделирования реакторов на быстрых нейтронах с жидким топливом. Связь осуществляется между несжимаемой RANS-моделью и решателем переноса нейтронов PHANTOM- S_N . Программное средство основано на дискретизации по методу прерывистых конечных элементов Галеркина [24]. Расчётная схема представлена на рисунке 2.1. Результаты тестовых расчётов, проведенных с использованием этого программного средства (ПС), демонстрируют, что код способен помогать выполнять анализ стационарных и переходных режимов ЖСР без замедлителя.

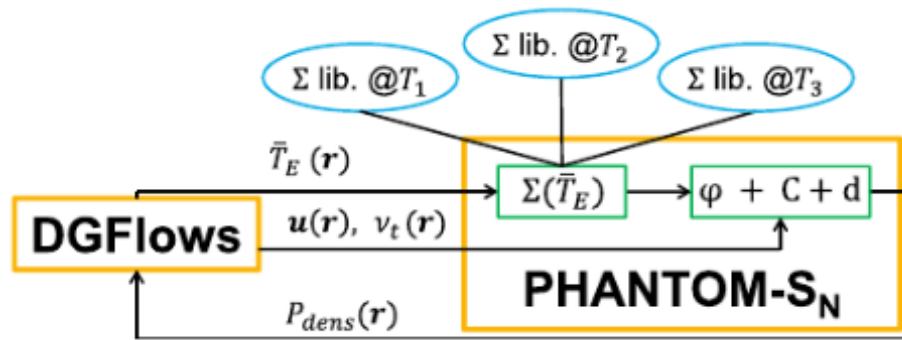


Рисунок 2.1 – Вычислительная схема мультимодельного инструмента GeN-Foam. DGFlows (CFD-решатель) и PHANTOM-S_N (нейтронно-физический решатель) обмениваются данными на каждой итерации для решения проблемы связи между различными физическими явлениями, характеризующими расплавы соли

Существуют варианты модификации известных программных средств для учета особенностей жидкосолевого реактора. В [29] сообщается о разработке дополнительных возможностей для теплогидравлического моделирования в коде SPECTRA в рамках поддержки обширной экспериментальной программы NRG по облучению ядерного топлива реакторов на расплавах солей, проводимой в Нидерландах. Структура кода представлена на рисунке 2.2.

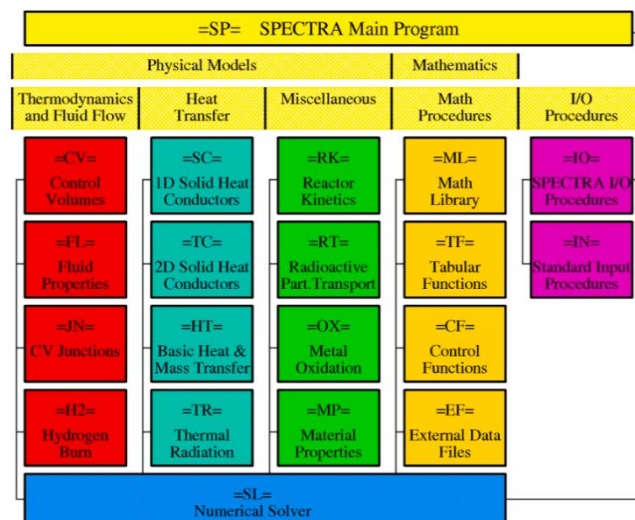


Рисунок 2.2 – Структура кода SPECTRA

Теплогидравлическая модель в SPECTRA решает двухфазные уравнения сохранения массы, уравнения сохранения импульса и энергии для жидкой и газовой фаз, рассматриваемых как неравновесная смесь. Модель использует два подхода – первый, в котором рассматривается гетерогенный контрольный объем (гидродинамика типа MELCOR) с жидкой/пузырьковой фазой в его нижней части и газовой фазы в верхней. Второй – однородный контрольный объем (гидродинамика типа RELAP) с жидкой и газовой фазой.

В НИЦ «Курчатовский институт» разрабатывается собственный расчётный комплекс (ПК) MULTIMSR [30]. Данный ПК является гибким инструментом мультимодельного расчёта, который позволяет пользователю устанавливать количество учитываемых взаимосвязей и методы решения теплогидравлической и нейтронно-физической задач. Подобный функционал достигается за счет интегрирования различных ПС в единую структуру, где реализована возможность обмена данными между ними.

Структура ПК является блочной (рисунок 2.3), и каждое ПС, входящее в состав ПК MULTIMSR, может работать как отдельно, так и совместно с другими модулями в рамках конкретного расчёта.

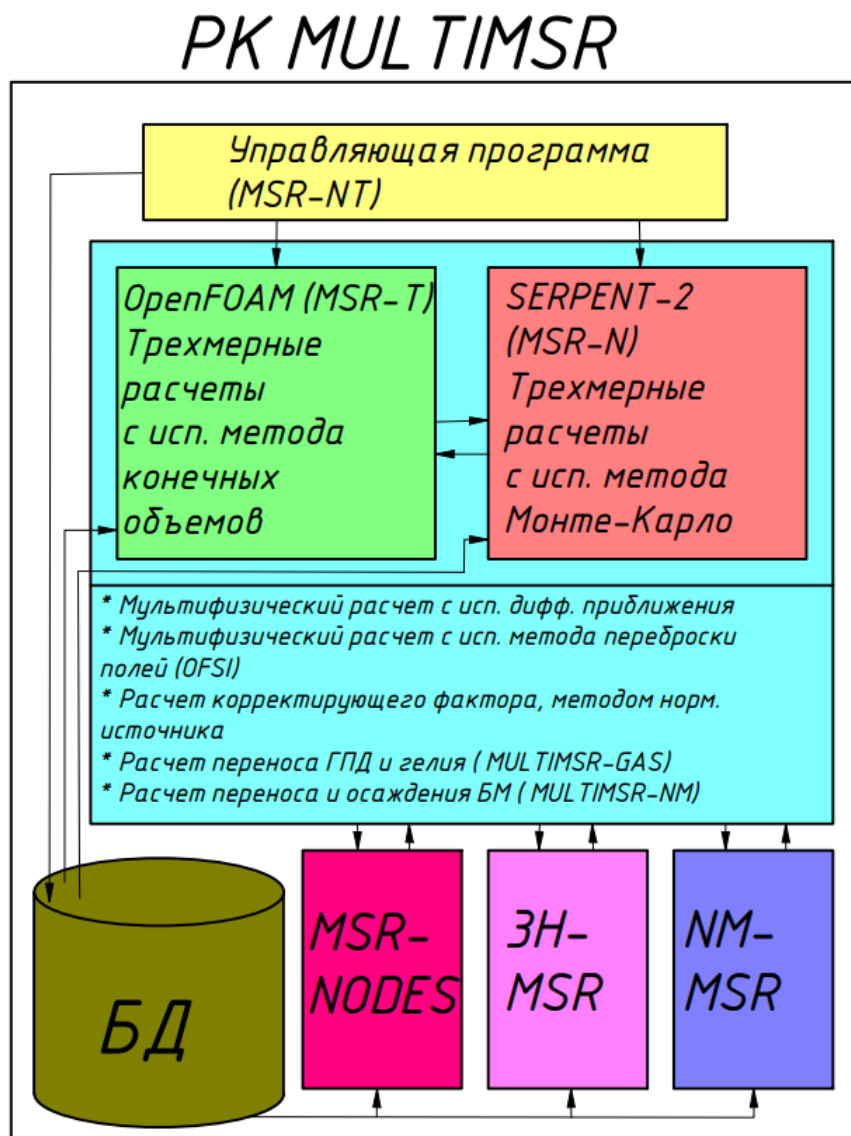


Рисунок 2.3 — Принципиальная схема ПК MULTIMSR

БД — база данных; MSR-NODES — ПС для моделирования контуров теплоотвода ЖСР;

ЗН-MSR — ПС для моделирования переноса трития в контурах ЖСР;

NM-MSR — ПС для моделирования переноса и осаждения БМ в реакторном контуре ЖСР

Данный подход к архитектуре РК, делает возможным легко расширять его под новые задачи, например, моделирования химических процессов в РУ ЖСР, решения задач распространения трития, газообразных и нерастворимых ПД и т.д.

На данный момент в состав РК MULTIMSR входят следующие основные модули:

1. Модуль нейтронно-физического расчёта MSR-N

Основным инструментом для нейтронно-физических расчётов в РК MULTIMSR является SERPENT [31] – ПС для прецизионного расчёта транспортного переноса нейтронов методом Монте-Карло. Выбор данного ПС обусловлен предусмотренным функционалом для мультимодельного расчёта ЖСР. При дальнейшем развитии РК MULTIMSR, SERPENT может быть заменен на отечественный аналог – MCU [32] или КИР-UNK [33].

Вторым, предлагаемым для выбора пользователя методом решения нейтронно-физической задачи, предусмотренным в РК MULTIMSR, является многогрупповое диффузионное приближение. Подготовка нейтронных данных, необходимых для решения уравнений диффузии, осуществляется в ПС SERPENT, по заданному пользователем разбиению на энергетические интервалы. Диффузионное уравнение переноса затем решается методом конечных объемов в среде OpenFOAM.

2. Модуль теплогидравлики MSR-T

Задачи гидродинамики, теплогидравлики и ряд вспомогательных нейтронно-физических задач решаются в среде OpenFOAM, где предоставлены инструменты для решения систем дифференциальных уравнений в частных производных как в пространстве, так и во времени [34].

3. База данных физических свойств

Для решения задач гидравлики, теплогидравлики и нейтронной физики необходимо располагать данными о физических свойствах применяемых материалов (плотность, теплопроводность, теплоёмкость и т.д.) и их зависимости от температуры.

4. Модуль управления и обмена данными, обеспечивающий согласованную работу всех элементов ПК.

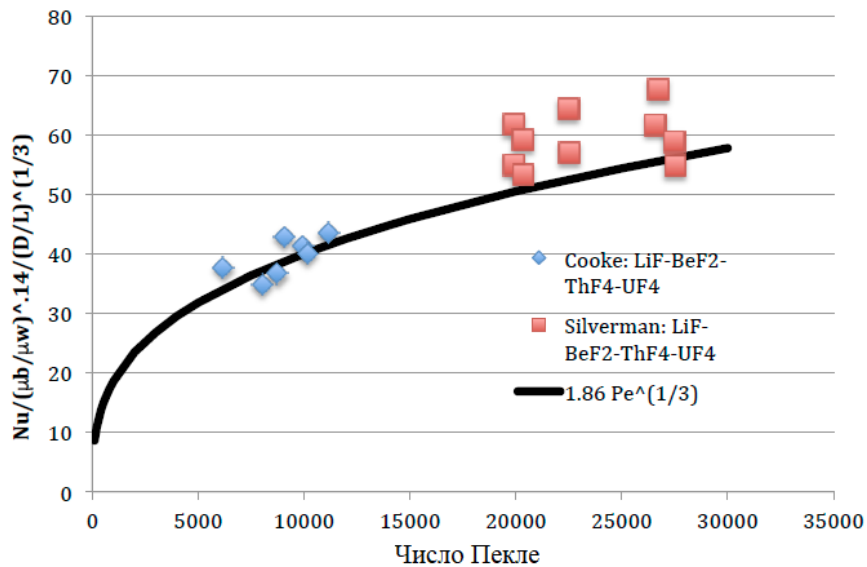
В состав ПК MULTIMSR входит ряд специализированных ПС для решения частных задач:

- MSR-NODES: ПС для моделирования контуров теплоотвода РУ исследовательского ЖСП-С, и системы слива топливной соли в дренажные подкритические баки;
- 3H-MSR: ПС для моделирования переноса трития в контурах РУ исследовательского ЖСП-С;
- NM-MSR: ПС для моделирования массопереноса и осаждения БМ ПД в реакторном контуре РУ исследовательского ЖСП-С, использующее одномерные модели переноса частиц БМ и модели подобия для расчёта средней скорости осаждения в объеме.

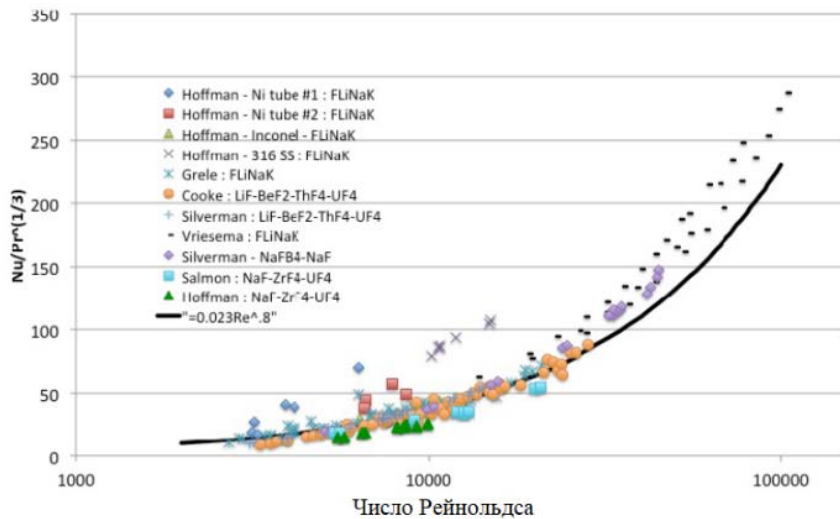
Автор принимает непосредственное участие в данной работе. В частности, блоки 3H-MSR и NM-MSR разработаны и внедрены автором в ПК MULTIMSR.

Добавление новых расчетных инструментов с полным обменом информации с существующими модулями позволяет производить расчёты различных интегральных параметров в трехмерных кодах, и затем их можно использовать в кодах меньшей размерности для снижения вычислительных затрат. Предусматривается возможность проведения однообразных расчётов различными методами, что в отсутствие достоверных экспериментальных данных, позволяет предварительно исследовать корректность различных моделей и допущений.

Помимо компьютерного моделирования проводятся также и эксперименты по определению теплоотдачи жидкосолевых композиций. База данных по теплообмену расплавов фторидных солей [35] содержит данные из множества источников. На рисунке 2.4 дано сравнение экспериментальных данных по теплообмену расплавов солей фторидов металлов в ламинарной и турбулентной областях течения, полученных разными авторами.



а



б

Рисунок 2.4 – Экспериментальные данные по теплообмену расплавов солей фторидов металлов в условиях вынужденной конвекции при ламинарном (а), переходном и турбулентном (б) режиме течения

В таблицах 2.1 и 2.2 представлены основные параметры экспериментов в различных условиях:

- горизонтальное и вертикальное расположение экспериментального участка, подъемное или опускное течение;
- наличие либо отсутствие смесительных камер на входе / выходе;
- наличие начального участка стабилизации теплообмена.

Описание экспериментов представляется в литературе с разным уровнем детализации. Это обстоятельство затрудняет сравнение, но позволяет сделать общий вывод: теплопередача фторидной соли прогнозируется с использованием стандартных корреляций.

Таблица 2.1 – Данные по теплообмену расплавов солей фторидов лития и бериллия в условиях вынужденной и свободной конвекции

№ п/п	Экспериментатор	Исследуемая соль (молярный состав)	Размеры установки*	Тепловой поток, кВт/м ²
1	Бриггс [36]**	0,67LiF – 0,185BeF ₂ – 0,14ThF ₄ – 0,005UF ₄	$L/D = 60$	–
2	Кук [37]***	0,675LiF – 0,2BeF ₂ – 0,12ThF ₄ – 0,003UF ₄	$d = 4,57$ мм; $L/D = 136$	69,4 – 1 770
3	Сильверман [38]****	0,72LiF – 0,16BeF ₂ – 0,117ThF ₄ – 0,003UF ₄ 0,08NaF – 0,92NaBF ₄	$d = 10,5$ мм; $L/D = 167$	142 – 630
4	Игнатьев [39]	0,717LiF – 0,16BeF ₂ – 0,12ThF ₄ – 0,003UF ₄	$d = 36,3$ мм; $L_t/D = 5,6$; $L_t = 358$ мм	const
5		0,66LiF – 0,34BeF ₂ – 0,0001UF ₄	$a = 10$ или $11,5$ мм; $L_t/d_r = 52,6$; $L_t = 1,7$ м	≤ 25

* d – внутренний диаметр; D – внешний диаметр; a – ширина кольцевого зазора; $d_{то}$ – диаметр теплообмена; L – длина; L_t – обогреваемая длина

** Принудительная циркуляция, электрообогрев, некорректные свойства соли

*** Передавливание потока между баками, электрообогрев

**** Принудительная циркуляция, электрообогрев

Таблица 2.2 – Обобщающие зависимости теплоотдачи расплавов солей фторидов лития и белиллия в условиях вынужденной и свободной конвекции. Номера соответствуют описаниям экспериментов в Таблице 2.1

№ п/п	Диапазон чисел Рейнольдса Re	Корреляция	Примечания
1	6 000 – 25 000	$Nu = 0,00484Re^{0,932}Pr^{0,4}$	$\pm 10\%$, трубы из Inconel-600 и INOR-8
2	$\leq 1\,000$	$Nu = 1,89[RePr(D/L)]^{1/3}(\mu_b/\mu_w)^{0,14}$	$\pm 6,6\%$
	4 000 – 12 000	$Nu = 0,107(Re^{2/3} - 135)Pr^{1/3}(\mu_b/\mu_w)^{0,14}$	$\pm 4,1\%$
	$\geq 12\,000$	$Nu = 0,0234Re^{0,8}Pr^{1/3}(\mu_b/\mu_w)^{0,14}$	$\pm 6,2\%$
3	1 500 – 2 100	$Nu = 1,86[RePr(D/L)]^{1/3}(\mu_b/\mu_w)^{0,14}$	Неубедительные данные
	2 100 – 15 000	$Nu = 0,116(Re^{2/3} - 125)Pr^{1/3}(\mu_b/\mu_w)^{0,14}$	
	15 000 – 45 000	$Nu = 0,027Re^{0,8}Pr^{1/3}(\mu_b/\mu_w)^{0,14}$	
	Диапазон чисел Рэлея Ra		
4	7,6E+04 – 4E+07	$Nu_r = 0,195 \left(Ra_r \sqrt{\frac{L-L_t}{L_t}} \right)^{0,236} \left(\frac{Pr_c}{Pr_h} \right)^{0,25}$	<12%, равномерно по радиусу
	4E+7 – 1E+10	$Nu_r = 0,356 \left(Ra_r \sqrt{\frac{L-L_t}{L_t}} \right)^{0,192} \left(\frac{Pr_c}{Pr_h} \right)^{0,25}$	
5	1E+03 – 2E+08	$Nu_a = 0,24 \left(Ra_a \frac{L-L_t}{L_t} \right)^{0,25}$	$\pm 10\%$, равномерно по кольцевому каналу

* D – внешний диаметр; L – длина; L_t – обогреваемая длина; r – индекс движения в трубах; a – индекс движения в кольцевом зазоре; Nu – число Нуссельта; Pr – число Прандтля; Ra – число Рэлея

2.2. Задачи и методика теплогидравлического расчёта

Для обеспечения теплогидравлической надежности исследовательского ЖСР-С с циркулирующим топливом в активной зоне полостного типа требуется решение следующих задач:

- обеспечение среднесмешанной температуры топливной соли на входе в активную зону примерно на 80 – 100 К выше температуры ее замерзания (573 °С);
- организация течения топливной соли в активной зоне в соответствии с распределением энерговыделения с целью снижения максимальной температуры топливной соли до значений не более 1 073 К (800 °С);
- устранение возможных застойных вихревых течений топливной соли в активной зоне, которые могут вызвать нежелательные нестационарные явления;
- снижение максимальной температуры отражателя до значений не более 1 073 К (800 °С);
- минимизация среднесмешанной температуры топливной соли на выходе активной зоны;
- минимизация времени прохождения топливной солью внешней части топливного контура, включая ПТО, с целью снижения объема топлива в реакторе при разумных (не более нескольких бар) потерях давления;
- организация электроразогрева корпуса и основных компонентов реактора (ПТО, ГЦН, запорная арматура, сливные баки) до температур, превышающих температуры плавления топливной соли и промежуточного теплоносителя;
- повышение инерционности теплоотводящих контуров, позволяющих сглаживать дисбаланс между возможным быстрым изменением мощности тепловыделения в активной зоне и скоростью отвода тепла;
- снижение темпа разогрева конструкций в случае аварийных ситуаций для увеличения времени до начала слива и снижения требуемой скорости слива топливной соли в дренажные баки.

В соответствии с вышеперечисленными задачами должны быть проведены:

- Выбор режима течения (числа Рейнольдса) в АЗ и ПТО;
- Выбор зависимостей для расчёта теплообмена в АЗ и ПТО;

- Выбор конфигурации АЗ с учетом влияния на характер течения: условий входа и выхода топливной соли в корпус реактора;
- Выбор конфигурации топливного и промежуточного контуров, с учетом необходимости обеспечения полного слива топливной соли и промежуточного теплоносителя, а также необходимого уровня естественной циркуляции топливной соли и промежуточного теплоносителя при останове ГЦН.

2.2.1. Описание расчётной модели

В настоящей работе для проведения компьютерного моделирования и расчёта теплогидравлических параметров использовался ПК *ANSYS Fluent*. Модель турбулентности, использованная во всех расчётах, — это четырехпараметрическая модель *Transition SST*, так как она совмещает преимущества расчёта по классическим двухпараметрическим моделям k - ε и k - ω . Подробное описание уравнений, используемых для расчёта в ПК *ANSYS Fluent*, приведено в Приложении А.1.

Расчётное энерговыделение в активной зоне аппроксимировалось функцией от координат. Система дифференциальных уравнений реализована в конечно-разностном виде со вторым порядком точности. Для решения системы линейных алгебраических уравнений использован метод Холесского. Итерационный процесс по нелинейностям заканчивается при достижении заданной относительной точности 10^{-3} по всем невязкам, кроме энергетической, по ней — 10^{-6} .

Для расчёта коэффициента теплоотдачи от топливной соли к стенке трубки ПТО при продольном обтекании трубок используется эмпирическая зависимость Гнелински [40] для жидкостей с числами $Pr > 1$ и $Re > 5\,000$:

$$Nu = 0,012(Re^{0,87} - 280)Pr^{0,4} \left(1 + \left(\frac{d_r}{L}\right)^{\frac{2}{3}}\right) \left(\frac{Pr}{Pr_w}\right)^{0,11} \quad (2.1)$$

Здесь Re , Pr , Nu — критерии Рейнольдса, Прандтля и Нуссельта соответственно; d_r — гидравлический диаметр (для поперечного и углового обтекания равен внешнему диаметру трубки ПТО), м.

Выполняется пошаговый расчёт теплообмена для каждой ячейки, который ведётся от входа промежуточного теплоносителя в трубный пучок из центральной трубы в нижней части ПТО. В качестве исходных данных берётся температура топливной соли на выходе из ячейки и температура топливной соли на входе в ячейку. Далее по коэффициенту теплопередачи:

$$K_{\text{то}}(L) = \left(\frac{1}{\alpha_f(L)} + \frac{\delta_{\text{ст}}}{\lambda_{\text{ст}} \left(\frac{T_f + T_c}{2} \right)} + \frac{1}{\alpha_c(L)} \right)^{-1} \quad (2.2)$$

и температурному напору

$$\Delta T = T_f - T_c \quad (2.3)$$

из уравнения

$$F_{\text{то}} = \frac{K_N * N_{\text{т}}}{K_{\text{то}}(L) * \Delta T} = n_{\text{тр}} * \pi * (d_{\text{г}} + \delta_{\text{ст}}) * L \quad (2.4)$$

определяется длина трубок ПТО L . Здесь $K_N = 1,05$ — коэффициент запаса по тепловой мощности.

2.2.2. Предварительная верификация выбранной модели

Для верификации результатов расчёта теплогидравлических характеристик активной зоны исследовательского ЖСР-С, полученных по ПК *ANSYS Fluent* [21], был проведён поверочный расчёт теплогидравлических характеристик с помощью ПК *Siemens Simcenter Star-CCM+* [22]. Граничные условия в этом расчёте полностью совпадают с граничными условиями, используемыми в ПК *ANSYS Fluent*. При расчёте в *Star-CCM+* вместо модели турбулентности *Transition SST* была взята двухпараметрическая модель $k-\omega$ *SST*. Сравнение результатов расчёта по ПК *ANSYS Fluent* и *Siemens Simcenter Star-CCM+* показано на рисунках 2.5 и 2.6 и в таблице 2.3.

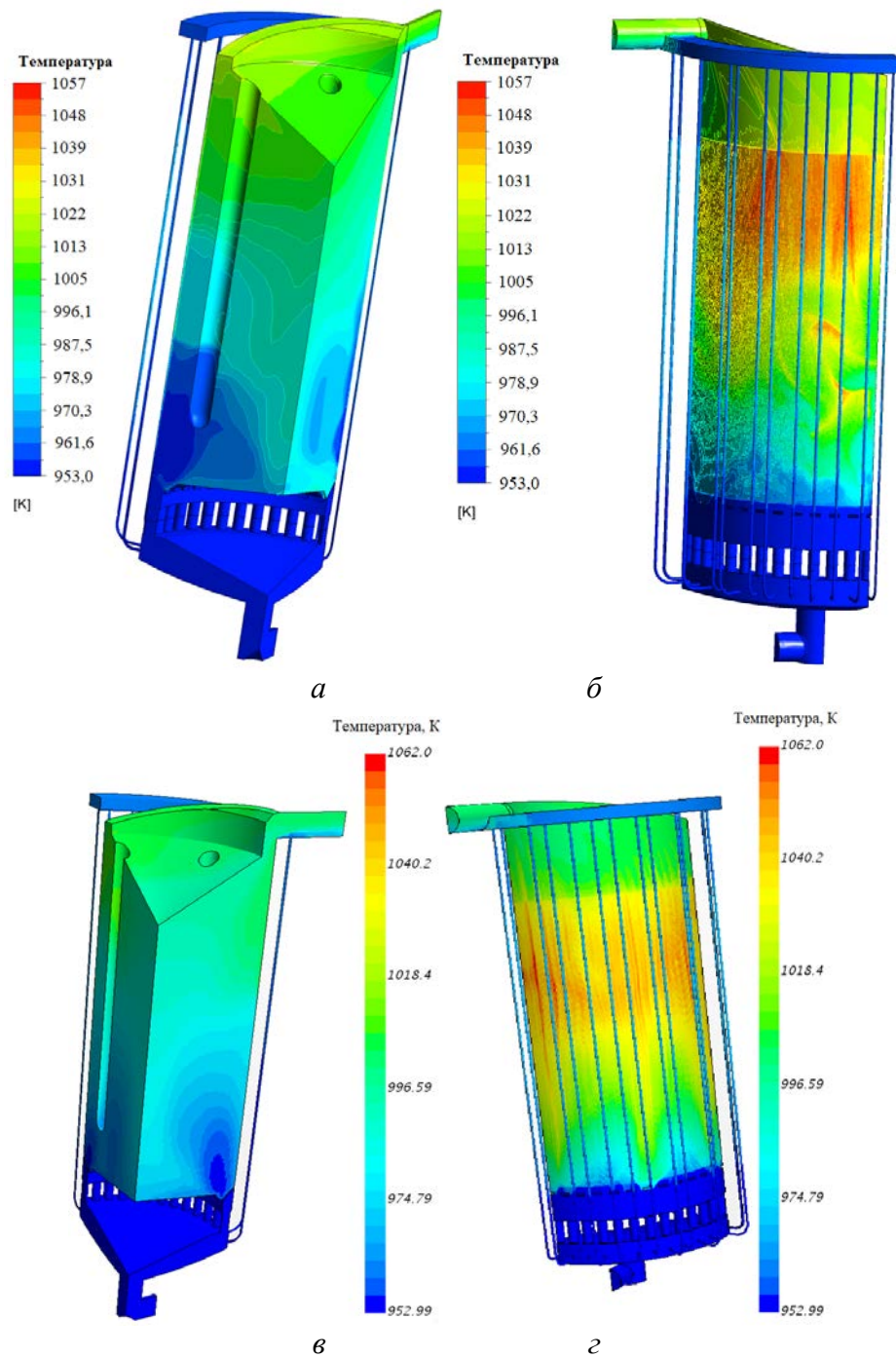


Рисунок 2.5 – Распределения температуры топливной соли в а.з. исследовательского ЖСР-С:
a, б — ANSYS Fluent; *в, г* — Star-CCM+; *a, в* — в объёме активной зоны;
б, г — в зоне контакта с отражателем

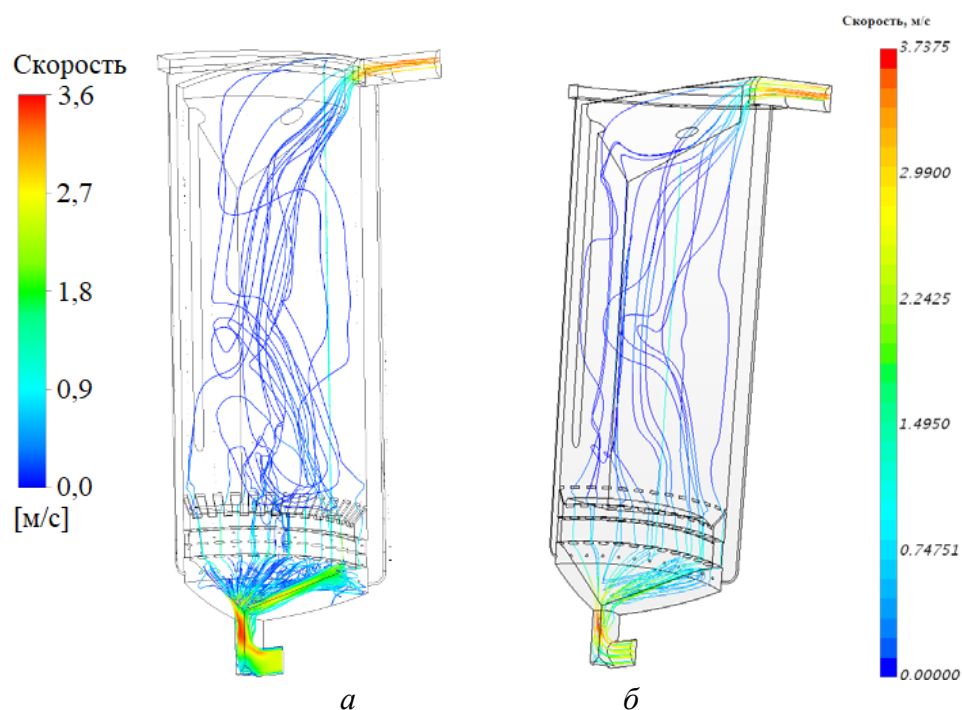


Рисунок 2.6 – Линии тока топливной соли в а.з. исследовательского ЖСР-С, полученные по ANSYS Fluent (а) и Star-CCM+ (б)

Таблица 2.3 – Сравнение расчётных характеристик активной зоны исследовательского ЖСР-С с нижним подводом расплава в корпус реактора

Параметр	Программный комплекс		Относительное расхождение, %
	Fluent	Star-CCM+	
Номинальный подогрев топливной соли, К	50	50	—
Среднемассовая температура топливной соли на выходе, К	1 001,4	1 003,8	0,24
Максимальная температура в объёме топливной соли, К	1 027	1 025	0,20
Максимальная температура на границе с отражателем, К	1 057	1 062	0,47
Максимальная скорость топливной соли, м/с	3,61	3,74	3,6

Картины течения, показанные линиями тока, в двух расчётах зримо отличаются. В расчёте по ПК *Siemens Simcenter Star-CCM+* наблюдаются более устойчивые и свободные от возвратных течений линии тока. В распределениях температуры топливной соли как в объёме, так и на стенках отражателя видны качественные отличия. Однако полученные в этих расчётах средняя температура топливной соли на выходе из активной зоны, максимальная температура топливной соли в объёме и на границе с отражателем, максимальная скорость соли хорошо согласуются — расхождения значений температуры не превышают 0,5 %, значений скорости — 4 %.

2.3. Выбор оптимальной конфигурации активной зоны исследовательского ЖСР-С

2.3.1. Выбор оптимальной конфигурации активной зоны

На основе задач теплогидравлической оптимизации, сформулированных в предыдущем разделе, были выбраны следующие способы модификации формы активной зоны:

- Боковой и торцевые отражатели выполнены целыми с цилиндрическими вертикальными каналами охлаждения;
- Вход топливной соли в корпус реактора организуется в нижней части, а выход – в верхней части;
- Отвод соли из активной зоны производится не в центре, а по периферии.

Было разработано три варианта геометрии исследовательского ЖСР-С, представленных на рисунке 2.7.

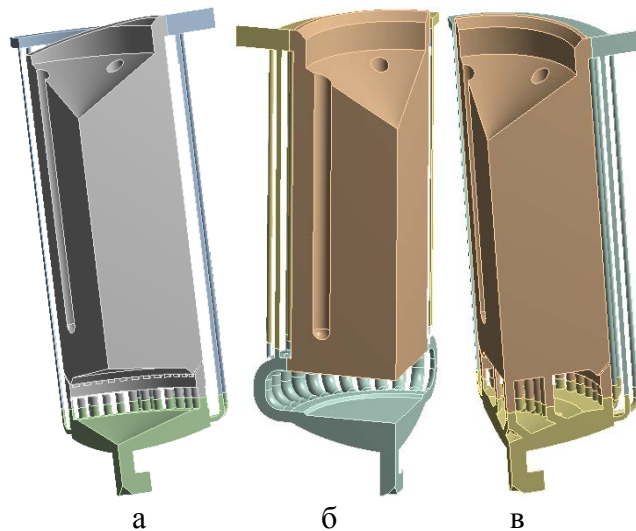


Рисунок 2.7 – Геометрия моделируемых вариантов:
Вариант 1 (а), Вариант 2 (б), Вариант 3 (в)

Во всех трех вариантах вход топливной соли в корпус реактора производится в нижней точке днища в полость под нижним торцевым отражателем. Из этой полости далее соль входит в активную зону и в каналы охлаждения бокового отражателя. 48 каналов охлаждения бокового отражателя расположены по двум окружностям диаметром 1 112 и 1 248 мм в шахматном порядке и все имеют диаметр 25 мм. В верхней части корпуса соль из этих каналов собирается в кольцевой коллектор и отводится через выходной патрубок. Во всех вариантах размещены 6 каналов для стержней СУЗ.

Варианты между собой отличаются способом входа топливной соли в активную зону. В Варианте 1 вход осуществляется через 48 прямых отверстий диаметром 40 мм, расположенных по периферии. В Варианте 3 этот вход дополнен 24-мя отверстиями, идущими через толщу нижнего торцевого отражателя, диаметром 16 мм, расположенных на половине радиуса этого отражателя и одним центральным отверстием того же диаметра. Подобное дополнение сделано в попытке спрофилировать расход топливной соли более равномерно по радиусу активной зоны. В Варианте 2 использован принципиально другой способ подачи топливной соли: она поступает в активную зону через 48 тороидальных каналов диаметром 60 мм.

Линии тока топливной соли в рассмотренных вариантах представлены на рисунке 2.8, поля температур в них – на рисунке 2.9, а сравнение ключевых характеристик вариантов с подводом через сливной патрубок приведено в таблице 2.4.

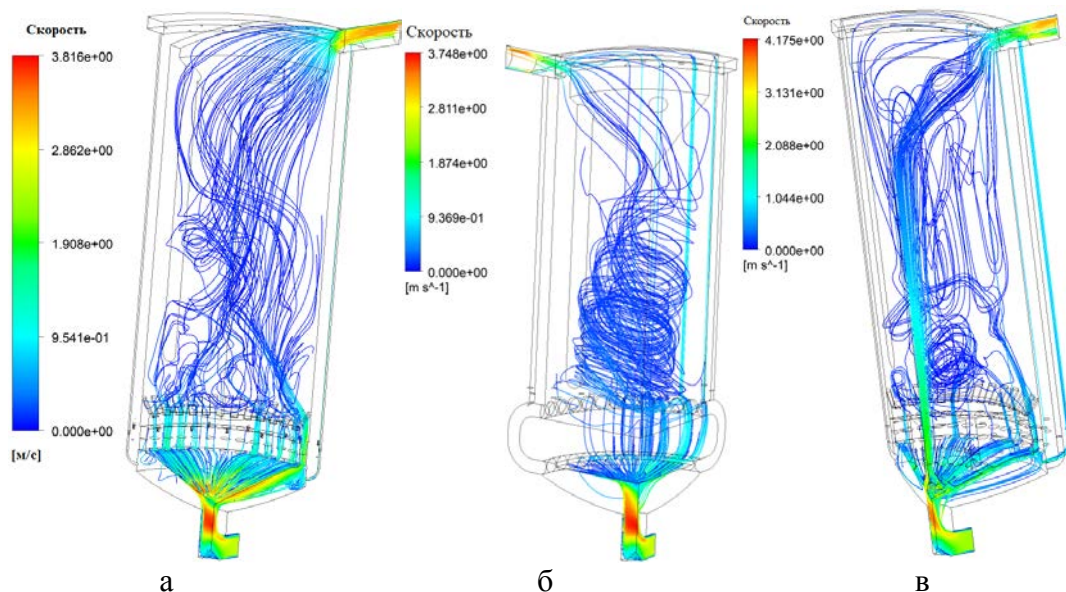


Рисунок 2.8 – Линии тока топливной соли в объеме активной зоны в Варианте 1 (а), Варианте 2 (б) и Варианте 3 (в)

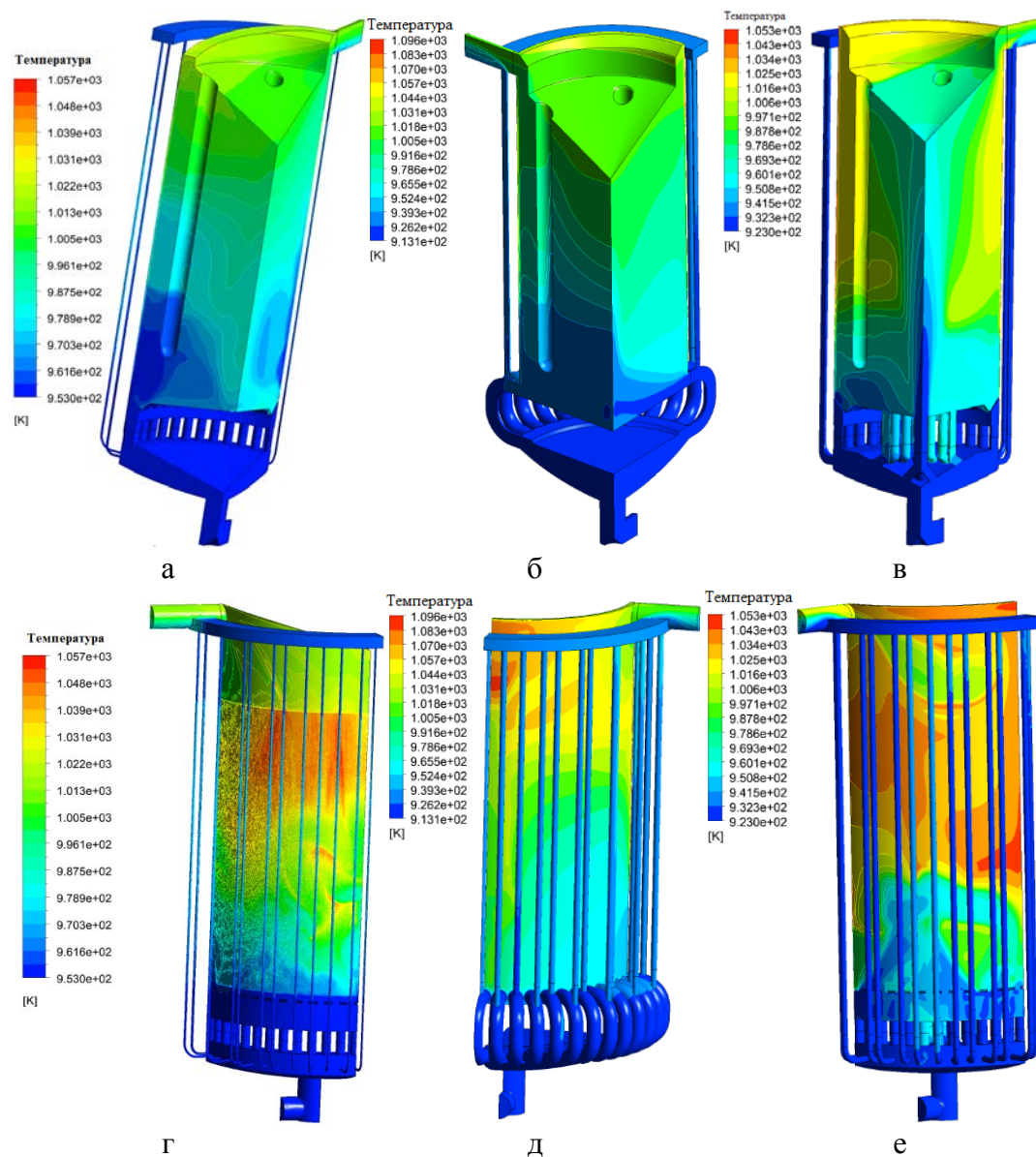


Рисунок 2.9 – Распределения температуры топливной соли в Варианте 1 (а, г), Варианте 2 (б, д) и Варианте 3 (в, е)

Таблица 2.4 – Сравнение ключевых характеристик

Параметр	Вариант 1	Вариант 2	Вариант 3
Среднемассовая температура топливной соли на выходе, К	974	973	969
Максимальная температура в объеме топливной соли, К	1 015	1 040	1 020
Максимальная температура на поверхностях контактов с металлоконструкциями, К	1 067	1 096	1 026
Наличие больших радиальных неравномерностей температурных полей	Нет	Нет	Да
Массовые расходы, кг/с:			
- через активную зону	8,51	11,20	11,92
- через каналы охлаждения отражателя	12,95	10,26	9,54

По полученным результатам можно сделать следующие выводы:

- В Варианте 3 наличие подачи теплоносителя в центр обуславливает недогрев соли в центре, что может приводить к пульсациям температуры на выходе;
- В Варианте 2 закручивание потока в вихрь вокруг трубы СУЗ способствует лучшему перемешиванию соли в объеме активной зоны, но в то же время не обеспечивает достаточного охлаждения внутренней поверхности бокового отражателя (допустимая температура превышена на 23 К);
- В Варианте 1 наилучшим образом обеспечивается стабилизированное течение теплоносителя и является оптимальным;

2.3.2. Анализ теплогидравлических характеристик реакторного контура

Для визуализации температурных полей и линий тока топливной соли рассмотрен реакторный контур исследовательского ЖСР-С, состоящий из активной зоны с отражателями, промежуточного теплообменника (ПТО), главного циркуляционного насоса (ГЦН) и соединяющих их трубопроводов. Одноступенчатый центробежный ГЦН расположен на горячей ветке контура.

Основные параметры контура для двух вариантов подогрева топливной соли в активной зоне представлены в таблице 2.5.

Таблица 2.5 – Основные характеристики реакторного контура исследовательского ЖСР-С

Параметр	Подогрев топливной соли, К	
	50	25
1	2	3
Тепловая мощность, кВт: в активной зоне в отражателе в каналах охлаждения отражателя	10 000,00 9 674,31 261,87 63,82	
Температура топливной соли, К: на входе в активную зону на выходе из активной зоны	953 1 002	963 987
Максимальная температура на границе с отражателем, К	1 057	1 052
Давление топливной соли, кПа: на входе в активную зону на выходе из активной зоны перепад	110 40 70	

Продолжение таблицы 2.5

1	2	3
Массовый расход, кг/с:		
всего	80,92	161,84
через активную зону	73,16	144,48
через каналы охлаждения отражателя	7,76	17,36
Объём топливной соли в активной зоне реактора, м ³	1,036	
Объём топливной соли в корпусе реактора, м ³	1,160	
Объём топливной соли в трубках теплообменника, м ³	0,06	0,103
Объём топливной соли в реакторном контуре, м ³	1,255	1,305
Отношение объёмов топливной соли в активной зоне и реакторном контуре, %	82,55	79,39
Энергонапряженность по контуру, Вт/см ³	7,97	7,66
Время прохода топливной соли, с:		
через активную зону	29,3	14,7
через весь контур (включая а.з.)	31,3	16,1

В расчётах принята кожухотрубная компоновка ПТО, имеющая применительно к исследовательского ЖСР-С два ключевых преимущества: простота обслуживания и минимизация механических напряжений, возникающих в ПТО в результате теплового расширения.

Выбранная конструкция рекуперативного противоточного вертикального ПТО с прямыми трубами, где топливная соль молярного состава $0,99(0,73\text{LiF} - 0,27\text{BeF}_2) - 0,01\text{PuF}_3$ течёт по трубам сверху вниз, а промежуточный теплоноситель молярного состава $0,73\text{LiF} - 0,27\text{BeF}_2$ — в межтрубном пространстве снизу вверх. При такой компоновке реакторного контура может быть реализован достаточно быстрый гарантированный слив топливной соли из реакторного контура в подкритические дренажные баки.

Характеристики ПТО, рассчитанные для двух вариантов подогрева топливной соли в активной зоне 50 и 25 К, приведены в таблице 2.6.

Таблица 2.6 – Характеристики ПТО исследовательского ЖСР-С при подогревах топливной соли 50 и 25 К

Параметр	Подогрев топливной соли, К	
	50	25
1	2	3
Средний температурный напор при противотоке, К	130	
Тепловая мощность теплообменника, МВт	10	
Объём топливной соли в трубном пучке ПТО, м ³	0,062	0,103
Разметка трубного пучка	Квадрат	
Шаг трубного пучка, м	0,011×0,011	0,015×0,015
Внутренний диаметр труб, м	0,008	

Продолжение таблицы 2.6

1	2	3
Наружный диаметр труб, м	0,01	
Длина труб, м	2,42	2,26
Количество труб в пучке, шт.	510	966
Эквивалентный диаметр межтрубного пространства, м	0,0057	0,018
Скорость топливной соли в трубе, м/с	1,54	1,6
Скорость промежуточного теплоносителя в межтрубном пространстве, м/с	1,72	0,56
Поверхность теплообмена, м ²	38,7	68,58

Для выбранных вариантов ПТО были построены трёхмерные модели со следующими допущениями:

- межосевое расстояние между ПТО и корпусом реактора 2 м;
- наклон осей трубопроводов 5° к горизонту;
- топливный контур имеет плоскость симметрии, на которой ставится соответствующее граничное условие;
- ГЦН не моделируется, на его месте расположены вход и выход топливной соли, на которых заданы условия перепада давления 70 кПа и одинаковой температуры 1 003 К для подогрева 50 К и 988 К для подогрева 25 К;
- граничное условие охлаждения топливной соли в ПТО было задано равномерным по стенкам трубного пучка коэффициентом теплопередачи 2,5 кВт/(м²·К) при характерной температуре 978 К и толщине стенки 1 мм;
- тепловыделение за счёт миграции по реакторному контуру радиоактивных продуктов деления и запаздывающих нейтронов не учитывалось.

Результаты расчётов приведены на рисунках 2.10 и 2.11.

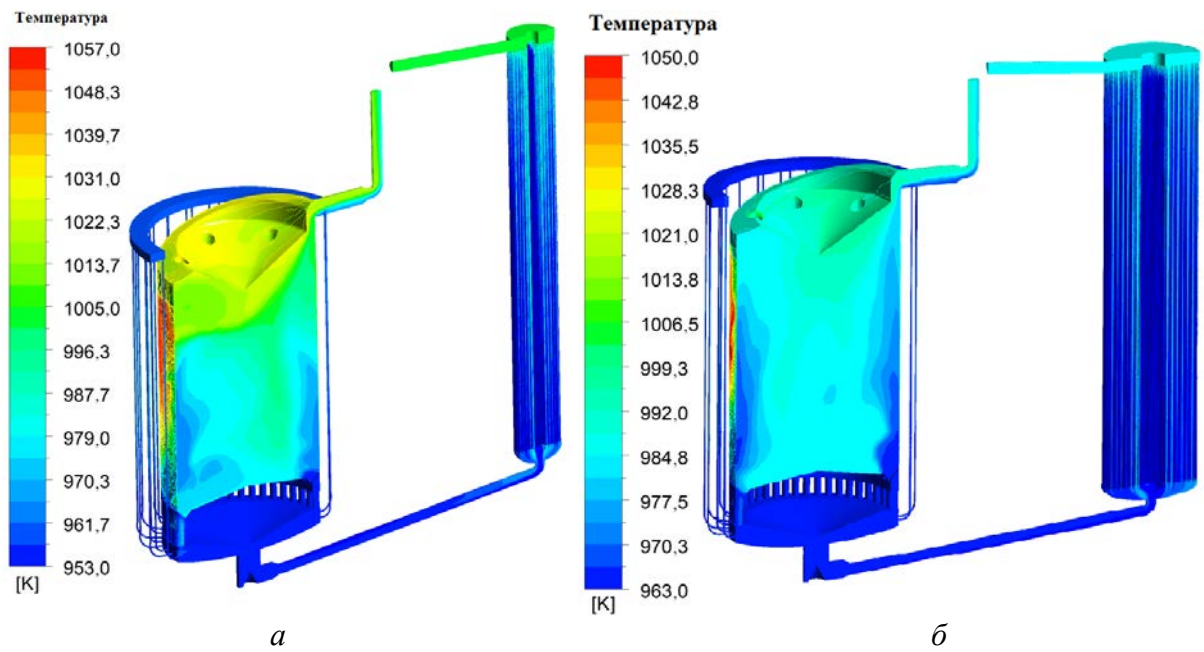


Рисунок 2.10 – Распределения температуры топливной соли в реакторном контуре исследовательского ЖСР-С при подогреве в 50 К (*a*) и 25 К (*б*)

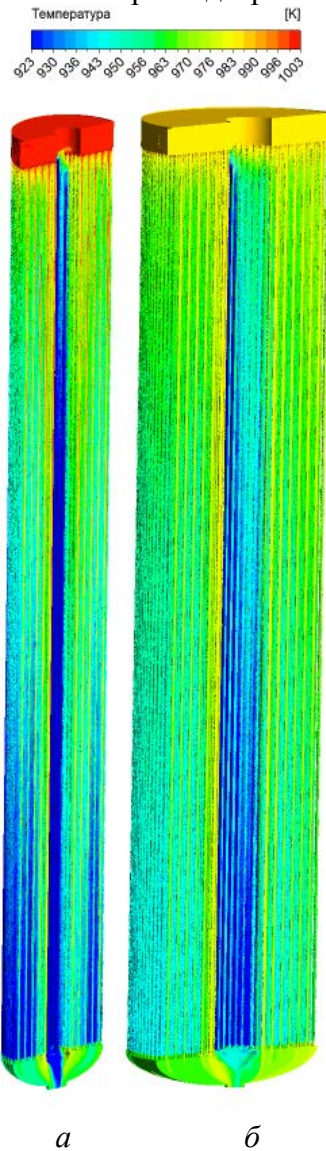


Рисунок 2.11 – Распределение температуры топливной соли по высоте трубок ПТО при подогреве в 50 К (*a*) и 25 К (*б*)

2.4. Выбор оптимальной конфигурации реакторного контура полномасштабного ЖСР-С

В Курчатовском институте предложена концепция реактора с циркулирующим топливом на основе расплавов солей фторидов металлов для сжигания трансурановых элементов из отработавшего ядерного топлива реакторов типа ВВЭР-1000/1200 тепловой мощностью 2 400 МВт [2, 19]. Разработанная ранее схема реакторного контура представлена на рисунке 2.12.

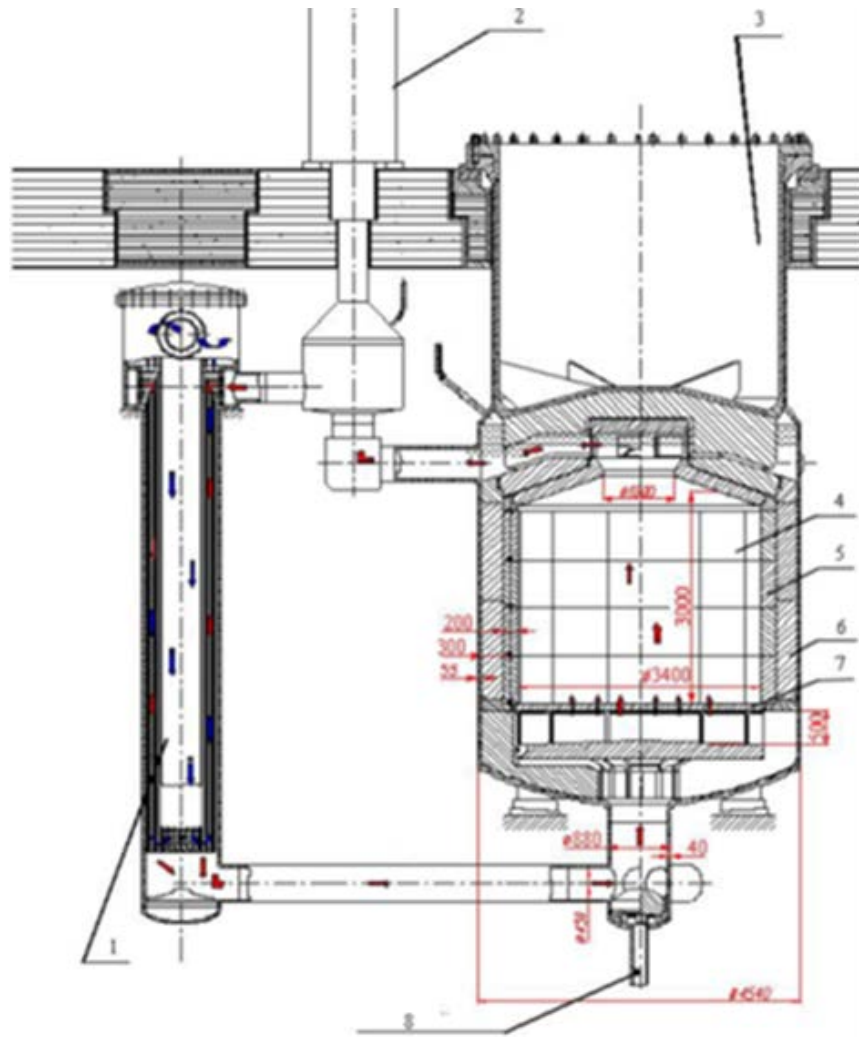


Рисунок 2.12 – Компоновка полномасштабного ЖСР-С/MOSART:

1 – ПТО; 2 – ГЦН; 3 – крышка реактора; 4 – полость активной зоны; 5 – отражатели; 6 – блоки защиты корпуса реактора; 7 – профилирующая плита; 8 – сливной патрубок системы дренажа топливной соли

В качестве растворителя топливных материалов рассматривается расплав молярного состава $73\text{LiF} - 27\text{BeF}_2$, имеющий при температуре до 1 173 К низкое давление насыщенных паров (несколько мм рт.ст.), что, как было отмечено ранее, даёт возможность работы реактора при давлении 1 — 2 бар_(изб.). Конструкционным материалом отражателей активной зоны (толщина 0,2 м) и реакторного контура и

служит Ni-Mo-Cr сплав типа ХН80МТЮ. Между отражателем и корпусом реактора располагаются защитные обечайки толщиной 0,3 м. Основные характеристики полномасштабного ЖСР-С представлены в таблице 2.7.

Таблица 2.7 – Основные характеристики полномасштабного ЖСР-С

Характеристика	Значение
Тепловая мощность, МВт	2 400
Тип активной зоны	Полостная цилиндрическая
Схема теплоотвода	Трёхконтурная
Молярный состав топливной соли, мол.%	0,98(0,73 LiF – 0,27 BeF ₂) + 0,02AnF ₃
Температура плавления топливной соли, К/°С	858 / 585
Температура топливной соли, К/°С: - на входе в активную зону - на выходе из активной зоны	923 / 650 1 023 / 750
Подогрев топливной соли в активной зоне, К/°С	100
Расход топливной соли, кг/с	12 245
Давление в реакторном контуре (в газовой полости насоса), кПа	110
Молярный состав промежуточного теплоносителя, мол.%	0,66 LiF – 0,34 BeF ₂
Расход промежуточного теплоносителя, кг/с	20 870
Температура промежуточного теплоносителя, К - на входе в теплообменник - на выходе из теплообменника	823 873
Материал отражателей, корпуса реактора, ПТО и трубопроводов	ХН80МТЮ
Материал обечаек защиты корпуса реактора	12Х18Н10Т с 5 мм плакировкой ХН80МТЮ

Перечень проанализированных вариантов компоновки этого реактора (включая исходную) приведен в Приложении А.2 вместе с анализом их достоинств и недостатков. В качестве оптимального выбран вариант с цилиндрической активной зоной полостного типа при организации в ней циклонного течения топливной соли.

2.3.1. Организация реакторного контура

В разработанном варианте полномасштабного ЖСР-С, принципиальная схема представлена на рисунке 2.13, топливная соль циркулирует через реактор в замкнутом контуре. Тепло, генерируемое в топливной соли при делении

трансурановых элементов, передаётся в теплообменнике теплоносителю, циркулирующему во втором контуре.

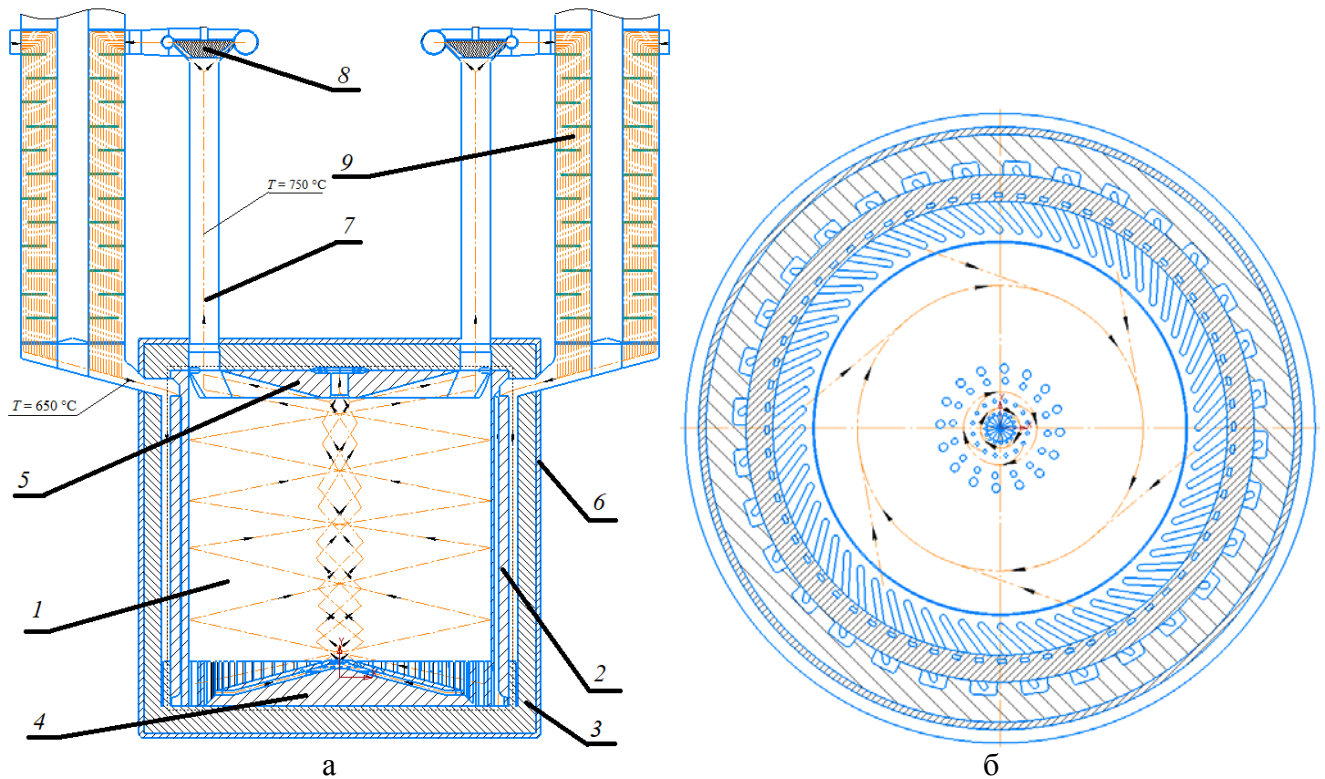


Рисунок 2.13 – Схема реакторного контура (а) и поперечный разрез а.з. (б):

— тракт движения топливной соли;

1 — активная зона; 2 — боковой отражатель; 3 — защита корпуса; 4 — нижний отражатель;
5 — верхний отражатель; 6 — корпус реактора; 7 — трубопровод; 8 — ГЦН; 9 — ПТО

Топливная соль при температуре 923 К (650 °C) входит в корпус реактора в верхней части через восемь конфузорных коллекторов напрямую из ПТО. Далее топливная соль опускается вниз по двум рядам каналов охлаждения отражателя и обечаек защиты корпуса в напорный коллектор. Первый ряд состоит из 60 прямоугольных каналов размером 60×30 мм и располагается на расстоянии 30 мм от внутренней поверхности бокового отражателя. Второй ряд состоит из 30 прямоугольных каналов размером 200×100 мм и располагается на границе отражателя и обечаек защиты корпуса. Подогрев топливной соли за время прохождения отражателя не превышает 2—3 К.

В напорном коллекторе размещаются направляющие рёбра, которые расположены под углом φ к радиусу, для того чтобы образовывать осевой поднимающийся вихрь (циклон). Угол размещения направляющих рёбер φ выбирается в результате параметрического исследования.

Нижний торцевой отражатель выполнен в виде конуса, под поверхностью которого из напорного коллектора идут восемь плоских каналов охлаждения. Выход из этих каналов организован через центральное осевое отверстие и четыре ряда наклонных центробежных форсунок разного диаметра. Все форсунки расположены под углом к горизонтальной плоскости и к осевым плоскостям, они направлены таким образом, чтобы поддерживать в центральной части вихрь, образованный рёбрами по периферии.

Выход топливной соли из реактора проводится через восемь патрубков, расположенных непосредственно в верхней части активной зоны по периферии. Верхний торцевой отражатель спрофилирован таким образом, чтобы собирать поднимающуюся топливную соль к этим выходам.

Нагретая до 1 023 К (750 °С) топливная соль после выхода из реактора подаётся на вход одноступенчатого центробежного ГЦН. Рабочее колесо насоса профилировано для обеспечения расхода топливной соли 1 530 кг/с, имеет шесть лопаток и вращается с частотой 1 200 об./мин. Сборный коллектор ГЦН выполнен в виде улитки с круглым поперечным сечением. На рисунке 2.14 показана модель объёма соли в рабочем колесе насоса.

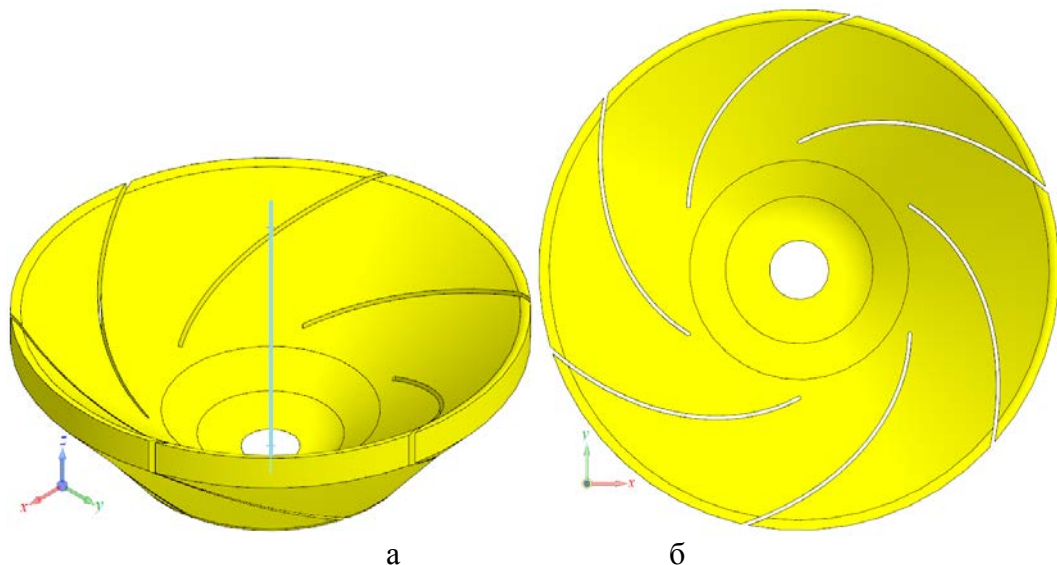


Рисунок 2.14 – Модель рабочего колеса ГЦН:
а — изометрия (голубым отмечена ось Oz); б — вид сверху

Далее топливная соль попадает в ПТО. Топливная соль движется по трубкам сверху вниз и охлаждается до температуры 923 К (650 °С), после чего возвращается в корпус реактора. Раздаточный коллектор ПТО выполнен в виде улитки, но уже

не круглого, а прямоугольного сечения. Такая форма коллектора позволяет обеспечить равномерный ввод топливной соли в трубки ПТО.

В полномасштабном ЖСР-С снижение объема топливной соли за пределами активной зоны достигается в основном за счет уменьшения объема топливной соли в ПТО, путем перехода к ПТО с лабиринтным обтеканием трубок теплообменника со стороны промежуточного теплоносителя или лабиринтным ПТО. В качестве прототипа такого ПТО был взят теплообменник MSBR [41]. Лабиринтное обтекание тепловых трубок характеризуется чередованием поперечного и углового обтекания вертикальных трубок, обусловленное конструктивно за счет разделителей в межтрубном пространстве. Несмотря на значимое увеличение потерь давления в промежуточном теплоносителе, подобный способ омыwania трубок значительно увеличивает коэффициент теплопередачи и уменьшает поверхность теплообмена, что наглядно продемонстрировано в таблице 2.8.

Таблица 2.8 – Сравнение характеристик ПТО

Тип ПТО	Продольный		Лабиринтный	
Тепловая мощность, МВт	600	600	600	300
Отн. шаг трубок ПТО	1,1	1,5	1,5	1,5
Число трубок	8 514	8 514	8 094	4 050
Длина трубок, см	390	580	325	325
Площадь поверхности теплообмена 1 ПТО, м ²	939	1 396	744	372
Площадь поверхности теплообмена всех ПТО, м ²	3 755	5 585	2 975	2 977
Объем топливной соли в трубках 1 ПТО, м ³	1,67	2,48	1,32	0,66
Объем топливной соли в трубках всех ПТО, м ³	6,68	9,92	5,28	5,28
Потери давления на трение в топливной соли, кПа	201	291	189	189
Потери давления на трение в промежуточном теплоносителе, кПа	842	14,5	929	868

Число трубок ПТО Ø10×1 выбиралось так, чтобы среднее значение числа Рейнольдса в трубке было 12 000. При таком условии число трубок и средняя скорость топливной соли в трубке составили соответственно 4 050 и 3,9 м/с.

2.3.2. Анализ теплогидравлических характеристик активной зоны

Энерговыведение в соли и отражателе представлено на рисунке 2.15. Большая часть тепловыделения (99 %) приходится на активную зону. В отражателе выделяется всего около 1 % или 24 МВт.

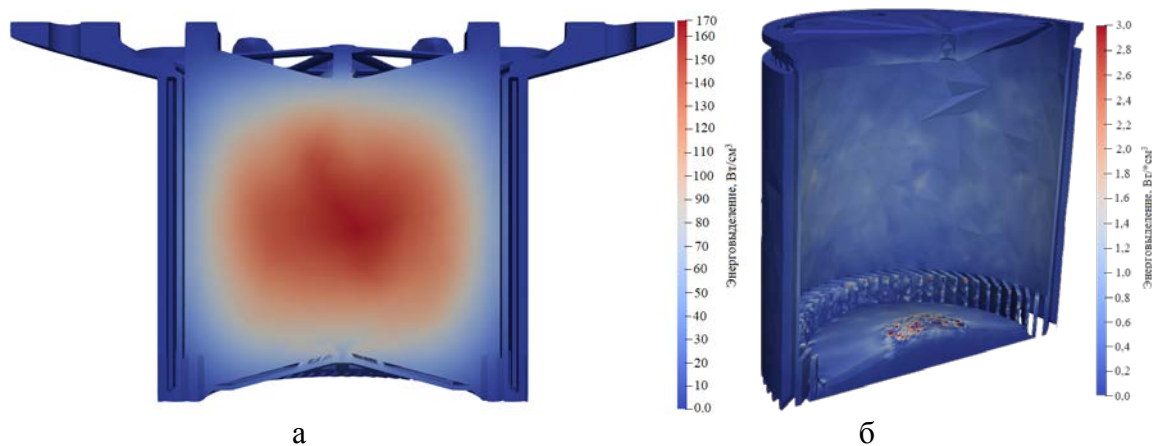


Рисунок 2.15 – Энерговыделение в активной зоне (а) и отражателе (б)

Линии тока топливной соли в активной зоне представлены на рисунке 2.16.

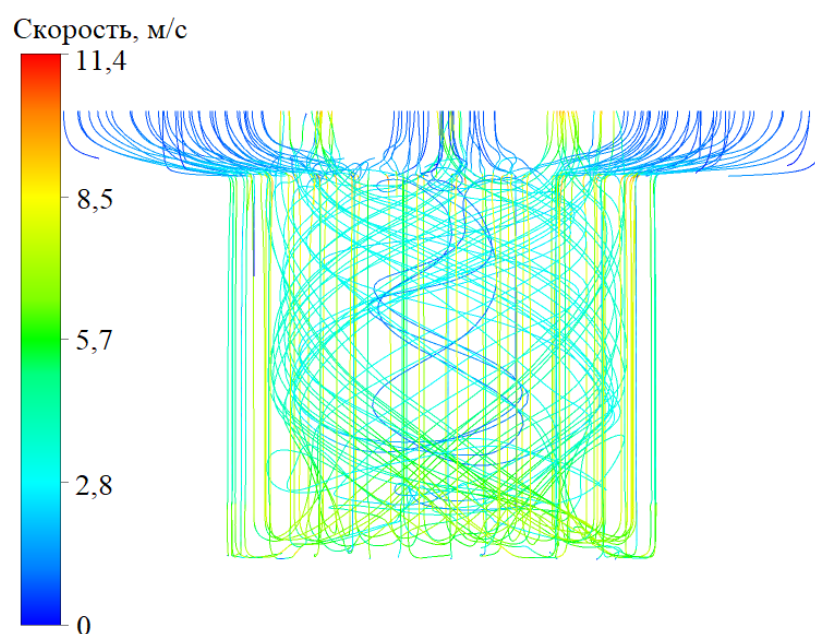


Рисунок 2.16 – Распределение скорости топливной соли в корпусе реактора на номинальной мощности

Как видно на рисунке, локальные скорости топливной соли в боковом отражателе и активной зоне достигают соответственно 10 и 5 м/с. Линии тока топливной соли в активной зоне показывают два соосных сонаправленных вихря, которые поднимаются строго снизу вверх без возвратных течений и застойных зон. Нужно отметить, что такой режим течения наблюдается только при определённом угле направляющих потока топливной соли по отношению к внутренней поверхности бокового отражателя $\varphi = 40^\circ$. Отклонение угла φ до $\pm 5^\circ$ от выбранного значения приводит к появлению возвратных течений и нарушению требуемого режима течения, а также увеличению локальных температур топливной соли и отражателя.

При эксплуатации реактора на номинальной мощности максимальные температуры топливной соли и отражателя (рисунок 2.17) не превышают соответственно 1 140 и 1 050 К.

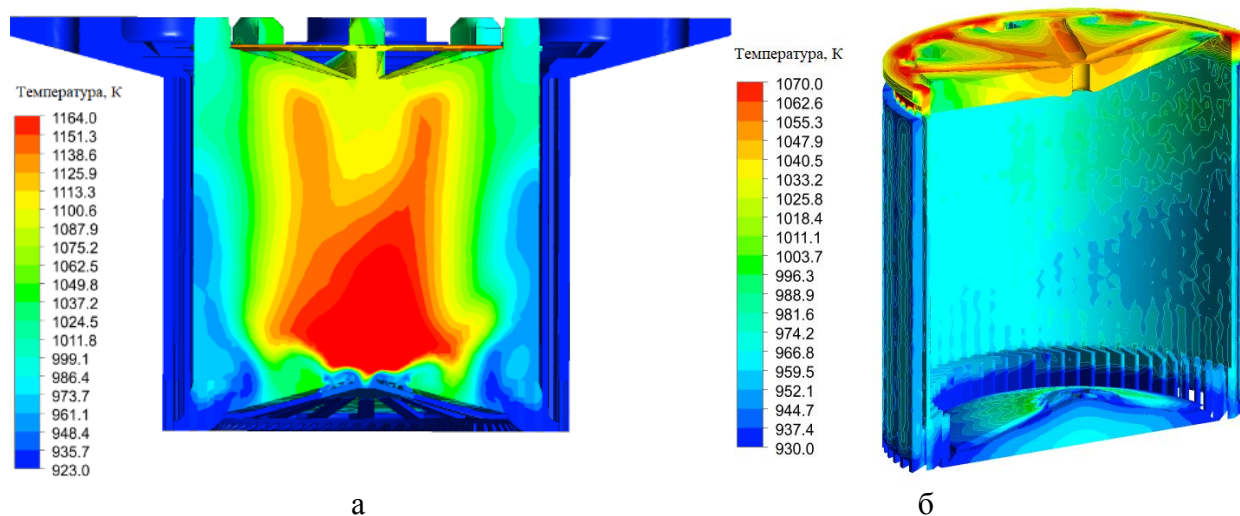


Рисунок 2.17 – Распределение температуры топливной соли в корпусе реактора (а) и в отражателях (б) на номинальной мощности

Как следует из таблицы 2.9, расчётные отклонения от средних значений расходов и температур на выходе активной зоны через каждый из восьми реакторных контуров не превышают соответственно 11 и 1,5 %.

Таблица 2.9 – Расходы и температуры топливной соли на выходе активной зоны в каждой из восьми реакторных петель

Номер выхода	Температура, К (отклонение, %)	Массовый расход, кг/с (отклонение, %)
Среднее	1 023	1 527
1	1 031 (7,8)	1 544 (1,2)
2	1 019 (4,2)	1 547 (1,3)
3	1 023 (0,3)	1 540 (0,8)
4	1 027 (3,8)	1 514 (0,8)
5	1 027 (4,3)	1 541 (0,9)
6	1 012 (10,7)	1 537 (0,7)
7	1 024 (1,4)	1 515 (0,8)
8	1 021 (2,1)	1 505 (1,4)

Также были проведены два дополнительных расчёта в обоснование существования стабилизированного цикла в активной зоне при сниженном расходе соли. Расчёты проведены для расходов топливной соли, составляющих 10 и 50 % от номинального. Для сохранения подогрева 100 К в расчётах снижалось пропорционально полное энерговыделение (с сохранением его объёмного профиля) до 240 и 1 200 МВт соответственно. В качестве начального условия в

обоих случаях брался профиль скоростей и температур, соответствующий стационарному режиму при условиях нормальной эксплуатации. Результаты этих расчётов в виде линий тока топливной соли на новых параметрах течения представлены на рисунке 2.18.

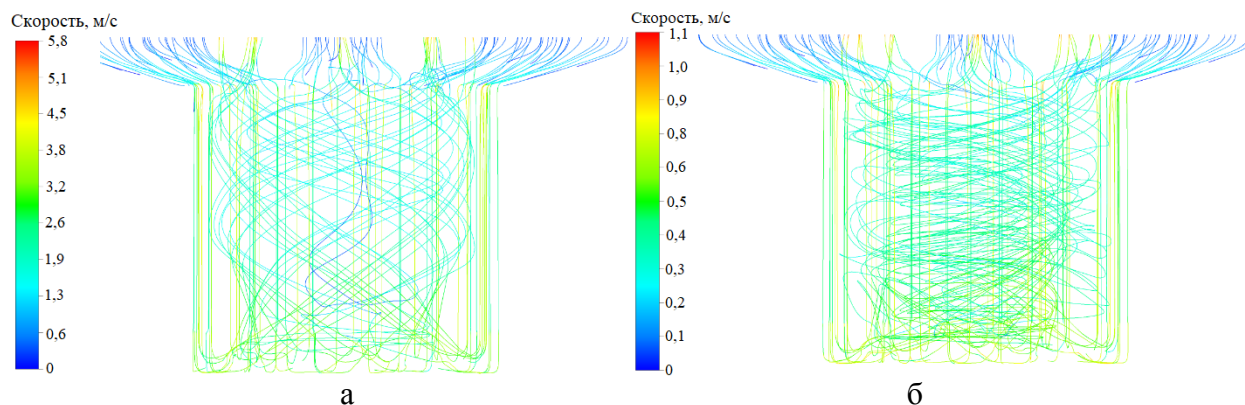


Рисунок 2.18 – Распределение скорости топливной соли в корпусе реактора при 10% (а) и 50% (б) от номинальной мощности реактора

2.3.3. Теплогидравлический анализ внешней части реакторного контура

Расчётные характеристики одного ПТО приведены в таблице 2.10. Из t – Q -диаграммы ПТО, представленной на рисунке 2.19, видно, что минимальная температура стенки трубки (581 °С) выше чем температура замерзания топливной соли (573 °С).

Таблица 2.10 – Характеристики ПТО

Характеристика	Значение
Тип ПТО	Лабиринтный
Тепловая мощность, МВт	300
Отн. шаг трубок ПТО	1,5
Молярный состав:	
- топливная соль	0,98(0,73LiF—0,27BeF ₂)+0,02AnF _n
- промежуточный теплоноситель	0,67LiF-0,33BeF ₂
Температура входа/выхода, К:	
- топливная соль	1 023 / 923
- промежуточный теплоноситель	813 / 863
- стенки трубок	953 / 863
Число трубок	4 050
Длина трубок, см	311,1
Диаметр и толщина трубок, см	1x0,1
Средняя скорость топливной соли в трубках ПТО, м/с	3,9
Средняя скорость промежуточного теплоносителя в межтрубном пространстве, м/с	2,2
Площадь поверхности теплообмена, м ²	356,2
Объем топливной соли в трубках для всех ПТО, м ³	5,1

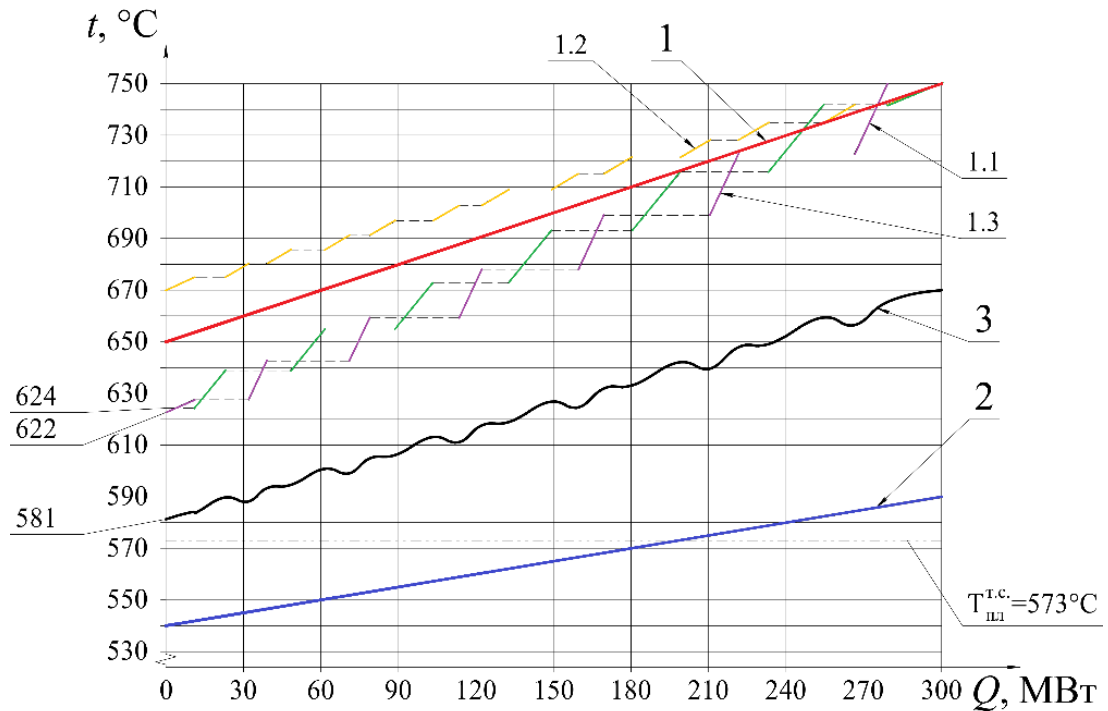


Рисунок 2.19 – t - Q -диаграмма ПТО

1 –топливная соль (1.1 –во внутренних ячейках; 1.2 –в центральных ячейках; 1.3 –во внешних ячейках); 2 –промежуточный теплоноситель; 3 –стенка теплообменной трубки

Также проведен трехмерный теплогидравлический расчёт внешней части одной из петель реакторного контура с рассмотренным выше ПТО. Каждым из ГЦН создается напор около 1,9 МПа, что показано на рисунке 2.20.

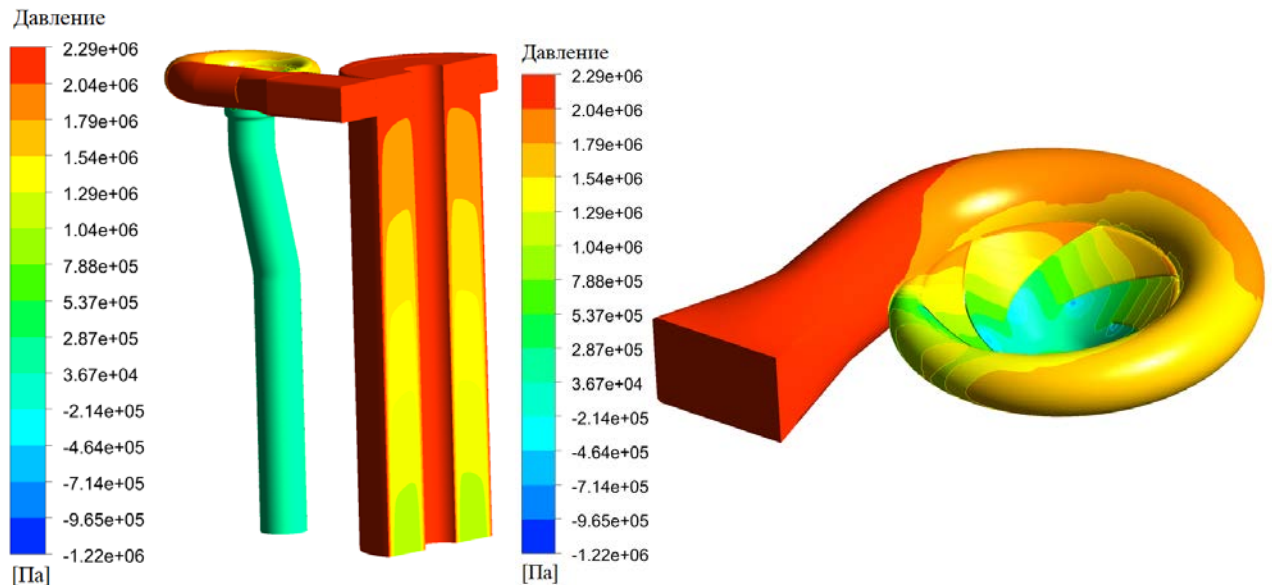


Рисунок 2.20 – Изменение давления топливной соли: во внешней части реакторного контура (а) и в ГЦН (б)

Как видно из рисунка 2.21 скорость топливной соли в соединительных трубопроводах и трубках ПТО не превышает 10 м/с, тогда как в рабочем колесе

ГЦН она достигает более 20 м/с. Локальная скорость топливной соли в камере смешения на выходе ПТО не превышает 1,1 м/с.

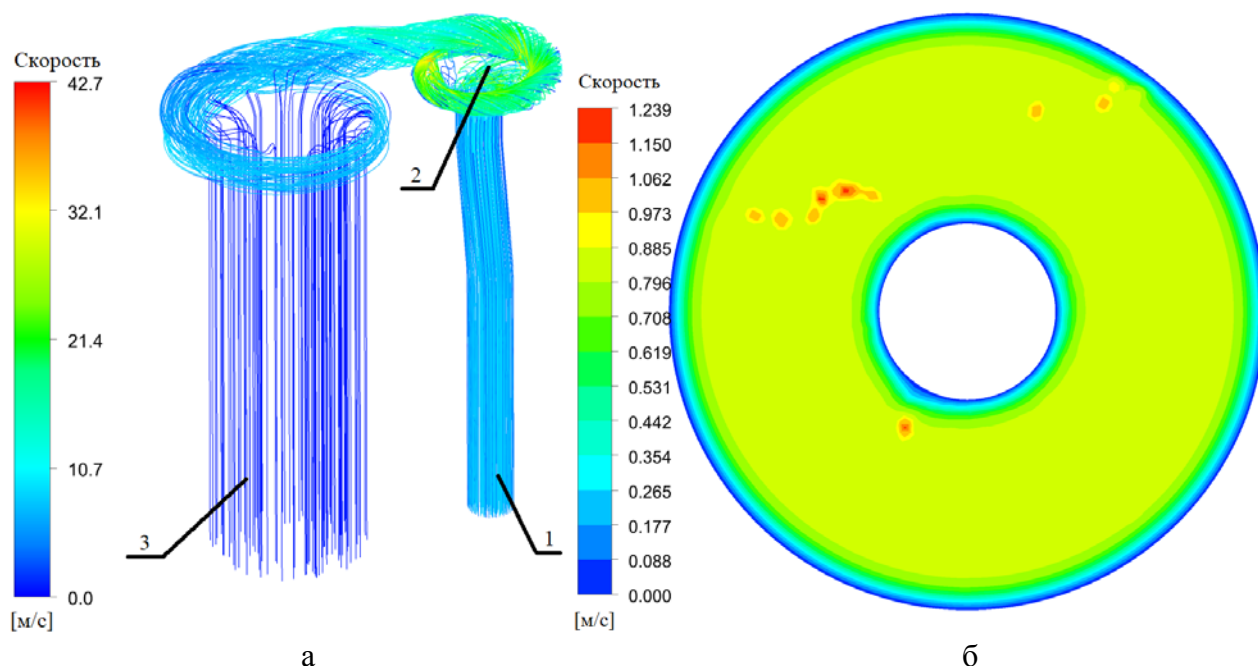


Рисунок 2.21 – Распределение скоростей топливной соли:
а – во внешней части реакторного контура (1 – трубопровод, 2 – ГЦН, 3 – ПТО);
б – в сечении выхода из ПТО

Как видно из рисунка 2.22 локальная температура топливной соли на входе/выходе ПТО не превышает соответственно 1 023 К и 935 К, а минимальная температура внутренней поверхности трубок на выходе ПТО составляет 870 К.

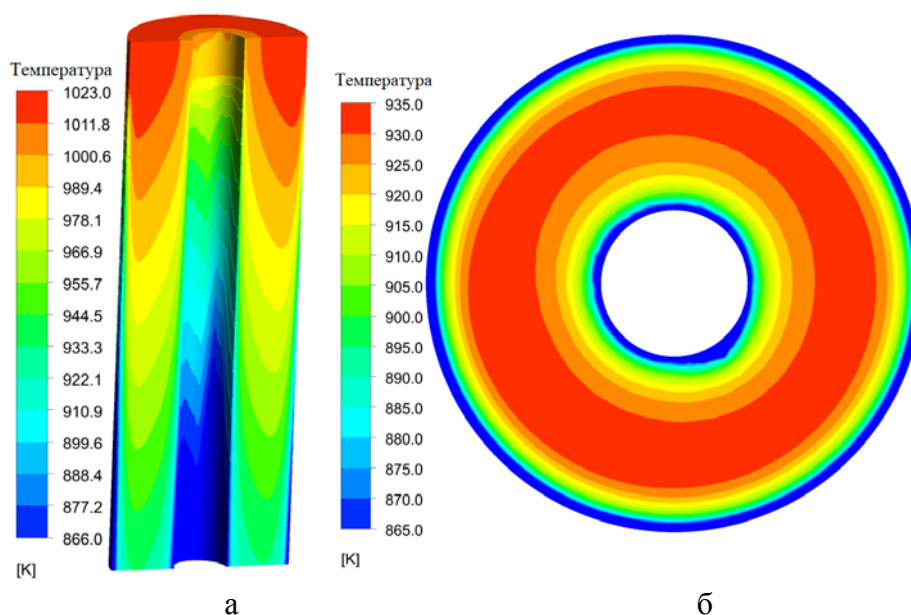


Рисунок 2.22 – Распределение температур топливной соли:
в осевом сечении ПТО (а) и на выходе из ПТО (б)

Объемные характеристики всех элементов реакторного контура собраны в таблице 2.11. В рассмотренной компоновке реакторного контура доля топливной

соли во внешней части реакторного контура составляет около 36 % что способствует повышению эффективного потока нейтронов в реакторной установке.

Таблица 2.11 – Объемы топливной соли в основных компонентах реакторного контура

Элемент реакторного контура	Объем, л
Активная зона	32 557,4
Корпус реактора:	
- всего	35 638,2
- всего без активной зоны	3 080,8
ПТО:	
- всего в 1-м ПТО	1 412,7
- в трубном пучке 1-го ПТО	633,3
- в коллекторах 1-го ПТО	779,4
- суммарно во всех ПТО	11 301,6
ГЦН:	
- в объеме колеса 1-го ГЦН	22,4
- всего в 1-го ГЦН	183,1
- суммарно во всех ГЦН	1 464,8
В соединительных трубопроводах:	
- в 1-м трубопроводе корпус-ГЦН	292,6
- суммарно во всех петлях циркуляции	2 340,8
Суммарно по реакторному контуру	50 745,4
Доля топливной соли в активной зоне	0,64
Доля топливной соли в корпусе реактора	0,70
Плотность энерговыделения по топливной соли, МВт/м ³	47,3
Время прохождения топливной солью, с:	
- активной зоны	6,3
- внешней части контура	3,0

Выводы к главе 2

Устойчивость работы жидкосолевого ядерного реактора в значительной степени зависит от его теплогидравлических характеристик. Эта проблема актуальна для ЖСР с активной зоной полостного типа. Если не принимать специальных мер по профилированию расхода в полости а.з., то в ней будут возникать застойные зоны и возвратные течения, что в условиях нейтронного потока будет приводить к перегреву топливной соли и конструкционных материалов.

Для проведения теплогидравлического анализа реактора с полостной активной зоной необходимо выполнять расчёты в трехмерной постановке, чтобы

отследить места возникновения указанных потенциальных проблем и устранять их еще на этапе проектирования. Дополнительно теплогидравлический анализ позволяет добиться минимизации объема топливной соли за пределами а.з. для обеспечения высокой энергонапряженности.

В настоящей работе на основе такого анализа были оптимизированы конфигурации реакторных контуров исследовательского ЖСР-С и полномасштабного ЖСР-С для достижения целевых теплогидравлических характеристик.

Для исследовательского ЖСР-С в качестве оптимальной выбрана петлевая компоновка с подачей топливной соли в корпус реактора снизу и вертикальным расположением теплообменника. Максимальная температура т.с. и металлоконструкций в этом варианте составляет 1 057 К (на 16 К ниже допускаемого значения), отсутствуют возвратные течения, доля топливной соли за пределами а.з. составляет 18,85 %, энергонапряженность по контуру – 7,8 Вт/см³.

Для полномасштабного ЖСР-С в качестве оптимальной выбрана блочная компоновка с активной зоной циклонного типа. Максимальная температура т.с. составляет 1 139 К (на 34 К ниже допускаемого значения), металлоконструкций – 1 049 К (на 24 К ниже допускаемого значения), отсутствуют возвратные течения, доля топливной соли за пределами а.з. составляет 36 %, энергонапряженность по контуру – 47,3 Вт/см³. На данную конфигурацию реактора получен патент на изобретение № 2787572.

ГЛАВА 3. МОДЕЛИРОВАНИЕ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ТРИТИЯ В РЕАКТОРНОЙ УСТАНОВКЕ

Тритий (^3H или T) – радиоактивный изотоп водорода с периодом полураспада 12,3 лет. Он является низкоэнергетическим бета-эмиттером (максимальная энергия составляет порядка 18 кэВ). Его опасность связана с внутренним облучением человека – T попадает в организм через дыхательные пути и замещает стабильный водород. Минимизация утечек трития – важная задача обеспечения радиационно-экологической безопасности.

3.1. Расчётные модели переноса трития

Одной из проблем жидкосолевых реакторов на основе фторидов лития и бериллия является проблема повышенной, по сравнению другими типами реакторов, наработки трития. Опытная эксплуатация реактора MSRE [42,43] тепловой мощностью до 10 МВт в ORNL (США) показала, что наработка трития в ЖСР почти в 50 раз превышает наработку трития в реакторах типа ВВЭР в расчёте на единицу мощности [3]. Данное обстоятельство требует детальной проработки вопросов образования, форм и процессов распространения и локализации трития в ЖСР [44].

Первая расчётная модель распределения трития была предложена в ORNL [45] как попытка объяснить принципы распространения трития в MSRE. Расчёты распределения трития основываются на классических соотношениях массопереноса и диффузии. Ионы трития, образованные в соли, соединяются с другими ионами трития, формируя молекулы трития (T_2), или с ионами фтора, образуя фторид трития (TF). Также они могут реагировать с водородом или водородными соединениями в соли и, возможно, с оксидными или другими ионами с образованием соответствующих тритиевых соединений. Все соединения трития, рассматриваемые в расчётах, являются летучими. Предполагается, что со временем они достигнут равновесных концентраций в соли, и тогда скорость утечки будет равна скорости производства.

Молекулы трития диффундируют через соль к металлическим поверхностям, где часть молекул диссоциирует на атомы. Эти атомы далее диффундируют к внешней поверхности металла и через нее выходят в окружающую среду, где образуют соединения с другими атомами трития или с кислородом. Молекулы трития могут диффундировать через соль к графитовым поверхностям в активной зоне реактора и адсорбироваться порами графита. В отсутствие реакций с графитом концентрация трития в порах будет в равновесии с концентрацией в соли, и дальнейшего переноса не будет. Однако сорбция трития может значительно увеличить его количество, удерживаемое графитом, и время достижения устойчивого состояния. Молекулы трития также диффундируют в пузырьки газа, циркулирующие вместе с солью, и попадают в систему газоочистки топливного насоса, когда соль распыляется в чистый продувочный газ, протекающий через чашу насоса. Часть трития, находящегося в топливной соли, также переходит в продувочный газ через поверхность контакта газа и жидкости в чаше насоса.

Фторид трития и другие летучие соединения трития могут выходить из соли по тем же путям, однако скорость переноса через металлические стенки была бы на порядки ниже, если бы эти соединения не вступали в реакцию с металлом, высвобождая атомы трития.

Перенос трития через соль к поверхностям рассчитывался в ORNL с помощью уравнений вида:

$$Q = hA(C_L - C_S) \quad (3.1)$$

где h – коэффициент массопереноса, м/с; A – площадь поверхности диффузии, м²; C_L – концентрация трития в объеме т.с., 1/м³; C_S – концентрация трития у поверхности, 1/м³.

Скорости диффузии через металлические стенки рассчитываются из уравнения:

$$Q = \frac{pA}{t} (P_i^{1/2} - P_o^{1/2}) \quad (3.2)$$

где p – проницаемость конструкционного материала (КМ) для трития, 1/(м*Па^{0,5}); t – толщина стенки, через которую происходит диффузия трития, м; P_i , P_o – парциальные давления с двух сторон от стенки, Па.

Во всех расчётах предполагается, что концентрация трития в соли у поверхности находится в равновесии с концентрацией трития на поверхности. Парциальное давление трития в пузырьке, находящемся в контакте с солью, и парциальные давления, используемые в уравнении (3.2), затем связываются с концентрацией в соли с помощью уравнения:

$$kP_i = C_S \quad (3.3)$$

где k – константа растворимости, $1/(\text{м}^3 \cdot \text{Па})$.

Коэффициенты переноса трития между солью и металлическими поверхностями рассчитываются на основе аналогии тепломассопереноса:

$$h' = H \left(\frac{D'}{K} \right)^{0,6} \left(\frac{1}{c_p \rho} \right)^{0,4} \quad (3.4)$$

Коэффициент массопереноса в пузырьки, циркулирующие в топливной соли, рассчитывается с помощью уравнения:

$$h = 0,089 \frac{D}{d} \left(\frac{dV\rho}{\mu} \right)^{0,69} \left(\frac{\mu}{\rho D} \right)^{0,33} \quad (3.5)$$

где D – коэффициент диффузии трития в потоке соли, $\text{м}^2/\text{с}$; d – гидравлический диаметр канала, м; V – скорость топливной соли, $\text{м}/\text{с}$; ρ – плотность топливной соли, $\text{кг}/\text{м}^3$; μ – вязкость топливной соли, $\text{Па} \cdot \text{с}$.

Перед выходом через чашу насоса пузырьки какое-то время циркулируют в основной части контура. Как следствие, для большинства расчётов введено допущение, что концентрации трития и фторида трития в пузырьках находятся в равновесии с концентрациями в основной массе соли, поэтому коэффициент массопереноса в пузырьки и площадь поверхности пузырьков несущественны. В расчёты входит только объемная доля пузырьков.

При расчёте переноса трития из топливной соли в защитный газ в чаше насоса вводились следующие допущения:

- 1) доля пузырьков в соли, на входе и выходе из чаши насоса, одинаковая;
- 2) наблюдается равновесная концентрация трития в пузырьках и соли при входе и выходе из чаши насоса;
- 3) защитный газ не содержит трития при входе в чашу насоса;

4) концентрация трития в газовой полости насоса, находится в равновесии с концентрацией трития в соли, находящейся в чаше насоса;

5) эффективность процессов переноса в чаше насоса учитывалась простым введением общего коэффициента эффективности в уравнения скорости переноса;

6) предположительный диаметр пузырьков составляет 0,51 мм.

Помимо этого, расчёты были упрощены путем введения соотношения концентрации TF и T_2 в соответствии с реакцией:



Константа равновесия M которой определялась аналитически при условии постоянства соотношения $[U^{4+}]/[U^{3+}]=100$:

$$\lg M = 4 - \frac{9330}{T} + 3,77(X_{UF_4} + X_{ZrF_4}) + 2,09(X_{BeF_2} - 0,3) \quad (3.7)$$

Недостатками данной модели являются:

- 1) она пригодна для расчёта только стационарного равновесного случая;
- 2) не разработан механизм попадания трития в пузырьки защитного газа;
- 3) соотношение химических форм трития всегда постоянно и не зависит от места контура;

4) скорости переноса трития к пузырькам и к стенкам описывается разными уравнениями, однако диффузия обеих форм трития происходит равномерно во всех направлениях.

Несмотря на описанные недостатки, данная модель заложила прочную основу в вопросах исследования миграции трития. В более современной модели *TRItium Diffusion Evolution and Transport (TRIDENT)* [46] были учтены некоторые из недостатков модели ORNL:

- 1) более точно учитывать образование трития в результате реакций на литии и бериллии, с учетом выгорания последнего:

$$\dot{T}(t) = \phi \sigma_{Li-7}^T N_{Li-7} + \phi \sigma_{Li-6}^T \left(N_{Li-6}^0 e^{\frac{V_{core}}{V_{loop}} \phi \sigma_{Li-6}^{abds} t} + \frac{\phi \sigma_{Be-9}^{\alpha} N_{Be-9}}{\phi \sigma_{Li-6}^{abs}} \left(1 - e^{\frac{V_{core}}{V_{loop}} \phi \sigma_{Li-6}^{abds} t} \right) \right) \quad (3.8)$$

где $T(t)$ – скорость образования трития в активной зоне, $1/(\text{см}^3 \cdot \text{с})$, ϕ – поток нейтронов, $1/(\text{см}^3 \cdot \text{с})$, σ_{Li-7}^T , σ_{Li-6}^T – микроскопическое сечение ядерных реакций на ${}^6\text{Li}$ и ${}^7\text{Li}$, барн, σ_{Be-9}^{α} – микроскопическое сечение (n, α) реакций на ${}^9\text{Be}$, барн, N_{Li-}

6 , N_{Li-7} , N_{Be-9} – ядерные концентрации ${}^6\text{Li}$, ${}^7\text{Li}$ и ${}^9\text{Be}$, $1/\text{см}^3$, V_{core} , V_{loop} – объем топливной соли в активной зоне и во всем первом контуре соответственно, см^3 .

2) в расчёт были введены химические реакции трития и топливной добавки со стенками реакторного контура:



а также формулы для определения отношения химических форм трития T_2/TF :

$$\Delta G_{F_2} = 2RT \ln \left(\frac{p_{TF}}{\sqrt{p_{T_2}}} \right) + 2\Delta G_{TF}^0 \quad (3.11)$$

$$\frac{p_{TF}}{\sqrt{p_{T_2}}} = \exp \left(\frac{\Delta G_{F_2} - 2\Delta G_{TF}^0}{RT} \right) \quad (3.12)$$

$$\frac{p_{TF}}{\sqrt{p_{T_2}}} = \frac{C_{TF}/K_{H,TF}}{\sqrt{C_T - C_{TF}} / \sqrt{2K_{H,T_2} * \sqrt{p_f}}} = \exp \left(\frac{\Delta G_{F_2} - 2\Delta G_{TF}^0}{RT} \right) \quad (3.13)$$

где ΔG_{F_2} – потенциал фтора (кДж/моль F_2), ΔG_{TF} – энергия Гиббса TF.

3) изменен перечень моделируемых уравнений: произошел переход от уравнений баланса потоков выхода трития к уравнениям баланса количества вещества в элементе топливного контура, благодаря чему можно разбить модель на контрольные объемы (КО). Уравнение баланса количества трития в контрольном объеме формулируется как дифференциальное и уже позволяет учитывать конвективную составляющую массопереноса в контурах циркуляции.

Другой акцент был сделан при разработке модели TMSR-TTAC [47], разработанной для оценки распространения трития в Ториевом Жидкосолевом Реакторе (TMSR), Китай. За её основу также была взята модель ORNL, которая была адаптирована для нестационарных расчётов, аналогично предыдущему случаю. Новшеством TMSR-TTAC является учет переноса не только трития, но также и протия (стабильный изотоп водорода ${}^1\text{H}$) в форме фторида HF и молекулярного водорода в формах H_2 и HT.

Все описанные методики верифицировались на экспериментальных данных выхода трития в MSRE.

3.2. Расчётная модель поведения трития 3H-MSR

3.2.1. Постановка задачи

Во введении была поставлена задача разработки методик расчёта и компьютерного моделирования наработки и переноса трития по РУ и проведение с их помощью расчётных исследований.

При разработке самой методики был учтен предшествующий опыт аналогичных разработок, а также имеющиеся экспериментальные данные.

Задача самого моделирования заключается в определении эффективности выхода трития из РУ по основным путям: отвод в систему газоочистки, диффузия в боксы реакторных контуров, утечка к конечному потребителю тепла. Дальнейший путь трития к выбросу в окружающую среду не рассматривается, так это выходит за пределы темы диссертации.

Примерами применения разработанной методики, как и в предыдущей главе, являются реакторные установки исследовательского и полномасштабного ЖСР-С.

3.2.2. Описание процессов распространения трития

В основе расчётной модели поведения трития в ЖСР лежат уравнения баланса массы трития в элементах контуров с учётом существования двух форм трития T_2 и TF в системе. Уравнения баланса количества вещества для i -й формы существования трития и j -го элемента контура составлено следующим образом:

$$\frac{dn_{i,j}}{dt} = G_{i,j} + \Phi_{\lambda}^{i,j} + \Phi_{\text{диф}}^{i,j} + \Phi_{\text{конв}}^{i,j} \quad (3.14)$$

где $n_{i,j}$ – число ядер рассматриваемой формы трития в j -ом КО, яд; G_i – член уравнения, отвечающий за образование трития, яд/с; $\Phi_{\lambda}^{i,j}$ – член уравнения, отражающий убыль трития за счет распада в j -ом КО, яд/с; $\Phi_{\text{диф}}^{i,j}$ – член уравнения, ответственный за диффузию трития через стенки каналов, яд/с; $\Phi_{\text{конв}}^{i,j}$ – член уравнения, ответственный за конвективный перенос трития между контрольными объемами, яд/с.

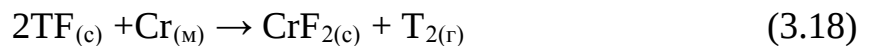
Среди радионуклидов, генерируемых в ЖСР, отличие T заключается в диффундировании его через конструкционный материал никель-молибден-хромовый сплав типа ХН80МТЮ [19,43] при рабочих температурах реакторного и

промежуточного контуров 650–750°C, и попадании в парогенератор. Поэтому для обеспечения безопасности ЖСР необходимо решить проблему уменьшения попадания трития в паровой контур. Любые попытки предотвращения его распространения в пароводяном контуре практически бесперспективны.

Тритий, образующийся в результате ядерных реакций, после термализации может вступить в следующие химические реакции:



В дополнение растворенный TF способен окислять металлический хром конструкционного материала в CrF_2 . В этом случае тритий восстанавливается до T_2 , а хром окисляется:



Образовавшиеся в активной зоне молекулы T_2 и TF диффундируют к поверхностям раздела: соль – конструкционный материал и соль – гелий. Гелий продувается через топливную соль для удаления летучих продуктов деления. Тритий, попавший в пузырьки гелия, выводится из топливной соли в систему газоочистки. Пути распространения трития представлены на рисунке 3.1.

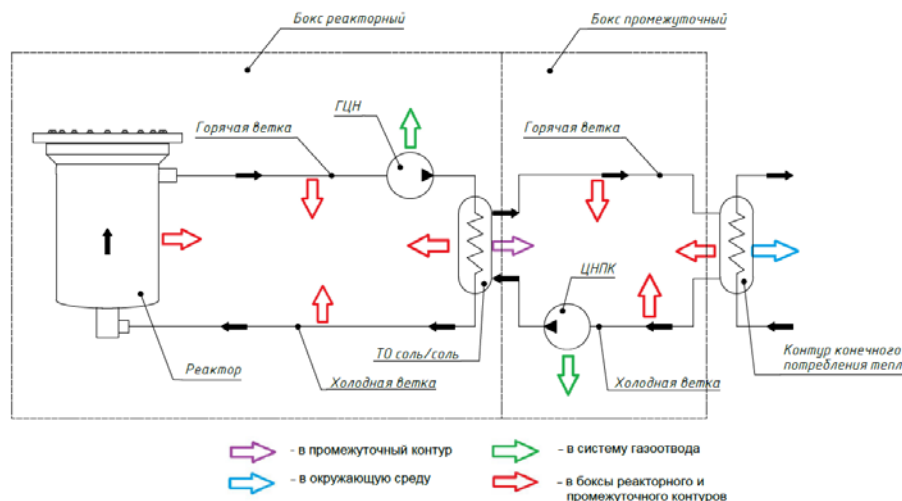
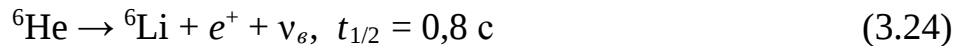


Рисунок 3.1 – Принципиальная схема контурного оборудования РУ исследовательского ЖСР-С и пути распространения трития

Скорость образования трития

Скорость производства трития в ЖСР будет определяться рядом факторов, включая состав топливной соли, спектр и плотность потока нейтронов в активной зоне, объёмы активной зоны и контуров. Основные ядерные реакции, ответственные за образование трития в топливной соли на основе фторидов лития и бериллия [48]:



Реакции нейтронов на литии дают наибольший вклад в образование трития в ЖСР с т.с. на основе фторидов лития и бериллия. Реакция (3.19) на ${}^6\text{Li}$ вносит заметный вклад из-за значительных сечений для тепловых и промежуточных нейтронов. По мере облучения в реакторе исходная ядерная концентрация ${}^6\text{Li}$ уменьшается из-за выгорания, с другой стороны, есть дополнительный источник ${}^6\text{Li}$ по реакции трансмутации бериллия (3.23), которая даёт ${}^6\text{He}$, позднее он распадается до ${}^6\text{Li}$ (3.24). Вследствие высокого обогащения по ${}^7\text{Li}$, которое обычно используется в ЖСР, можно считать, что его плотность и соответственно скорость производства трития на нём остаются постоянными по кампании.

Как следует из рисунка 3.2, сечение взаимодействия нейтронов с ядрами в реакции (3.19) пропорционально $1/v$ (v — скорость нейтронов) и составляет более 100 барн при энергиях менее 1 эВ.

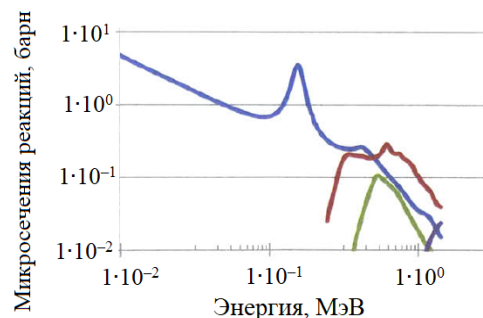


Рисунок 3.2 – Зависимость сечений реакций образования трития от энергии нейтронов [46]:

— ${}^6\text{Li} (n, \alpha)$; — ${}^7\text{Li} (n, n')$; — ${}^9\text{Be} (n, \alpha)$; — ${}^{19}\text{F} (n, \gamma)$

Реакция (3.20) — это пороговая реакция на быстрых нейтронах ($E > 0,546$ МэВ). Реакция (3.22) происходит только при энергии нейтронов $E > 9,5$ МэВ и в рассматриваемых реакторах не учитывается.

Корректно зависимость накопления трития в используемой т.с. от времени (в частности для реакторов с большим изменением спектра нейтронов и изотопного состава топливной добавки, например, полномасштабного ЖСР-С) определяется с помощью ПС, предназначенного для расчёта изменения нуклидного состава ЖСР в процессе выгорания. В настоящей работе для этих целей используется ПС SERPENT [31], содержащее ряд возможностей учёта специфики реакторных установок с циркулирующим топливом и учитывающее реакции (3.19)—(3.24).

Конвективный перенос трития в контурах

Конвективный перенос трития по реакторному контуру для каждого j -го элемента объёма топливной соли описывается следующим уравнением:

$$\Phi_j^k = \frac{dv_i}{dt} = \frac{Q}{V_{i-1}} v_{i-1} - \left(\frac{Q}{V_i} + \lambda \right) v_i \quad (3.25)$$

где v_j — количество вещества i -й формы трития в элементе j , моль/м³; Q — объёмный расход топлива-теплоносителя в контуре, м³/с; V — объём топлива-теплоносителя в элементе, м³; λ — постоянная распада трития.

Параллельно этому процессу из-за низкой растворимости соединений трития в рабочих жидкостях ЖСР также будет происходить диффузия трития к границам раздела фаз. В ЖСР такими границами могут быть:

- граница раздела соль/газ при газовой продувке соли пузырьками гелия в 1-м и 2-м контурах;
- граница раздела соль/металл на внутренних поверхностях контуров циркуляции.

Процесс внутренней диффузии описывается следующим уравнением:

$$J_{T,V \rightarrow S} = k_T (C_V - C_S) \quad (3.26)$$

где $J_{T,V \rightarrow S}$ — поток из объёма жидкости к поверхности раздела фаз на единицу площади, моль/(м²·с); k_T — коэффициент внутреннего диффузионного переноса,

м/с; C_V — концентрация формы трития в объёме соли (топливной или промежуточной), моль/м³; C_S — концентрация формы трития вблизи границы раздела фаз, моль/м³.

Так как нет достоверных экспериментальных данных о фактическом переносе трития или водорода в расплавленных солях в ЖСР, для определения коэффициента внутреннего диффузионного переноса k_T в расчётных моделях переноса трития [47, 49—51] используются хорошо установленные корреляции теплообмена, заменяя в них числа Нуссельта и Прандтля аналогами массопереноса — числами Шервуда Sh и Шмидта Sc [51]:

$$Sh = \frac{k_T d}{D} \quad (3.27)$$

$$Re = \frac{\rho v d}{\mu} \quad (3.28)$$

$$Sc = \frac{\mu}{\rho D} \quad (3.29)$$

$$Sh_{\text{труб}} = \alpha Re^\beta Sc^\gamma \quad (3.30)$$

где d — гидравлический диаметр канала; D — коэффициент диффузии формы трития в топливной соли, моль/(м³·Па); Re — число Рейнольдса; ρ — плотность топливной соли, кг/м³; w — скорость топливной соли в канале, м/с; μ — динамическая вязкость топливной соли, Па·с.

В работе [52] для определения внутреннего диффузионного переноса в круглых трубах в широком диапазоне чисел Re и Sc была рекомендована зависимость Линтона и Шервуда (3.18), где $\alpha = 0,023$, $\beta = 0,83$ и $\gamma = 0,44$.

Диффузия трития через металлические стенки

Химическая форма Т существенно влияет на его подвижность в системе. Диффузия молекулярного водорода (и любых его изотопов) через металлы начинается с его диссоциации на поверхности металла с последующим растворением атомарного водорода в металле [45, 46]. При перепаде парциальных давлений на противоположных поверхностях стенки атомарный водород диффундирует через металл к его противоположной стороне, где на его свободной поверхности он рекомбинирует в молекулярную форму. В других соединениях

водорода не протекают процессы диссоциации и диффузии. Только молекулярный водород (например, T_2) диффундирует через металл.

Процесс выхода трития из топливной соли через стенку трубки теплообменника в промежуточный теплоноситель включает пять основных стадий:

1. Внутренняя диффузия в топливной соли;
2. Диссоциация молекулярного трития на атомарный;
3. Диффузия трития через стенку теплообменника;
4. Рекомбинация атомарного трития в молекулярный;
5. Внутренняя диффузия в промежуточном теплоносителе.

В настоящей работе рассмотрена равновесная схема проницаемости, соответствующая закону Сивертса:

$$p^{1/2} = c_s/K_S. \quad (3.31)$$

где p — парциальное давление T_2 , Па; c_s — концентрация T_2 , моль/м³; K_S — константа Сивертса, моль/(м³·Па^{0,5}).

Проницаемость водорода через металл определяется как установившийся диффузионный перенос трития через материал, имеющий градиент парциального давления по толщине [51,52]. В состоянии равновесия стационарный поток трития через металлическую стенку является функцией парциального давления трития в форме T_2 с каждой стороны стенки в соответствии с уравнением:

$$J_{T_2,a \rightarrow b} = \frac{P_{ст}}{x} (\sqrt{p_{T_2,a}} - \sqrt{p_{T_2,b}}) \quad (3.32)$$

где $J_{T_2,a \rightarrow b}$ — поток трития через единицу площади металла, моль/(м²·с); $P_{ст}$ — коэффициент проницаемости трития, моль/(м·с·Па^{0,5}); $p_{T_2,a}$, $p_{T_2,b}$ — парциальное давление трития на стороне “а” и “b” металлической стенки соответственно, Па; x — толщина металлической стенки, м.

Коэффициент проницаемости $P_{ст}$ уже включает в себя коэффициенты диссоциации и рекомбинации, а значит процесс диффузии упрощается до трехстадийного:

- внутренняя диффузия в топливной соли описывается уравнением (3.26);
- диффузия трития через стенку теплообменника — уравнением (3.32);

– внутренняя диффузия в промежуточном теплоносителе — уравнением (3.26).

Иллюстрация данной схемы приведена на рисунке 3.3.

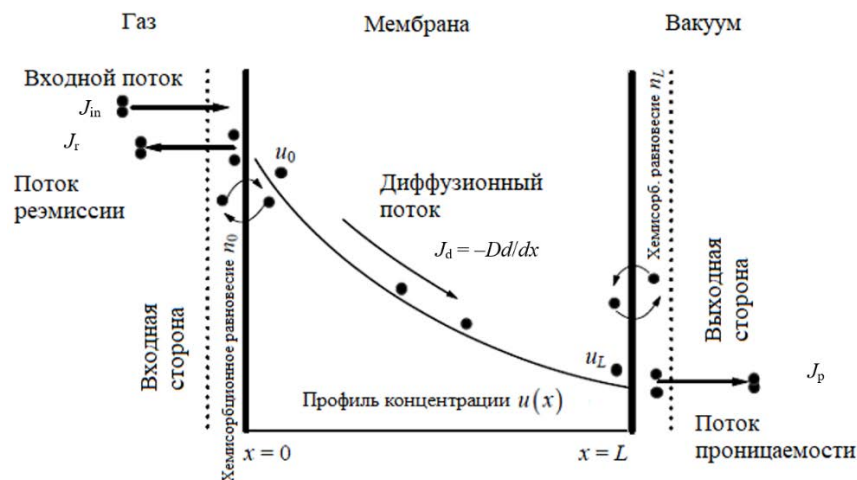


Рисунок 3.3 – Равновесная схема проницаемости трития в статичной системе “газ—мембрана—вакуум”, применяемой в экспериментальных установках:

J_{in} — входной поток, моль/с; J_r — поток реэмиссии, моль/с;

J_d — диффузионный поток, моль/с; J_p — поток проницаемости, моль/с

Отвод трития в систему газоочистки

Отвод трития из топливной соли производится путём барботажа пузырьков гелия через топливную соль в насосе. Поскольку обе формы трития TF и T₂ являются летучими соединениями, они будут стремиться в газовую фазу. Однако миграция через границу раздела соль/газ предваряется диффузионным переносом трития в самой соли, описанным ранее.

Принято допущение, что молекулы TF и T₂, достигшие границы раздела соль—газ, мгновенно переходят в пузырёк гелия и также мгновенно вместе с этим пузырьком выводятся в газовую полость. Фактором, ограничивающим этот процесс, будет соотношение парциальных давлений форм трития в соли и в газовой полости: при равенстве этих парциальных давлений процесс должен остановиться. В то же время отношение этих давлений будет определять скорость перехода трития из соли в газ до достижения их равенства:

$$p = \frac{v_{\text{соль}}}{V_{\text{соль}} \cdot K_H(T)} = \frac{v_{\text{газ}}}{V_{\text{газ}}} RT \quad (3.33)$$

где $K_H(T)$ — константа Генри, моль/(м³·Па); $v_{\text{соль}}, v_{\text{газ}}$ — количество формы трития в соли и газе соответственно, моль; $V_{\text{соль}}, V_{\text{газ}}$ — объёмы соли и газовой полости в насосе, м³; R — универсальная газовая постоянная, Дж/(моль·К); T — температура, К.

Учитывая, что для барботажа подаётся чистый гелий без примесей трития, сформулируем уравнения для изменения количества любой из форм трития в соли $v_{\text{соль}}$ и газовой полости $v_{\text{газ}}$:

$$\frac{dv_{\text{соль}}}{dt} = \frac{Q_{\text{соль}}}{V_{\text{соль}}^{i-1}} * v_{\text{соль}}^{i-1} - \left(\frac{Q_{\text{соль}}}{V_{\text{соль}}} + \lambda \right) * v_{\text{соль}} - K_{\text{соль/газ}} * \left(\frac{v_{\text{соль}}}{V_{\text{соль}}} - \frac{v_{\text{газ}}}{V_{\text{газ}}} \right) \quad (3.34)$$

$$K_{\text{соль/газ}} = \left(1 - RT * K_H(T) \frac{V_{\text{соль}}}{V_{\text{газ}}} * \frac{v_{\text{газ}}}{v_{\text{соль}}} \right) k_T^{\text{насос}} * F_{\text{соль/газ}} \quad (3.35)$$

$$\frac{dv_{\text{газ}}}{dt} = K_{\text{соль/газ}} * \left(\frac{v_{\text{соль}}}{V_{\text{соль}}} - \frac{v_{\text{газ}}}{V_{\text{газ}}} \right) - \left(\frac{Q_{\text{He}}}{V_{\text{газ}}} + \lambda \right) * v_{\text{газ}} \quad (3.36)$$

Здесь $Q_{\text{соль}}$ — объёмный расход соли в контуре, м³/с; $V_{\text{соль}}^{i-1}$ — объём соли в предшествующем элементе контура, м³; $v_{\text{соль}}^{i-1}$ — количество рассматриваемой формы трития в предшествующем элементе контура, моль; $V_{\text{соль}}$ — объём соли в насосе, м³; λ — постоянная распада трития, 1/с; $K_{\text{соль/газ}}$ — коэффициент перехода рассматриваемой формы трития из соли в газовую полость, м³/с; $V_{\text{газ}}$ — объём газовой полости, м³; R — универсальная газовая постоянная, Дж/(моль·К); T — температура, К; $K_H(T)$ — константа Генри для рассматриваемой формы трития в несущей соли, моль/(м³·Па); $k_T^{\text{насос}}$ — коэффициент внутренней диффузии в насосе, определяемый из уравнения (3.30), м/с; $F_{\text{соль/газ}}$ — площадь поверхности границы соль—газ, м²; Q_{He} — объёмный расход гелия через насос, м³/с.

Адсорбция трития в графитовый замедлитель

В разработанной методике графитовый замедлитель, при его наличии, предлагается рассматривать как идеальный адсорбер. Это подразумевает, что:

- тритий (как ТF, так и Т₂), достигающий поверхности графита, адсорбируется в нём мгновенно;
- десорбции из графита в соль не происходит.

Здесь используется следующая модель адсорбции трития в графит. Поток обеих форм трития к поверхности раздела соль—графит определяется по формуле

(3.30) аналогично переносу в газовую полость насоса. Далее равновесные концентрации двух форм трития определяются их растворимостью в графите. Справедливость этой модели также подтверждается исследованием [48].

Что касается данных о растворимости и диффузии T_2 в графите, в работах [43,44] рекомендуется зависимость, выведенная на основании экспериментов [55,54]:

$$D_{T_2, \text{графит}} = 9,3 * 10^{-7} e^{-\frac{37,3}{RT}} \left[\frac{\text{м}^2}{\text{с}} \right] \quad (3.37)$$

$$K_S^{T_2, \text{графит}} = 4,398 * 10^0 * e^{\frac{19,26}{RT}} \left[\frac{\text{моль}}{\text{м}^3 * \text{Па}^{0,5}} \right] \quad (3.38)$$

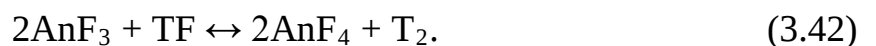
Для TF коэффициент диффузии и коэффициент растворимости в открытых источниках не обнаружены. Поэтому коэффициент диффузии рассчитывается из коэффициента диффузии T_2 с помощью закона Грэма – скорость диффузии газа обратно пропорциональна квадратному корню молярной массы. Отношение коэффициентов диффузии будет $D_{TF}/D_{T_2} = \sqrt{\mu_{T_2}/\mu_{TF}} = \sqrt{6/21} = 0,535$. Коэффициент растворимости консервативно принимается равным этому коэффициенту для T_2 . Тогда для TF имеем

$$D_{TF, \text{графит}} = 4,86 * 10^{-7} e^{-\frac{37,3}{RT}} \left[\frac{\text{м}^2}{\text{с}} \right] \quad (3.39)$$

$$K_S^{TF, \text{графит}} = 4,398 * 10^0 * e^{\frac{19,26}{RT}} \left[\frac{\text{моль}}{\text{м}^3 * \text{Па}^{0,5}} \right] \quad (3.40)$$

Соотношение химических форм трития

Тритий может также переходить в молекулярную форму T_2 вследствие протекания реакций взаимодействия TF с конструкционным материалом или топливной добавкой:



Необходимо отметить два обстоятельства:

– при контакте топлива-теплоносителя с конструкционным материалом реакции (3.41) будут протекать, в первую очередь, с наименее “благородным” с

термодинамической точки зрения из компонентов конструкционного материала. В случае ЖСР таким компонентом сплава будет Cr;

– реакция (3.42) протекает в ЖСР, когда в составе топливной добавки присутствуют фториды U либо Np.

Во время эксплуатации MSRE показано, что соотношение растворённых тетрафторида и трифторида урана UF_4/UF_3 во флайбе, равное 100:1, создаёт подходящий окислительно-восстановительный потенциал, предотвращающий чрезмерную коррозию Cr.

Для расчёта соотношения химических форм трития при наличии в т.с. только буферной редокс-пары TF/T_2 используется понятие потенциала фтора из [45]. Основные формулы для расчёта соотношения химических форм трития:

$$\Delta G_{F_2} = 2RT \ln \left(\frac{P_{TF}}{\sqrt{P_{T_2}}} \right) + 2\Delta G_{TF}^0 \quad (3.43)$$

$$\frac{P_{TF}}{\sqrt{P_{T_2}}} = \exp \left(\frac{\Delta G_{F_2} - 2\Delta G_{TF}^0}{RT} \right) \quad (3.44)$$

$$\frac{p_{TF}}{\sqrt{p_{T_2}}} = \frac{C_{TF}/K_{H,TF}}{\sqrt{C_T - C_{TF}} / 2K_{H,T_2} * \sqrt{p_f}} = \exp \left(\frac{\Delta G_{F_2} - 2\Delta G_{TF}^0}{RT} \right) \quad (3.45)$$

где P_{TF} , P_{T_2} — отношение парциального давления TF и T_2 соответственно к полному давлению среды; p_{TF} , p_{T_2} — парциальные давления TF и T_2 соответственно, Па; p_f — полное давление среды, Па; ΔG_{F_2} — потенциал фтора, кДж/моль F_2 ; ΔG_{TF}^0 — энергия Гиббса образования TF.

График зависимости отношения P_{TF}^2/P_{T_2} от потенциала фтора представлен на рисунке 3.4. При температуре топливной соли 650 °C соотношению UF_4/UF_3 , равному 100, соответствует потенциал фтора $\Delta G_{F_2} = -700,5$ кДж/моль.

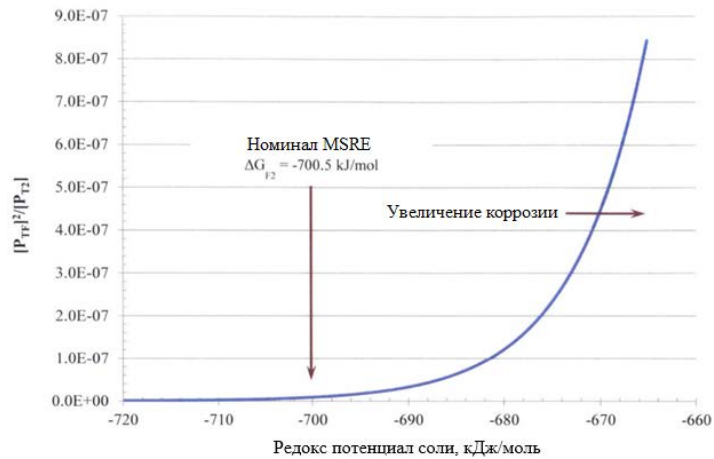


Рисунок 3.4 – Зависимость отношения $(P_{TF})^2/P_{T2}$ от потенциала фтора при температуре топливной соли 650 °C [45]

Научная новизна

Новизна разработанной модели заключается в том, что:

- процессы массопереноса трития рассматриваются как нестационарные и многостадийные, чего были лишены предшествующие модели;
- проводится учёт большего числа обратных связей, чем предлагалось ранее;
- учитывается равновесное химическое состояние не только соли, но всей системы «топливная соль – конструкционный материал – продувочный газ».

3.2.4. Принятые допущения

Моделирование образования и миграции трития в разработанной методике проводится достаточно точно. Базовое допущение заключается в разбиении контуров циркуляции ЖСР на совокупность контрольных объемов, каждый из которых рассматривается как линейный участок со стабилизированными теплогидравлическими параметрами, течение в котором моделируется в одномерном приближении. Для каждого КО используются постоянные среднесмешанные значения скорости, температуры и давления топливной соли. Это допущение релевантно для круглых труб и каналов со стабилизированным течением, но оно менее применимо для течения в полостях. В то же время даже трехмерный расчёт не в полной мере отражает течение в полостях, поэтому мы им

пользуемся за неимением лучшего. В дальнейших работах необходимо проводить эксперименты для массопереноса трития при течении в полостях.

Блок-схема переноса трития по контурам циркуляции ЖСР представлено на рисунке 3.5.

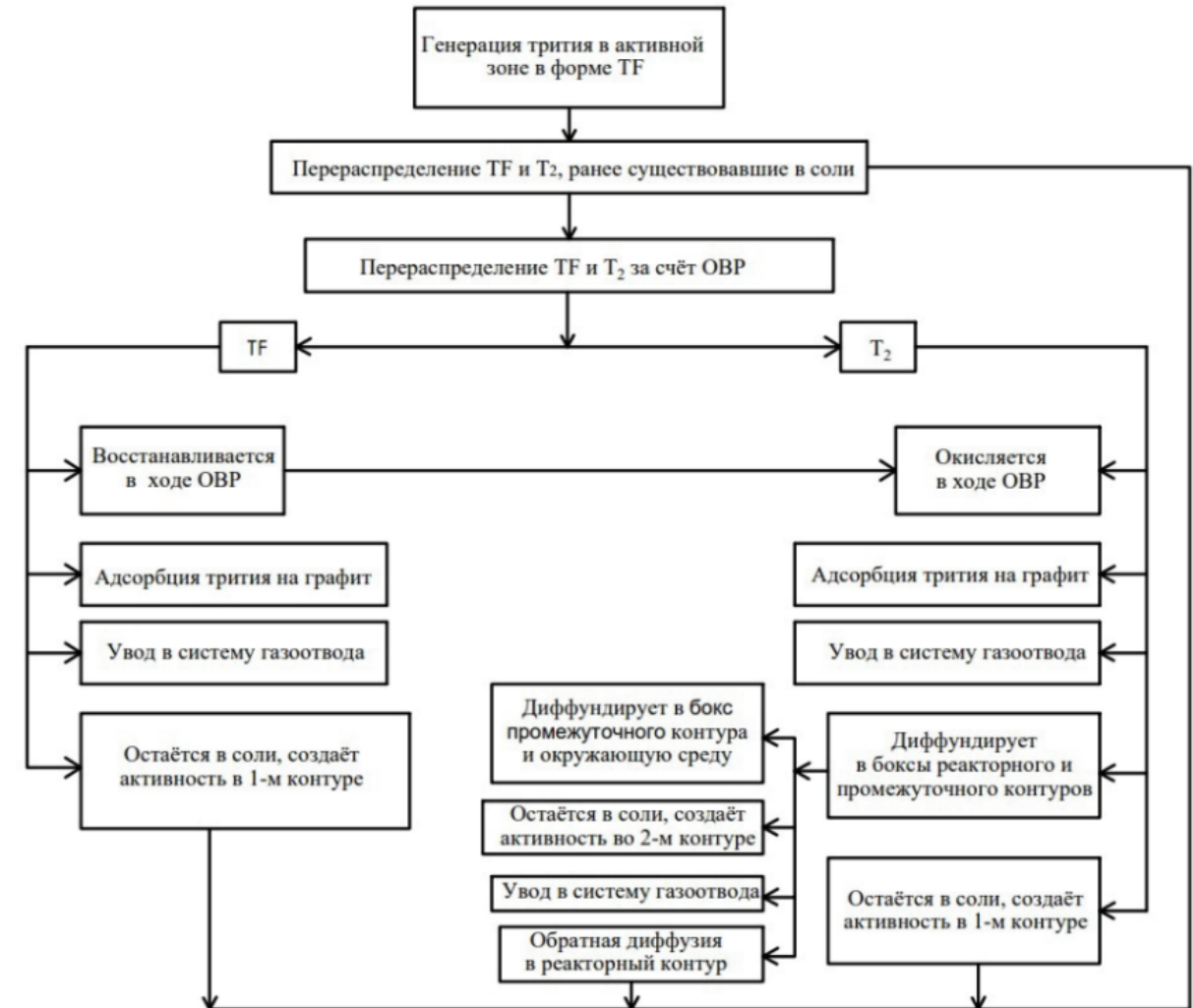


Рисунок 3.5 – Блок-схема переноса трития по контурам циркуляции ЖСР

Для численного решения дифференциальных уравнений образования и миграции трития используется численный метод Рунге-Кутты 4-го порядка. Результаты нейтронно-физических расчётов с помощью ПС SERPENT-2 имеют погрешность $\pm 0,2 \%$. Такая точность позволяет обоснованно приводить результаты прямых расчётов с точностью до 3-х значащих цифр.

3.2.5. Верификация 3H-MSR

Для верификации представленной расчётной модели был проведён поверочный расчёт распределения трития в исследовательском реакторе MSRE

тепловой мощностью 7,3 МВт с графитовым замедлителем, топливной солью состава Li,Be,Zr,U/F и промежуточным теплоносителем $2\text{LiF} - \text{BeF}_2$ [7].

Для решения системы нелинейных дифференциальных уравнений применяется численный метод Рунге—Кутты 4-го порядка, численное решение реализуется с помощью ПС, написанного на языке программирования Python 3.7.

Необходимые для расчёта зависимости свойств молекулярных форм трития представлены в таблице 3.1. В работе [52] приведена зависимость коэффициентов диффузии для TF в расплаве молярного состава $0,66\text{LiF} - 0,34\text{BeF}_2$. В открытых источниках не представлены данные по константе Генри для TF, только для HF и DF [53], а также для H_2 и D_2 [54] в расплаве молярного состава $0,66\text{LiF} - 0,34\text{BeF}_2$, поэтому на основе этих данных была сделана аппроксимация: коэффициенты (перед экспонентой и в числителе экспоненты) в уравнении зависимости константы Генри для TF во флайбе были приняты такими, чтобы зависимость коэффициентов от молярной массы HF, DF и TF была аналогична такой зависимости для H_2 , D_2 и T_2 соответственно.

Таблица 3.1 – Свойства молекулярных форм трития в эвтектическом расплаве состава Li,Be/F и высоконикелевом сплаве Хастеллой-Н

Параметр	Зависимость	Источник
Константа Генри для TF в Li,Be/F, моль/(м ³ ·Па)	$9,08 \cdot 10^{-2} \cdot \exp(-31,3/RT)$	—*
Константа Генри для T_2 в Li,Be/F, моль/(м ³ ·Па)	$4,26 \cdot 10^{-2} \cdot \exp(-35,0/RT)$	[51]
Коэффициент диффузии TF в Li,Be/F, м ² /с	$6,60 \cdot 10^{-7} \cdot \exp(-36,0/RT)$	[52]
Коэффициент диффузии T_2 в Li,Be/F, м ² /с	$7,51 \cdot 10^{-6} \cdot \exp(-25,4/RT)$	[51]
Проницаемость сплава Хастеллой-Н для H_2 , моль/(м·с·Па ^{0,5})	$2,5 \cdot 10^{-7} \cdot \exp(-60/RT)$	[54]
Коэффициент диффузии H_2 в сплаве Хастеллой-Н, м ² /с	$7,0 \cdot 10^{-7} \cdot \exp(-44/RT)$	[54]
Константа Сивертса (растворимости) H_2 в сплаве Хастеллой-Н, моль/(м ³ ·Па ^{0,5})	$0,36 \cdot \exp(-16/RT)$	[54]

*Аппроксимация

Константа растворимости используется для определения концентрации водорода при его равновесном состоянии в металле при конкретной температуре для заданного парциального давления водорода на поверхности. Как следует из рисунка 3.6, равновесные концентрации трития в реакторном и промежуточном контурах реактора MSRE достигаются уже через несколько часов работы на полной мощности. При этом доля T_2 в реакторном контуре в 4 раза выше таковой для TF. В промежуточном контуре тритий присутствует только в виде T_2 .

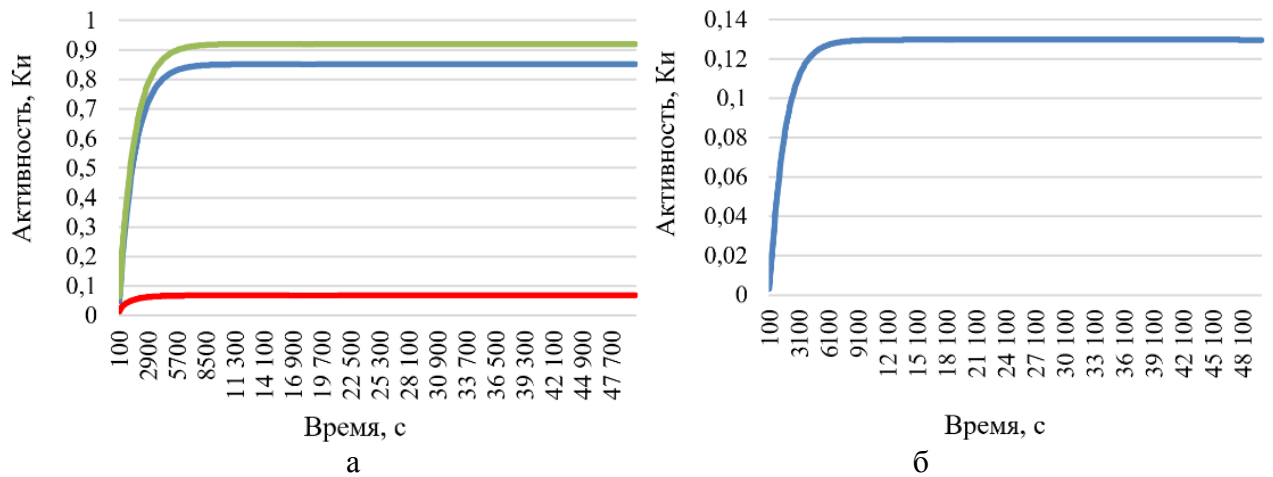


Рисунок 3.6 – Изменение активности трития: TF (—), T₂ (—) и суммарной (—) в реакторном (а) и T₂ в промежуточном (б) контуре реактора MSRE в процессе кампании

Рассчитанные для реактора MSRE распределения трития представлены в таблице 3.2. Условия расчёта: (1) реактор работает на полной мощности; (2) постоянная температура т.с. на выходе из активной зоны (а.з.) 650 °С (подогрев в а.з. 25 °С); (3) урановое отношение $UF_4/UF_3 = 100$. Там же для сравнения приведены экспериментальные данные [49] и результаты расчётов по зарубежным моделям [47, 49]. Доли трития, адсорбированного в а.з. на графите и захваченного в систему газоочистки топливного контура по разработанной расчётной модели (соответственно 51,7 и 14,5 %), хорошо совпадают с экспериментальными данными MSRE (46—56 и 15 %). Значение утечки трития к конечному потребителю тепла (8,6 %) также попадает в интервал экспериментальных значений (5—9 %), полученных на реакторе MSRE.

Таблица 3.2 – Распределение трития в реакторе MSRE

Результаты расчёта	Эксперимент [49]	ЗН-MSR	ORNL [49] ¹	TMSR-ТТАС [47] ¹
1	2	3	4	5
Параметры системы				
UF_4/UF_3	100	100	100	100
Коэффициент переноса массы (× норм.)	1	1	1	1
Проницаемость КМ (× норм.)	1	1	1	ПТО — 0,001; Ост. — 0,1
Присутствие стабильного водорода	+	—	+	+
Распределение трития, %				
Адсорбция в графит:				
T ₂	—	14,48	17,00	—
TF	—	0,02	2,00	—
Всего	15	14,51	19,00	14,78

Продолжение таблицы 3.2

1	2	3	4	5
В систему газоочистки топливного контура:				
T ₂	—	51,41	48,00	—
TF	—	0,29	0,40	—
Всего	48	51,70	48,40	45,94
Утечка в реакторный бокс	9	1,03	20,00	31,36
В систему газоочистки промежуточного контура	2 (21) ²	23,60	0,20	0,09
Утечка в бокс промежуточного контура	—	0,53	2,00	0,36
Утечка к конечному потребителю	7	8,63	10,00	7,47
Баланс	81 (100) ²	100	99,60	100
Равновесная активность, Ки:				
T ₂ (топл. конт.)	—	0,85	3,44	—
TF (топл. конт.)	—	0,069	0,47	—
T ₂ (пром. конт.)	—	0,13	3,71	—
¹ Из описанных в источнике вариантов выбран только один, демонстрирующий наилучшее соответствие экспериментальным данным. ² Предполагается, что недостающая активность присутствует в системе газоочистки в составе масляного осадка.				

При моделировании диффузии трития через стенки трубопроводов в реакторный бокс и его отвода в систему газоочистки через газовую полость насоса промежуточного контура наблюдается существенное расхождение результатов с экспериментальными данными ORNL. Возможной причиной является потеря примерно 19% трития, образовавшегося при работе реактора MSRE [48]. Вероятнее всего, утечка недостающей доли трития происходит на выходе в систему газоочистки через насос промежуточного контура.

Из таблицы 3.2 также следует, что предложенная в настоящей работе расчётная модель применительно к реактору MSRE отражает распределение трития лучше, чем опубликованные в иностранной периодике модели [47, 49], где потребовалось искусственно уменьшать диффузию трития, чтобы приблизиться к результатам эксперимента. Предложенная модель даёт результаты, близкие к экспериментальным данным при выборе условий, максимально соответствующих эксплуатационным параметрам MSRE.

3.3. Расчёт распространения трития в реакторной установке исследовательского ЖСР-С

3.3.1. Образование трития в активной зоне

Расчёт наработки трития в активной зоне исследовательского ЖСР-С проводится с помощью ПК SERPENT-2 [31], получены: средняя плотность потока нейтронов в а.з., усредненные по потоку и объему а.з., сечения ядерных реакций, усредненные скорости реакций с образованием трития, которые представлены в таблице 4.5.

Таблица 3.3 – Результаты нейтронно-физического расчёта активной зоны РУ исследовательского ЖСР-С

Усредненное значение нейтронного потока, Φ , $1/(\text{см}^2 \cdot \text{с})$	1,55E+14
Сечение трансмутации ^7Li , барн	1,59772E-03
Сечение трансмутации ^6Li , барн	5,43250E+00
Ядерная концентрация ^7Li , $10^{24}/\text{см}^3$	2,67870E-02
Ядерная концентрация ^6Li , $10^{24}/\text{см}^3$	1,33940E-06
Скорость (n, α) реакции (3.23), $1/(\text{см}^3 \cdot \text{с})$	8,24990E+08
Скорость (n, n') реакции (3.20), $1/(\text{см}^3 \cdot \text{с})$	4,80535E+09

Полученные скорости образования трития в а.з. исследовательского ЖСР-С представлены на рисунке 3.7.

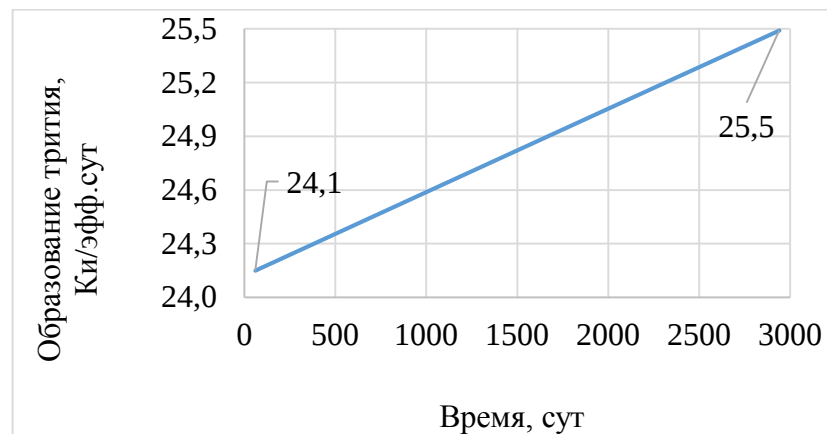


Рисунок 3.7 – Скорость образования трития РУ исследовательского ЖСР-С

3.3.2. Распределение трития в РУ исследовательского ЖСР-С

Результаты расчётов распределения трития в РУ исследовательского ЖСР-С представлены на рисунках 3.8–3.12. При анализе влияния на распределение трития в РУ исследовательского ЖСР-С варьировались 4 основных параметра: толщина стенки ПТО (δ_c), расход гелия через насосы (Q_{He}), ОВП и температуры топливной соли ($\langle T_t \rangle$ – средняя температура т.с. в контуре, ΔT_t – подогрев т.с.).

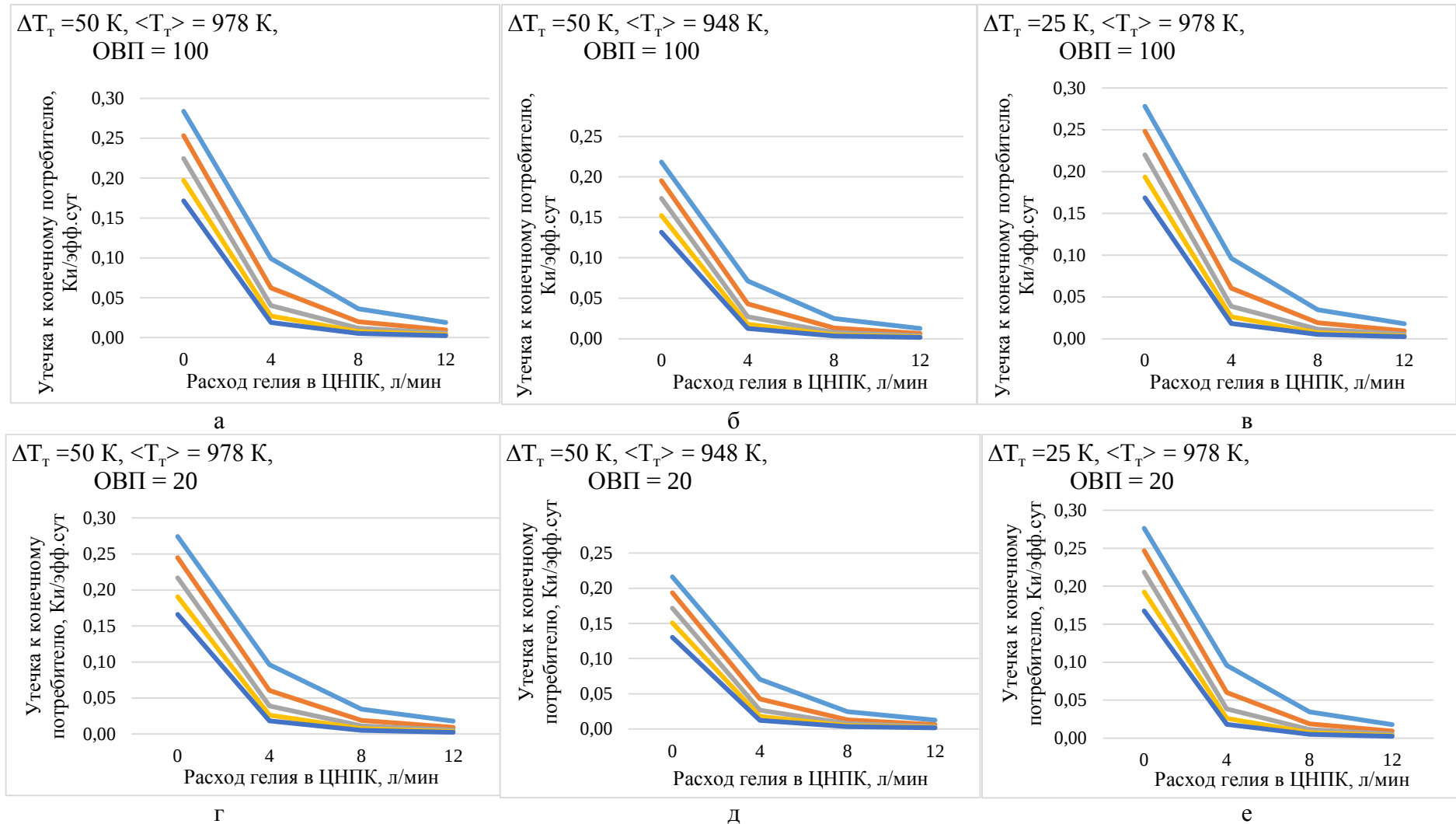


Рисунок 3.8 – Утечка трития к конечному потребителю тепла в зависимости от расхода гелия через ЦНПК при толщине стенки ПТО: голубой – 1 мм, оранжевый – 1,5 мм, серый – 2 мм, желтый – 2,5 мм, синий – 3 мм.

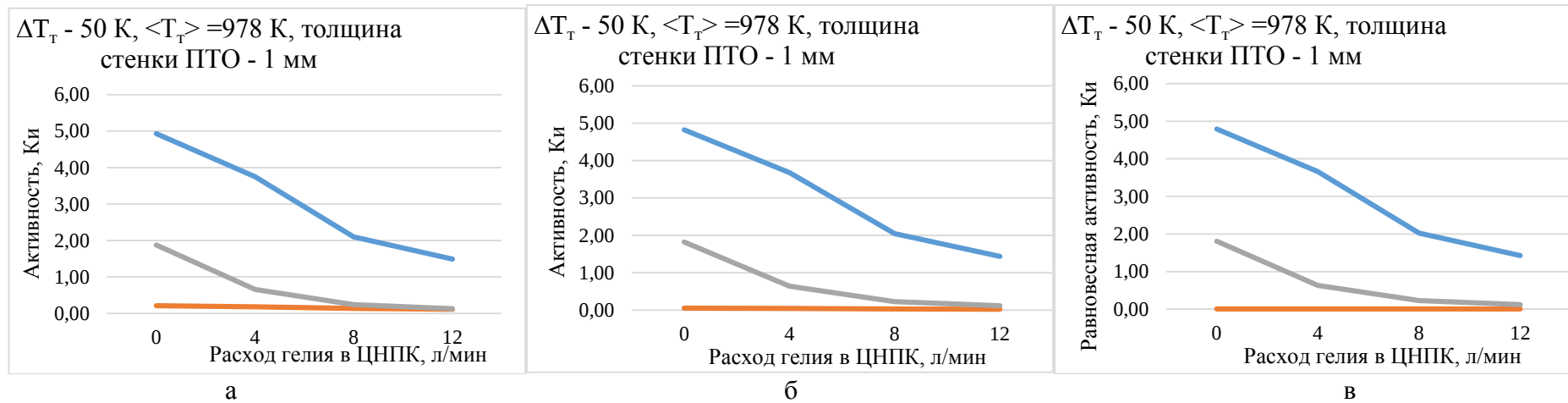


Рисунок 3.9 – Активность T_2 (голубой) и TF (оранжевый) в реакторном и T_2 (серый) в промежуточном контурах в зависимости от расхода гелия через ЦНПК для температурного диапазона с подогревом 50 К и ср. темп. 978 К, толщины стенки ПТО 1 мм и трех вариантов ОВП: 100 (а), 50 (б) и 20 (в)

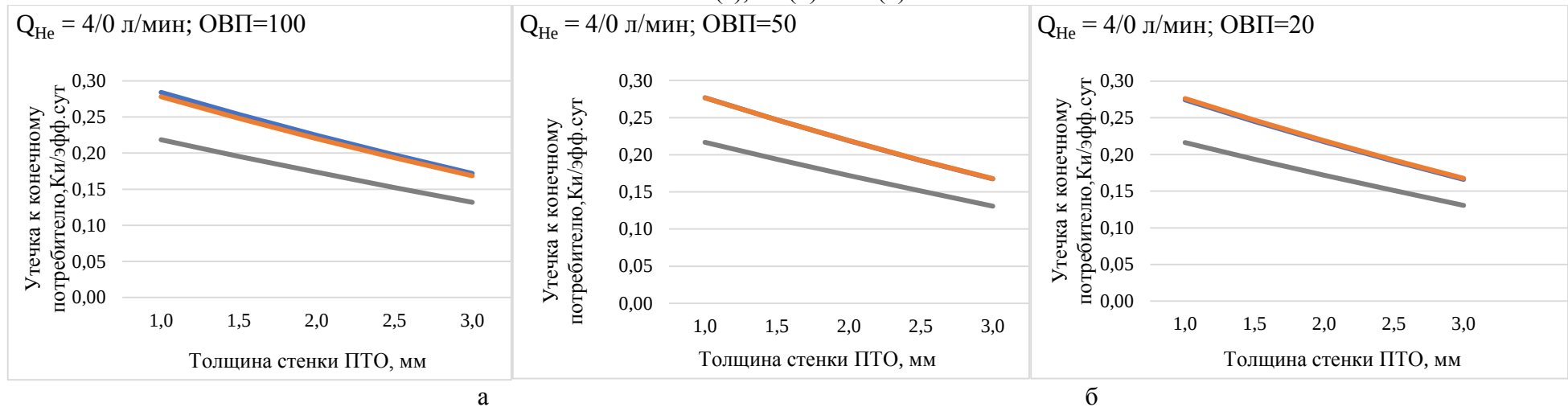


Рисунок 3.10 – Утечка трития к конечному потребителю тепла в зависимости от толщины стенки ПТО для расхода гелия через ГЦН и ЦНПК $Q_{He} = 4 / 0$ л/мин: синий – $\Delta T_T = 50 K$, $\langle T_T \rangle = 978 K$; серый – $\Delta T_T = 50 K$, $\langle T_T \rangle = 948 K$; оранжевый – $\Delta T_T = 25 K$, $\langle T_T \rangle = 978 K$

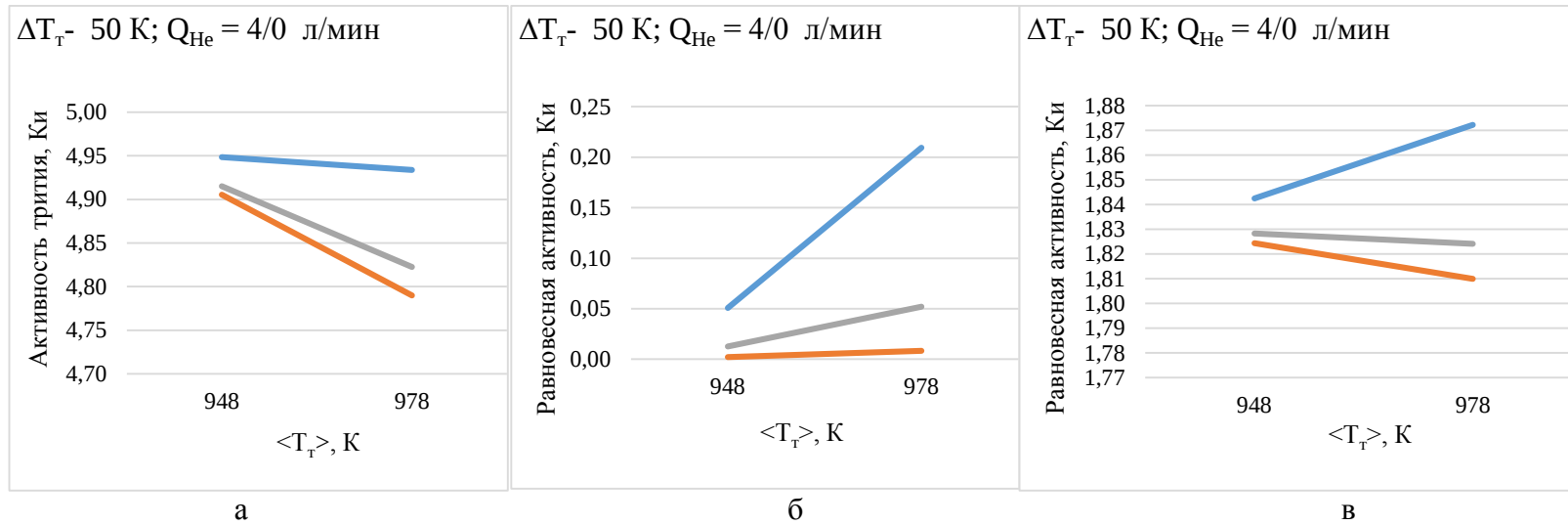


Рисунок 3.11 – Активность форм трития в зависимости от средней температуры топливной соли в первом контуре $\langle T_T \rangle$ для расхода гелия через ГЦН и ЦНПК $G_T = 4 / 0 \text{ л/мин}$ и толщины стенки ПТО 1 мм при ОВП 100 (синий), 50 (серый) и 20 (оранжевый): а – T_2 в реакторном контуре; б – TF в реакторном контуре; в – T_2 в промежуточном контуре

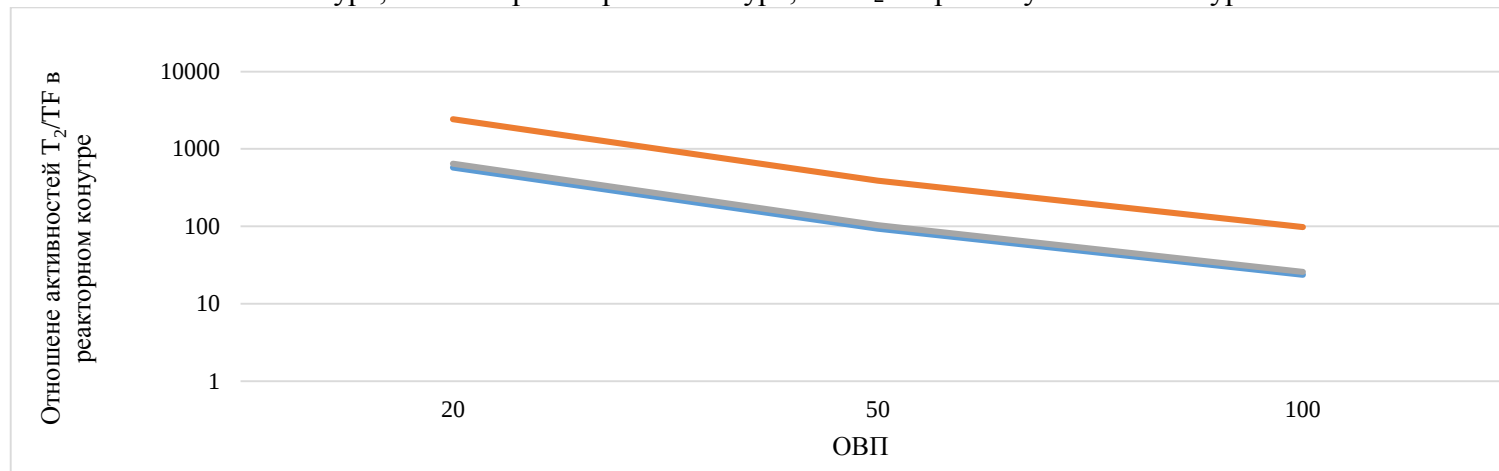


Рисунок 3.12 – Отношение активностей T_2/TF в реакторном контуре в зависимости от ОВП при толщине стенки ПТО 1 мм и расходах гелия через ГЦН 4 л/мин и ЦНПК 0 л/мин для: синий – $\Delta T_T = 50 \text{ K}$, $\langle T_T \rangle = 978 \text{ K}$; оранжевый – $\Delta T_T = 50 \text{ K}$, $\langle T_T \rangle = 948 \text{ K}$; серый – $\Delta T_T = 25 \text{ K}$, $\langle T_T \rangle = 978 \text{ K}$

От толщины стенки ПТО будет зависеть диффузия трития из реакторного контура в промежуточный и далее из промежуточного – к конечному потребителю тепла. Расход гелия через насосы определяет интенсивность отвода трития в системы очистки газов. ОВП соли определяет равновесное соотношение форм трития T_2/TF в реакторном контуре. Распределение температур в контурах РУ исследовательского ЖСР-С помимо прочего, характеризует гидравлические параметры конвективного переноса трития во всех контурах.

Расчёт нормальной эксплуатации РУ исследовательского ЖСР-С, выполненный с близкими к MSRE базовыми параметрами:

- температура т.с. на входе/выходе а.з. = 923/973 К;
- ОВ потенциал топливной соли, $NpF_4 / NpF_3 = 100$;
- объемный расход гелия $Q_{He1} = Q_{He2} = 4$ л/мин;
- толщина стенки трубок ПТО = 1 мм;

показывает, что менее 0,5 % трития, образующегося в т.с. уходит через ВТО в воздушное охлаждение. Следовательно, более 72 % и 25 % Т попадёт в системы газоочистки реакторного и промежуточного контуров соответственно.

Утечка трития в реакторный бокс (0,6 %) складывается из утечек через горячую и холодную ветки трубопроводов первого контура и через стенку кожуха ПТО следующим образом: через горячую ветку – 0,24 %, через холодную – 0,27 %, через стенку кожуха ПТО – 0,09 %. Утечка трития в промежуточный бокс (0,5 %) складывается только из утечки через горячую и холодную ветки трубопровода промежуточного контура практически поравну.

При увеличении толщины стенки ПТО от 1 до 3 мм при расходах гелия через ГЦН реакторного (4 л/мин) и промежуточного (4 л/мин) контуров утечка трития к конечному потребителю тепла уменьшалась с 0,4 до 0,08 %, т.е. в 5 раз. Одновременное увеличение расхода гелия через ГЦН реакторного (до 12 л/мин) и промежуточного (до 12 л/мин) контуров уменьшало ее до значения 0,01 %.

Поскольку диффузия зависит от парциальных давлений по обе стороны от стенки ПТО, через которую идет диффузия трития, рассмотрим разницу равновесных активностей T_2 в реакторном и промежуточном контурах при одинаковых расходах гелия через насосы (ГЦН $Q_{He1} = 4, 8, 12$ л/мин и ЦНПК $Q_{He2} = 4, 8, 12$ л/мин). По мере снижения диффузии за счет утолщения стенки эта разница растет, и темпы этого роста не зависят от ОВП, но зависят от средней температуры в первом контуре: при средней температуре топлива в первом контуре $\langle T_T \rangle = 978$ К при утолщении стенки в 3 раза разница равновесных активностей увеличивается от 1,2 раз (при расходах гелия $Q_{He1} = 12$ л/мин и ЦНПК $Q_{He2} = 12$ л/мин) до 1,5 раз (при расходах гелия 4/4), а при средней температуре 948 К – от 1,2 до 1,4 раз, соответственно. Таким образом, толщина стенки ПТО влияет на диффузию трития через стенку, но не так значительно, как температурный диапазон или расходы гелия через ГЦН и ЦНПК.

При нарушении нормальной эксплуатации снижение расхода гелия через ГЦН и ЦНПК существенно влияет на утечку трития за пределы защитных барьеров. При потере расхода гелия в ЦНПК и неизменном расходе гелия через ГЦН $Q_{He1} = 4$ л/мин происходит скачкообразное увеличение утечки трития к конечному потребителю. Для первого контура со средней температурой топливной соли в первом контуре $\langle T_T \rangle = 978$ К: примерно в 3 раза при толщине стенки ПТО $\delta_c = 1$ мм и 9 раз при $\delta_c = 3$ мм; при средней температуре $\langle T_T \rangle = 948$ К: от 3 раз при толщине стенки ПТО 1 мм до 10,5 раз при $\delta_c = 3$ мм. Это происходит вследствие того, что сепарация – это процесс намного более интенсивный, чем диффузия через металлическую стенку.

При равных расходах гелия в ГЦН и ЦНПК объемы утечки трития к конечному потребителю отличается не так сильно, при этом зависимость от температуры в этом случае не такая значительная. При увеличении расхода гелия в 2 раза (с 4 до 8 л/мин) и постоянной толщине стенки ПТО 1 мм утечка трития к конечному потребителю уменьшается в 2,8 раза, при 3 мм – в 3,6 раза,

а при увеличении расхода гелия в 3 раза (с 4 до 12 л/мин) и тех же постоянных толщинах – примерно в 5 и 8 раз соответственно.

Что касается равновесных активностей форм трития в контурах в зависимости от расходов гелия, то наиболее показательная зависимость равновесной активности T_2 в реакторном контуре. Даже при постоянном расходе гелия в ГЦН, имеет место увеличение равновесной активности в реакторном контуре при потере расхода гелия (4 л/мин) в ЦНПК.

В этом случае равновесная активность трития в первом контуре увеличивается в 1,3 раза при средней температуре $\langle T_T \rangle = 978$ К и 948 К для толщины стенки ПТО $\delta_c = 1$ мм, и практически не изменяется при $\delta_c = 3$ мм.

При одновременном увеличении расхода гелия в ГЦН и ЦНПК равновесная активность T_2 снижается более значительно. Для средней температуры $\langle T_T \rangle = 978$ К при увеличении расхода гелия в 2 раза (с 4 до 8 л/мин) и постоянной толщине стенки ПТО $\delta_c = 1$ мм равновесная активность уменьшается в 1,8 раза, при $\delta_c = 3$ мм – в 1,9 раза, а при увеличении расхода гелия в 3 раза (с 4 до 12 л/мин) и тех же толщинах – в 2,5 и 2,8 раза соответственно. Для средней температуры $\langle T_T \rangle = 948$ К при увеличении расхода гелия в 2 раза (с 4 до 8 л/мин) и толщине стенки ПТО $\delta_c = 1$ мм равновесная активность уменьшается в 1,8 раза, при $\delta_c = 3$ мм – почти в 2 раза, а при увеличении расхода гелия в 3 раза (с 4 до 12 л/мин) и тех же толщинах – в 2,6 и 2,9 раза соответственно.

Равновесная активность ТР при изменении расхода гелия через насосы также изменяется (в диапазоне от 1,35 до 1,4 раз при увеличении расхода в 2 раза и в диапазоне от 1,6 до 1,7 раз при увеличении расхода в 3 раза) прямо пропорционально изменению активности T_2 .

В случае же полной потери расхода гелия через насосы ГЦН и ЦНПК основным механизмом выхода трития за пределы защитных барьеров РУ исследовательского ЖСР-С является диффузия через металлические стенки. Время выхода на равновесие между утечкой и образованием трития в этом случае увеличивается в 20 раз: с $\sim 3,5$ сут до $\sim 2,3$ мес. В случае одновременной

потери расхода через в ГЦН и ЦНПК, по сравнению со случаем сохранения расхода гелия $Q_{He1} = 4$ л/мин, равновесная активность T_2 в реакторном и промежуточном контурах увеличивается в 30 раз, а TF – в 5 раз для всех значений ОВП соли.

Таким образом, наличие расхода гелия через ГЦН и ЦНПК (4 л/мин) позволяет значительно (до 30 раз) уменьшить равновесные активности форм трития в контурах, а дальнейшее увеличение расхода гелия через ГЦН и ЦНПК оказывает основное влияние на сдерживание диффузии трития через границы защитных барьеров.

Как уже было показано выше, ни диффузия, ни сепарация не зависят значительно от ОВП соли. Единственное, что значительно зависит от значения ОВП – это равновесная активность TF . В трех температурных диапазонах при прочих равных условиях при переходе значения ОВП от 100 к 20 количество TF снижается в среднем в 25 раз. В то же время равновесное количество T_2 ни в реакторном, ни в промежуточном контурах значительно не увеличивается (прирост составляет не более 1 %). Утечка трития к конечному потребителю тепла также не увеличивается. Следовательно, вся избыточная активность, возникающая в форме T_2 при снижении ОВП сепарируется в ГЦН.

При подогреве топливной соли 50 К снижение рабочих температур в первом контуре на 30 К вызывает эффект, аналогичный снижению ОВП: при минимальном увеличении суммарной сепарации из ГЦН количество TF снижается в среднем в 4 раза.

Переход от подогрева топливной соли 50 К к 25 К при одинаковой средней температуре $\langle T_T \rangle = 978$ К дает незначительные изменения в равновесных активностях и распределениях трития. Равновесная активность TF снижается при таком переходе менее, чем на 10 %. Равновесные активности T_2 в обоих контурах изменяются менее, чем на 1 %, также, как и диффузия трития в реакторный и промежуточный боксы. Суммарный отвод в систему очистки газов реакторного и промежуточного контура также увеличивается менее, чем на 1 %, хотя при переходе к подогреву 25 К расходы

теплоносителей в контурах, а значит и числа Рейнольдса, от которых зависит внутренняя диффузия, увеличиваются вдвое.

Величина подогрева влияет на распределение трития незначительно, в отличие от средних рабочих температур в контурах, которые влияют на все процессы.

3.4. Расчёт распространения трития в реакторной установке полномасштабного ЖСР-С

Для расчёта распределения трития в ЖСР-С нужно учитывать не только конфигурацию реакторного контура, включающего систему газовой очистки топливной соли от продуктов деления и трития, но и конструкцию промежуточного и пароводяного контуров и помещения, в которых они расположены.

В настоящий момент варианты конфигураций промежуточного и пароводяного контуров ЖСР-С и их компоненты не разработаны. В связи с этим рассмотрено применение пароводяного контура с турбоустановкой К-210-130, ранее использовавшейся в реакторной установке БН-600 [55]. При размещении в энергоблоке с ЖСР-С 5 турбоустановок К-210-130, их совокупная тепловая мощность составит 2 450 МВт, что на 2 % превышает номинальную тепловую мощность ЖСР-С.

Чтобы использовать указанную турбоустановку на мощности, близкой к номинальной (200 МВт₍₉₎), принято допущение включить в пароводяной контур парогенератор по схеме ПГН-200М тепловой мощностью 480 МВт с параметрами пара, соответствующими турбоустановке К-210-130.

Разработанная принципиальная схема РУ, соответствующая ей математическая модель и параметры парогенератора представлены в Приложении Б.

3.4.1. Образование трития в активной зоне

Для ЖСР-сжигателя трансурановых элементов тепловой мощностью 2 400 МВт расчёт скорости образования трития осложняется тем, что этот

реактор теоретически имеет довольно длительную кампанию (50 эфф.лет), в течение которой изменяется как состав топливного вектора, так и количество топливной добавки. Чтобы учесть эту специфику проведен нейтронно-физический расчёт выгорания топлива в полномасштабного ЖСР-С без выведения продуктов деления, результат которого в части накопления трития приведен на рисунке 3.13.

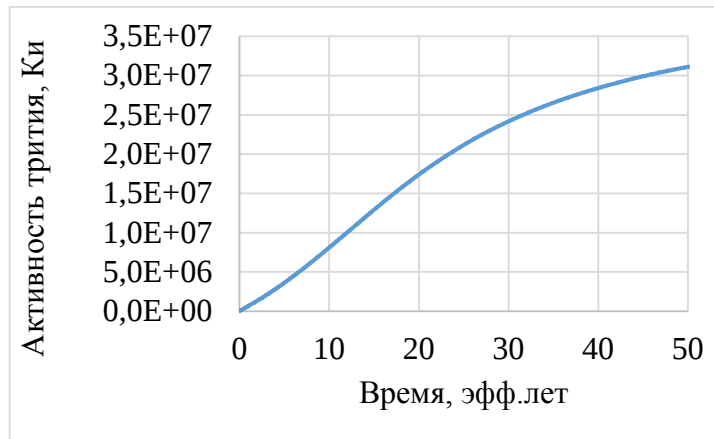


Рисунок 3.13 – Накопление трития в полномасштабного ЖСР-С (результат нейтронно-физического расчёта)

Расчёт топливной кампании проводился с помощью ПС Serpent [31]. В течение кампании накопление трития подчиняется закону:

$$\frac{dN(t)}{dt} = G(t) - \lambda * N(t) \quad (3.46)$$

где $G(t)$ — скорость образования трития, ат/с; λ — постоянная распада трития, с^{-1} . Из анализа рассчитанного накопления трития получена функция скорости образования трития в полномасштабного ЖСР-С (рисунок 3.14):

$$G_A(t) = \begin{cases} -5,72 * (t[\text{r}])^2 + 283,81 * t[\text{r}] + 1584,29 & , t \leq 24 \\ 10,95 * t[\text{r}] + 4838,2 & , t > 24 \end{cases} \quad (3.47)$$

где G_A — скорость образования трития, Ки/сут.

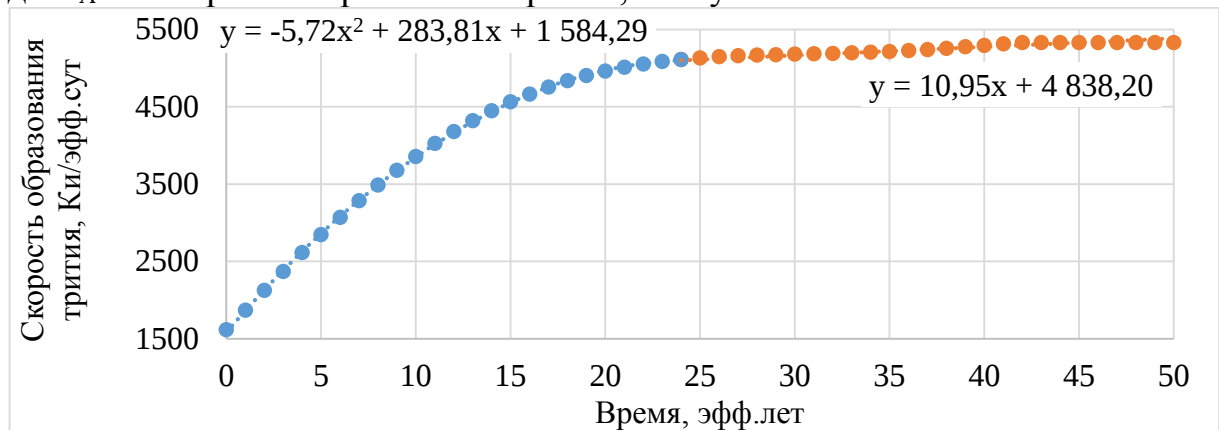


Рисунок 3.14 – Скорость образования трития в полномасштабного ЖСР-С

3.4.2. Распределение трития в РУ полномасштабного ЖСР-С

Проведены расчёты с двумя варьируемыми параметрами:

1. Расход продувочного газа (гелия) через насосы реакторного и промежуточного контуров $Q_{He} = \{1, 2, 4, 8, 12, 20\}$ л/мин: Поскольку количество насосов в реакторном и промежуточном контурах совпадает, расходы гелия в них приняты одинаковыми. Предельным расходом гелия принято значение 20 л/мин, что соответствует полному значению расхода гелия в системе газоочистки 320 л/мин. Это значение сопоставимо с выбранным по прототипу СГО для реактора MSBR.

2. Кратность вентиляции в реакторном и промежуточном боксах $K_B = \{0, 1, 2\}$: Кратность вентиляции есть величина, показывающая сколько раз за 1 час происходит полная замена газовой атмосферы в помещении.

Накопленная активность во всех элементах реакторной установки к концу кампании при различных расходах гелия Q_{He} и кратностях вентиляции K_B приведена в таблице 3.4, а равновесные доли выхода — в таблице 3.5.

Таблица 3.4 – Активность трития в конце кампании (50 лет) в РУ полномасштабного ЖСР-С

K_B	Q_{He} , л/мин	Активность, Ки							
		Реакторный контур			Отражатели	Реакторный бокс	Пром. контур	Пром. бокс	Паро-водяной контур
		TF	T_2	Сумма					
0	1	6,04	307	313	29,8	333	2,21	0,94	44,7
	2	4,01	159	163	29,0	326	1,60	0,91	43,5
	4	3,86	84,2	88,0	28,7	323	1,31	0,90	43,0
	8	3,04	47,4	50,5	28,5	321	1,17	0,89	42,7
	12	2,52	36,65	39,2	28,4	320	1,12	0,89	42,6
	20	1,99	25,9	27,9	28,4	320	1,08	0,89	42,5
1	1	6,04	307	313	21,0	7,2E-03	2,21	7E-06	44,7
	2	4,01	159	163	20,4	7,0E-03	1,60	6E-06	43,5
	4	3,86	84,2	88,0	20,2	6,9E-03	1,31	6E-06	43,0
	8	3,04	47,4	50,5	20,0	7,1E-03	1,17	6E-06	42,7
	12	2,52	36,7	39,2	20,0	7,0E-03	1,12	6E-06	42,6
	20	1,99	25,9	27,9	20,0	6,9E-03	1,08	6E-06	42,5
2	1	6,04	307	313	21,0	3,7E-03	2,21	3E-06	44,7
	2	4,01	159	163	20,4	3,5E-03	1,60	3E-06	43,5
	4	3,86	84,2	88,0	20,2	3,5E-03	1,31	3E-06	43,0
	8	3,04	47,4	50,5	20,0	3,5E-03	1,17	3E-06	42,7
	12	2,52	36,65	39,2	20,0	3,4E-03	1,12	3E-06	42,6
	20	1,99	25,9	27,9	19,9	3,4E-03	1,08	3E-06	42,5

Таблица 3.5 – Доли распространения трития в полномасштабного ЖСР-С (в % от образования)

Кратность вентиляции	Расход гелия, л/мин	Выходы трития, % от образования												
		Адсорбция в отражатели				Диффузия в боксы		В паро-водяной контур	В систему газоочистки					
									Через насосы реакторного контура			Через насосы пром. контура	Из вентиляции Р. бокса	Из вентиляции П. бокса
		Боковой	Нижний	Верхний	Сумма	Реакторный	Промежуточн ый		TF	T ₂	Сумма			
0	1	3,03E-05	3,04E-05	3,59E-05	9,66E-05	1,10E-03	3,04E-06		5,28E-04	1,49	95,56	97,05	2,95	0,0
	2	2,95E-05	2,97E-05	3,50E-05	9,42E-05	1,07E-03	2,95E-06	5,14E-04	1,67	95,48	97,15	2,84	0,0	0,0
	4	2,92E-05	2,93E-05	3,45E-05	9,29E-05	1,05E-03	2,91E-06	5,06E-04	3,16	94,01	97,17	2,83	0,0	0,0
	8	2,90E-05	2,91E-05	3,43E-05	9,23E-05	1,04E-03	2,89E-06	5,03E-04	4,20	92,99	97,19	2,81	0,0	0,0
	12	2,89E-05	2,90E-05	3,42E-05	9,21E-05	1,04E-03	2,89E-06	5,02E-04	3,95	93,24	97,19	2,80	0,0	0,0
	20	2,89E-05	2,89E-05	3,41E-05	9,19E-05	1,04E-03	2,88E-06	5,01E-04	3,70	93,50	97,20	2,80	0,0	0,0
1	1	1,38E-05	2,38E-05	3,05E-05	6,81E-05	2,36E-03	3,14E-06	5,28E-04	1,49	95,56	97,05	2,95	3,41E-03	3,14E-06
	2	1,34E-05	2,32E-05	2,97E-05	6,63E-05	2,30E-03	3,05E-06	5,13E-04	1,67	95,46	97,13	2,87	3,31E-03	3,05E-06
	4	1,32E-05	2,29E-05	2,93E-05	6,54E-05	2,27E-03	3,01E-06	5,06E-04	3,16	94,01	97,17	2,83	3,24E-03	3,05E-06
	8	1,31E-05	2,27E-05	2,91E-05	6,50E-05	2,25E-03	2,99E-06	5,03E-04	4,20	92,99	97,19	2,81	3,32E-03	2,99E-06
	12	1,31E-05	2,27E-05	2,91E-05	6,49E-05	2,24E-03	2,98E-06	5,02E-04	3,95	93,24	97,19	2,80	3,29E-03	2,98E-06
	20	1,31E-05	2,27E-05	2,90E-05	6,47E-05	2,24E-03	2,98E-06	5,00E-04	3,70	93,50	97,20	2,80	3,25E-03	2,98E-06
2	1	1,38E-05	2,38E-05	3,05E-05	6,81E-05	2,36E-03	3,14E-06	5,28E-04	1,49	95,56	97,05	2,95	3,44E-03	3,14E-06
	2	1,34E-05	2,32E-05	2,97E-05	6,63E-05	2,30E-03	3,05E-06	5,13E-04	1,67	95,46	97,13	2,87	3,34E-03	3,05E-06
	4	1,32E-05	2,29E-05	2,93E-05	6,54E-05	2,27E-03	3,01E-06	5,06E-04	3,16	94,01	97,17	2,83	3,29E-03	3,01E-06
	8	1,31E-05	2,27E-05	2,91E-05	6,50E-05	2,25E-03	2,99E-06	5,03E-04	4,20	92,99	97,19	2,81	3,25E-03	2,99E-06
	12	1,31E-05	2,27E-05	2,91E-05	6,48E-05	2,25E-03	2,98E-06	5,02E-04	3,95	93,24	97,19	2,80	3,23E-03	2,98E-06
	20	1,30E-05	2,26E-05	2,90E-05	6,47E-05	2,24E-03	2,98E-06	5,00E-04	3,70	93,50	97,20	2,80	3,22E-03	2,98E-06

Из полученных результатов следует, что при любом расходе продувочного газа и кратности вентиляции в систему газоочистки попадает почти 100 % трития. Тем не менее, даже небольшая доля утечки может нарушить условия безопасной эксплуатации реакторной установки.

Выделим критические зоны мониторинга накопления трития: отражатели, реакторный и промежуточный боксы и вода третьего контура.

Контроль концентрации трития в отражателях важен из-за газообразной природы молекулярного трития и продуктов его распада, изотопов гелия, которые могут приводить к газовому охрупчиванию металла отражателя. В первом приближении примем предельное значение по суммарному содержанию газа в каждом контрольном объеме материала отражателя равным 50 ppm [56]. Совместное накопление трития и гелия в течение кампании в отражателях ЖСР-С представлено на рисунке 3.15. Из него следует, что концентрация газа во всех трех отражателях значительно ниже указанного значения при любом из рассмотренных уровней расхода гелия и кратности вентиляции.

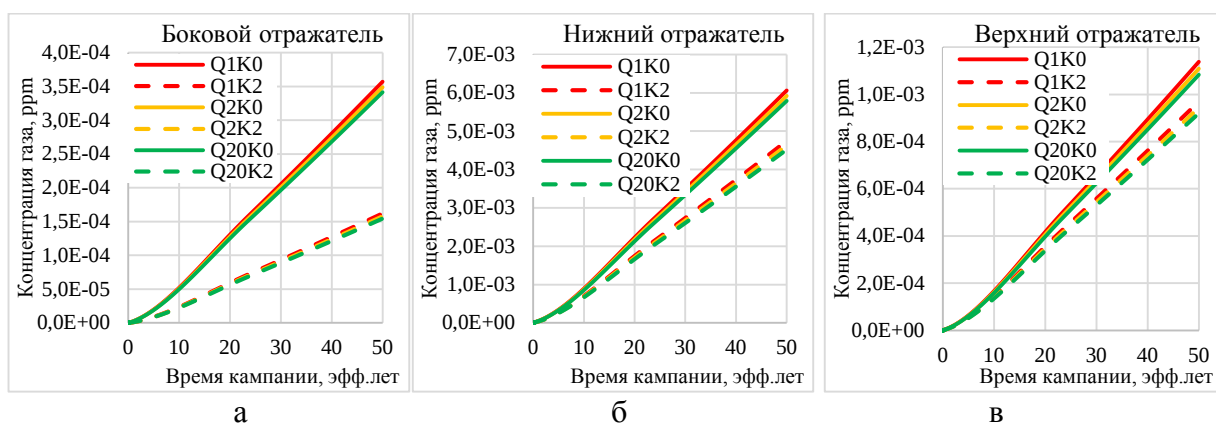


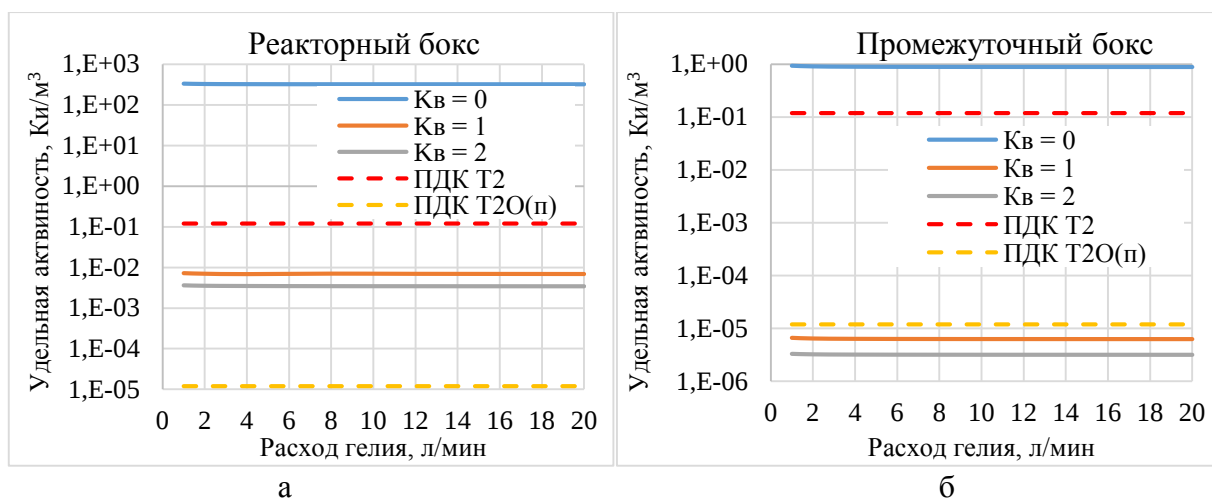
Рисунок 3.15 – Накопление трития в отражателях полномасштабного ЖСР-С при различных расходах гелия Q и кратности вентиляции K:

боковом (а), нижнем торцевом (б) и верхнем торцевом (в)

(результаты для других расходов гелия совпадают с кривыми для $Q_{He} = 20$ л/мин)

Допустимая активность трития в реакторном и промежуточном боксах зависит от соединения, в котором тритий присутствует в атмосфере помещения. Для персонала группы «А» НРБ-99/2009 [57] установлены следующие значения: для молекулярного трития — $4,4 \cdot 10^9$ Бк/м³ (119 мКи/м³) — и для паров тритированной воды — $4,4 \cdot 10^5$ Бк/м³ (0,012 мКи/м³).

Данные об активности трития в боксах на конец кампании РУ представлены на рисунке 3.16.



Рисунке 3.16 – Удельная активность трития в реакторном (а) и промежуточном (б) боксах в конце кампании

При отсутствии вентиляции ($K_v = 0$) активность трития превышает допустимые значения в обоих боксах. При $K_v \geq 1$ активность двух форм трития в промежуточном боксе находится в пределах установленных допусков при любом расходе гелия, а в реакторном боксе только для молекулярного трития. Активность паров тритированной воды не соответствует ПДК, что не представляет значительной опасности, поскольку реакторный бокс является необслуживаемым помещением и не предназначен для пребывания персонала. Таким образом, при $K_v \geq 1$ и $Q_{He} \geq 1$ л/мин, что соответствует 0,02 об.% газа в барботажной полости насоса, активность двух форм трития в промежуточном боксе находится в пределах установленных допусков, нормируемых НРБ-99/2009 при любом расходе гелия, а в реакторном боксе только для молекулярного трития.

Скорость диффузии трития в воду, а следовательно, и накопленная активность в ней, практически не зависит от кратности вентиляции и определяется только расходом гелия (рисунки 3.17–3.18). Доля выхода трития в пароводяной контур во всех рассмотренных случаях составляет $5,3 \cdot 10^{-6}$ от скорости образования трития, что эквивалентно $3,1 \cdot 10^8$ — $1,1 \cdot 10^9$ Бк/сут.

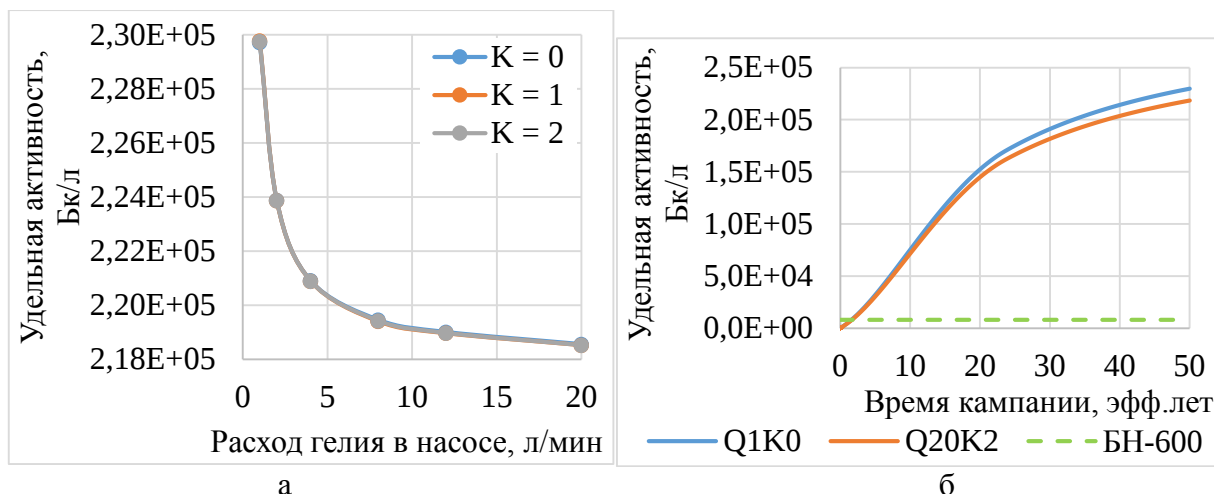


Рисунок 3.17 – Удельная активность трития в конце кампании в зависимости от расхода гелия (а) и накопление трития в пароводяном контуре полномасштабного ЖСР-С в сравнении с активностью трития в пароводяном контуре БН-600 (б) в пароводяном контуре

Согласно ОСПОРБ-99/2010 [58], верхняя граница активности трития в низкоактивных жидких радиоактивных отходах составляет 10^4 кБк/кг или $8,3 \cdot 10^6$ Бк/л для параметров пароводяного контура ЖСР-С. Во всех рассмотренных случаях активность воды в третьем контуре в конце кампании ЖСР-С (50 лет) ниже указанного значения.

Выводы к главе 3

Для ЖСР на основе фторидов лития и бериллия существует проблема избыточной (по сравнению с ВВЭР) наработки трития и связанной с ней опасностью распространения этого трития в том числе и в окружающую среду.

На примере РУ исследовательского ЖСР-С исследованы способы снижения проникновения трития за пределы защитных барьеров связанные:

- (1) со сдвигом ОВП топливной соли за счет уменьшения соотношения между числом ионов An^{4+} к An^{3+} ;
- (2) с уменьшением проницаемости Т через металлические стенки за счет изменения их толщины, а также снижения их температуры;
- (3) с увеличением расхода Не в системе газовой очистки топливной соли и промежуточного теплоносителя.

По результатам расчётов сделан ряд выводов:

- При утолщении стенки в 3 раза (с 1 до 3 мм) утечка трития к конечному потребителю снижается в 5 раз (с 0,4 до 0,08 % от скорости образования), вместо этого тритий уходит в систему газоочистки, преимущественно через ГЦН реакторного контура;
- При уменьшении ОВП в 5 раз достигается снижение концентрации ТF в 25 раз, в результате чего более летучий T_2 активнее сепарируется в насосе. Снижение рабочих температур в реакторном контуре на 30 К вызывает эффект, аналогичный снижению ОВП: концентрация ТF падает в 4 раза;
- Наименее значительным фактором, влияющим на выход трития является подогрев топливной соли: при уменьшении подогрева в 2 раза (от 50 к 25 К) с пропорциональным увеличением расхода т.с. отвод в систему газоочистки увеличивается менее, чем на 1 %;
- Увеличение расхода гелия интенсифицирует отвод трития в систему газоочистки прямо пропорционально увеличению объемной доле пузырьков в топливной соли.

Последний вывод применен при оценке безопасности эксплуатации РУ полномасштабного ЖСР-С с а.з. циклонного типа. С помощью разработанному ПС ЗН-MSR для расчёта распределения трития в ЖСР подобраны параметры, при которых тритий находится на уровне не представляющем радиационно-экологической опасности для работы РУ с полномасштабным ЖСР-С, в соответствии с требованиями НРБ-99/2009 [57] и ОСПОРБ-99/2010 [58].

ГЛАВА 4. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОВЕДЕНИЯ НЕРАСТВОРИМЫХ ПРОДУКТОВ ДЕЛЕНИЯ В РЕАКТОРНОМ КОНТУРЕ

Актиниды и большая часть ПД образуют химические соединения растворимые в топливной соли, и в случае аварии с разрушением а.з. остаются в топливной соли. Растворимость химических соединений актинидов и ПД в топливной соли зависит от их валентного состояния и температуры. Растворимые ПД (лантаниды) образуют прочные связи с фтором. Растворимость различных ПД показана на рисунке 4.1.

H																	He
Li	Be											B	C	N	O	F	Ne
Na	Mg											Al	Si	P	S	Cl	Ar
K	Ca	Sc	Ti	V	Cr	Mn	Fe	Co	Ni	Cu	Zn	Ga	Ge	As	Se	Br	Kr
Rb	Sr	Y	Zr	Nb	Mo	Tc	Ru	Rh	Pd	Ag	Cd	In	Sn	Sb	Te	I	Xe
Cs	Ba	La-Lu	Hf	Ta	W	Re	Os	Ir	Pt	Au	Hg	Tl	Pb	Bi	Po	At	Rn
Fr	Ra	Ac-Lr															

Рисунок 4.1 – Растворимость ПД в топливной соли на основе фторидов лития и бериллия: зеленый – растворимые; красный – нерастворимые; синий – газовые; оранжевый – частично растворимые (в зависимости от ОВП системы)

Кроме растворимых, при делении в топливной соли образуются нерастворимые ПД: благородные газы (Xe, Kr) и твердые нерастворимые ПД, также именуемые благородными металлами (БМ: в основном Mo, Ru, Ag, Sb, Te и Nb) [59].

В данном случае термин «благородные металлы» используется как калька с английского «noble metals». Фактически в эту группу входят непосредственно благородные металлы (Ru, Rh, Pd, Ag), постпереходные металлы (Sn), полублагородные (например, As, Tc), полуметаллы, они же металлоиды (в частности, Sb, Te), и даже такой неметалл, как Se. Их «благородность» в данной системе понимается только и исключительно как свойство рассматриваемой группы ПД переходить в рабочем фторидном расплаве в полностью восстановленное, т.е. элементарное, или металлическое состояние. При этом особенность этой группы элементов заключается в том, что их «благородность»

проявляется только в потоке соли, потому что отдельные элементы, в частности Se и Te, взаимодействуют с КМ вызывая межкристаллитную коррозию.

Поведение БМ в т.с. изучалось при эксплуатации исследовательского реактора MSRE в Ок-Риджской национальной лаборатории [59,60]. БМ, мигрируя к границам раздела соль—газ или соль—твердое тело, осаждаются на межфазных границах. В случае поверхностей раздела соль—твердое тело, благородные металлы, как показали эксперименты [20,59], в основном прилипают к твердым металлическим поверхностям вне активной зоны. После останова РУ практически на всех элементах внутренней поверхности топливного контура MSRE, были обнаружены БМ: в топливной соли и газовой фазе чаши насоса, на поверхностях контрольных образцов сплава Хастеллой-Н, графитового замедлителя, на трубах теплообменника реакторного контура и трубопроводов, а также в системе газоотвода, но в существенно разных количествах, зависящих от состава топливной добавки и выбора продувочного газа.

При эксплуатации MSRE было установлено значительное влияние на тепловые и нейтронно-физические характеристики РУ осаждения БМ на поверхностях по реакторному контуру, а именно [20,59–61]:

- нарушение теплового баланса в ПТО;
- «горячие» пятна от остаточного энерговыделения;
- теллуровая межкристаллитная коррозия конструкционного материала Хастеллой-Н.

Результаты распределения БМ по топливному контуру MSRE для двух типов урановых загрузок приведены в табл.1.

Таблица 4.1 – Распределение БМ в топливном контуре MSRE для двух типов урановых загрузок, % [59]

Элемент	^{235}U	^{233}U
ПТО	40	6
Трубопроводы	50	8
Графитовый замедлитель	1	0
Чаша насоса / Система очистки газов	9	86

Такое расхождение в данных обусловлено тем, что для разных загрузок было разное химическое состояние топливной соли. В случае загрузки на ^{233}U растворимость гелия, использованного в качестве продувочного газа, резко выросла. После замены продувочного газа на аргон распределение БМ вернулось к значениям, характерным для загрузки на ^{235}U .

Осаждение БМ в реакторном контуре может вызывать:

- перегрев стенок реакторного контура от остаточного тепловыделения при сливе т.с. в дренажный бак;
- межкристаллитное растрескивание конструкционного материала в результате диффузии ПД теллура в поверхностном слое КМ по границам зерен;
- изменение теплопередачи в промежуточном теплообменнике из-за накопления отложений на поверхностях теплообмена.

Для предсказания возможности появления таких эффектов разработана расчётная модель и программное средство NM-MSR.

4.1. Расчётная модель осаждения благородных металлов

В зарубежной литературе существует несколько различных моделей расчёта распространения БМ ПД в реакторном контуре ЖСР. Все они в той или иной степени основаны на экспериментальных данных, полученных во время и после завершения работы MSRE.

Наиболее подробные данные об обнаружении ПД в элементах MSRE собраны в отчете [59], где для анализа содержания БМ брались 3 типа образцов:

- 1) отбор проб соли из чаши насоса (определение переноса БМ);
- 2) отбор проб газа из газовой полости насоса (определение аэрозолей БМ);
- 3) соскобы с внутренних поверхностей реакторного контура (определение химического состава осевших БМ).

Отборы проб топливной соли проводились на запусках №№ 6–14 (загрузка – $^{235}\text{UF}_4$) и №№ 15–20 (загрузка – $^{233}\text{UF}_4$). В этих образцах соли отслеживалось содержание следующих наиболее значимых изотопов

БМ: ^{95}Nb , ^{99}Mo , ^{103}Ru , ^{106}Ru , ^{111}Ag , ^{125}Sb , $^{129\text{m}}\text{Te}$, ^{132}Te , а также йода (^{131}I , ^{133}I , ^{135}I), который считался нерастворимым в MSRE.

В целом, проведенный в первые годы после остановки MSRE анализ экспериментальных данных по распространению БМ позволил сделать в работе [59] следующие общие выводы:

1) БМ рождаются как ионы в результате деления топливных элементов или распада предшественников, но очень быстро переходят в атомарную форму; атомы БМ равномерно диспергированы в топливной соли;

2) БМ стабильны в топливной соли, т.е. они присутствуют в соли в восстановленном состоянии, слабо растворимы и могут даже не смачиваться топливной солью;

3) БМ активно осаждаются на поверхности Хастеллоя-Н, графита, интенсивно концентрируются на поверхностях раздела жидкость-газ и демонстрируют свойства поверхностно активных веществ;

4) Топливная соль ведет себя как обычная ньютоновская жидкость, поэтому принято описывать процессы миграции БМ с помощью известных уравнений и коэффициентов массопереноса;

5) В ряде случаев необходимость одновременного учёта физических и химических явлений в т.с. и их взаимного влияния могут существенно усложнять анализ протекания процессов переноса массы.

Несмотря на наличие довольно подробных данных по распределению отдельных изотопов по реакторному контуру MSRE, задача повторить расчётным путем эти экспериментальные данные и таким образом верифицировать создаваемые ПС, до сих пор не решена полностью, поскольку наибольшая неопределенность данных наблюдается в корректном определении доли выноса частиц БМ с пузырьками газа. Еще одна неопределенность, возникающая в процессе сравнения с экспериментальными данными, касается учета предыстории облучения в РУ, т.е. точного учета работы на полной мощности, периодов останова реактора и работы на неполной мощности за все время эксплуатации MSRE, информацию о которой трудно восстановить.

Впервые расчётную модель переноса БМ в ЖСР применительно к MSRE предложил Кедл (ORNL) в 1972 г. [59]. На основе вышеприведенных соображений, в модели использованы уравнения массопереноса, по аналогии с уравнением теплопереноса:

$$J_{T,V \rightarrow S} = k_T (C_V - C_S) \quad (4.1)$$

$$Sh_{\text{труб}} = \alpha Re^\beta Sc^\gamma \quad (4.2)$$

где Sh – число Шервуда; Re – число Рейнольдса; Sc – число Шмидта; $J_{T,V \rightarrow S}$ – поток из объема жидкости к поверхности раздела фаз на единицу площади, моль/(м²*с); k_T – коэффициент внутреннего диффузионного переноса, м/с; C_V – концентрация частиц БМ в объеме, моль/м³; C_S – концентрация частиц БМ на поверхности границы раздела фаз, моль/м³; d – гидравлический диаметр канала, м; ρ – плотность топливной соли, кг/м³; v – скорость топливной соли в канале, м/с; μ – динамическая вязкость топливной соли, Па*с; D – коэффициент диффузии БМ в топливной соли, м²/с.

Коэффициенты в уравнении (4.2) определяются из корреляции Линтона-Шервуда: $\alpha = 0,023$, $\beta = 0,8$ и $\gamma = 0,4$. Кедл делает допущение, что атом БМ, осевший на поверхность остается там, пока не распадется (или навсегда, если изотоп стабилен). За счет этого уравнение (4.1) упрощается до:

$$J_{T,V \rightarrow S} = k_T C_V \quad (4.3)$$

Ввиду этого упрощения дифференциальное уравнение изменения количества частиц в объеме контура выглядит как:

$$V \frac{dC_V}{dt} = yP + \lambda_m C_V^m V - \lambda C_V V - C_V * \sum_i k_{Ti} F_i - k_T^{bub} F_{bub} C_V \quad (4.4)$$

где i – индекс относящийся к объему; m – индекс относящийся к материнскому изотопу; bub – индекс относящийся к пузырькам гелия; y – выход БМ ПД на единицу мощности, 1/Вт; P – тепловая мощность а.з., Вт; λ – постоянная распада, 1/с; F – площадь поверхности границы раздела фаз, м².

Как видно из уравнения (4.4) в рассматриваемой модели учтены цепочки распадов и прилипание частиц к пузырькам гелия, циркулирующим в контуре, но не учтен конвективный перенос частиц БМ по контуру. Считается, что БМ

оседают равномерно на все поверхности, пропорционально относительной площади контакта $S_i = F_i / V$, в том числе и на поверхность контакта с пузырьками. Как следствие, дифференциальные уравнения оседания на внутренних поверхности i -го элемента контура и оседание в чаше насоса (что у Кедла тождественно выходу в систему очистки газов) записываются как:

$$F_i \frac{dC_{Fi}}{dt} = k_{Ti} F_i C_V - \lambda C_{Fi} F_i \quad (4.5)$$

$$F_{bub} \frac{dC_{bub}}{dt} = k_T^{bub} F_{bub} C_V - \lambda C_{bub} F_{bub} \quad (4.6)$$

При этом считается, что количество гелия, содержащееся в контуре, постоянно и равномерно распределено в объеме. Система описанных дифференциальных уравнений в расчётной модели (4.4) – (4.6) решается численным методом Рунге-Кутты 4-го порядка. Приведенная модель проста в реализации, однако не учитывает значимые физические эффекты, связанные с переносом БМ и их предшественников, что и было отмечено в [59]. Сравнение результатов, полученных в работе [59] с экспериментальными данными MSRE приведено на рисунке 4.2.

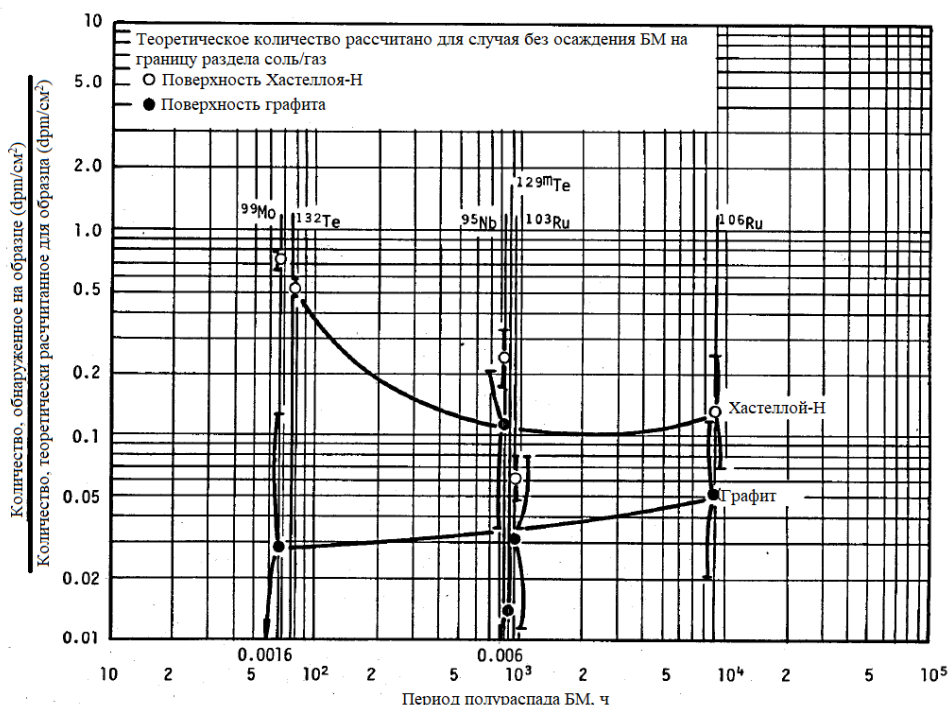


Рисунок 4.2 – Сравнение расчётного распределения БМ на основных поверхностях оседания (графит и Хастеллой-Н) по данным [58] с экспериментальными данными MSRE

На рисунке 4.2 представлены отношения содержания БМ на основных поверхностях реакторного контура, полученные в экспериментах на MSRE и

расчётным методом. Также даны диапазоны погрешностей полученных значений, связанные как с точностью экспериментального определения концентраций БМ, так и с точностью получаемого расчётногораспределения. Значения рассматриваемых отношений для указанных изотопов, верхняя и нижняя границы диапазона и соответствующая им погрешность приведены в таблице 4.2.

Таблица 4.2 – Отношения измеренного и расчётного содержания БМ на поверхностях элементов конструкции MSRE

Поверхность	Изотоп	Значение	Нижняя граница	Верхняя граница	Погрешность, %	Отклонение, %
Графит	^{99}Mo	0,029	0,0016	0,12	+313 -94,5	0
	^{132}Te	н/д				
	^{95}Nb	0,11	0,033	0,2	+81,8 -70	233
	$^{129\text{m}}\text{Te}$	0,014	0,006	0,03	+114 -57,1	57,6
	^{103}Ru	0,031	0,012	0,08	+158 -61,3	8,8
	^{106}Ru	0,05	0,021	0,12	+140 -58	0
Хастеллой-Н	^{99}Mo	0,73	0,65	0,8	+9,5 -11	0
	^{132}Te	0,53	0,49	0,6	+13,2 -7,5	0
	^{95}Nb	0,24	0,18	0,32	+33,3 -25	118,2
	$^{129\text{m}}\text{Te}$	н/д				
	^{103}Ru	0,06	0,048	0,08	+33,3 -25	45,5
	^{106}Ru	0,13	0,07	0,25	+66,7 -53,3	0

Из таблицы видно, что все значения отношений строго меньше 1, что говорит о том, что в теоретическом расчёте осаждение БМ больше, чем в экспериментальных распределениях. При этом важно отметить, что несмотря на заложенную в расчёт возможность учета прилипания БМ к пузырькам, при получении теоретических значений, это физическое явление в работе [59] учтено не было, что может объяснять данный результат.

Подход, основанный на классическом рассмотрении массопереноса БМ по реакторному контуру, применяется в работе [62]. Эта модель, по сравнению с предыдущей, имеет 2 ключевых отличия:

1. Уравнение (4.1) не упрощается до (4.3) (есть обратная связь, препятствующая осаждению);
2. Введен конвективный перенос частиц по контуру в одномерной постановке.

Площадь поверхности пузырьков определяется в данном случае для каждого конкретного контрольного объема отдельно в зависимости от давления:

$$p_b V_b = nRT \quad (4.7)$$

$$p_b = p_l + \frac{4\sigma_l}{d_b} \quad (4.8)$$

$$\left[p_l + \frac{4\sigma_l}{d_b} \right] * \frac{\pi d_b^3}{6} = nRT \quad (4.9)$$

где b – индекс отношения к пузырьку; l – индекс отношения к жидкости; p – давление, Па; V – объем, м³; σ – коэффициент поверхностного натяжения, Н/м²; d – диаметр, м; n – количество вещества в пузырьке газа, моль; R – универсальная газовая постоянная, Дж/(моль*К); T – температура, К.

При такой постановке учитывается значительная разница площади поверхности пузырьков гелия в активной зоне и чаше насоса, куда подается гелий для барботирования.

Другая расчётная модель миграции БМ в ЖСР предложена в работе [63]. Она разработана на основе решения уравнения переноса пассивного скаляра в среде OpenFOAM:

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \nabla u C = D * \Delta C \quad (4.10)$$

где C – переносимый скаляр (в рассматриваемом случае – атомы БМ); u – скорость потока, м/с; D – коэффициент диффузии, м²/с. Коэффициент диффузии определяется в данном случае как эффективный коэффициент диффузии:

$$D_{eff} = D_l + D_t = \frac{v}{Sc_l} + \frac{v_t}{Sc_t} \quad (4.11)$$

где, D_l , D_t – ламинарный и турбулентный коэффициенты диффузии соответственно, $\text{м}^2/\text{с}$; ν , ν_t – кинематическая вязкость и турбулентная вязкость среды соответственно, $\text{м}^2/\text{с}$; Sc_l , Sc_t – ламинарное и турбулентное число Шмидта соответственно. При этом делается допущение, что Sc_t достаточно велико, а значит второй член уравнения (4.11) обращается в 0. Для определения ламинарного коэффициента диффузии используется уравнение Стокса-Эйнштейна:

$$D_l = \frac{k_B T}{3\pi\mu d_p} \quad (4.12)$$

где k_B – постоянная Больцмана, Дж/К; T – температура, К; μ – динамическая вязкость, Па*с; d_p – диаметр частицы, м.

Предполагается, что механизмы взаимодействия частиц БМ со стенками могут быть смоделированы отдельно от объемного потока. Этот подход, который справедлив при довольно общих гипотезах о природе взаимодействия частиц со стенками, предполагает, что соответствующие взаимодействия происходят только в области тонкого слоя, влияние которого может быть сведено к минимуму в граничных условиях первого порядка для объемного потока.

В этой модели адсорбция частиц на стенках моделируется с помощью единственного параметра осаждения γ , который имеет размерность скорости. Граничное условие (ГУ) устанавливается следующим уравнением:

$$-D_{eff} * \nabla C * \bar{n} = \gamma C \quad (4.13)$$

где $\bar{n}$ – вектор нормали поверхности осаждения; γ – коэффициент осаждения частиц (задается пользователем), м/с.

Данное ГУ сочетается с мелким разбиением расчётной сетки вблизи поверхности контакта соли с другой средой (размер элемента должен быть меньше толщины ламинарного пограничного слоя). Иными словами, данное ГУ моделирует не прилипание частицы к стенке / пузырьку, а ее «увязание» в ламинарном подслое и движение вдоль стенки с бесконечно малой скоростью. Недостатком этой модели является продолжительное время расчёта при большом количестве расчётных ячеек (мелкая сетка).

Еще одним параметром, вызывающим трудности при создании расчётных моделей осаждения БМ является выбор рассматриваемых размеров частиц БМ в т.с. Распределение частиц по размерам возникает в результате сложного взаимодействия: (1) образования новых атомов за счет деления и распада, (2) коагуляционного роста и (3) удаления в случае межфазного осаждения. В работах [64,65] описаны эти механизмы и проведена оценка роста частиц БМ в MSFR. На основе сравнения среднего времени цикла и времени роста частиц в результате коагуляции показано, что в реакторе могут образовываться крупные частицы БМ размером до микрометра, но только при очень длительном времени работы, сравнимом с его кампанией. Начальный диапазон диаметра частиц БМ, представленный средним атомным диаметром (0,3 нм) и среднемассовый диаметр до 60–100 нм, являются приблизительной оценкой, но разумно представляет порядок величины.

4.2. Расчётная модель осаждения нерастворимых ПД NM-MSR

4.2.1. Постановка задачи

Во введении была поставлена задача разработки расчётных моделей и компьютерного моделирования поведения твердых нерастворимых продуктов деления, включая теллур, в реакторном контуре и исследование количественных характеристик осаждения и остаточного энерговыделения.

Задача самого моделирования заключается в определении количественных характеристик осаждения БМ с учётом неравномерности этого осаждения. В результате моделирования получаются не только концентрации БМ на поверхностях и в объеме топливной соли, но и важные для инженерных расчётов характеристики: характерное время осаждения, толщина отложений БМ, скорость нарастания отложений БМ, остаточное энерговыделение от БМ в отложениях и во взвеси, циркулирующей в топливной соли.

4.2.2. Описание процессов осаждения нерастворимых ПД

Базовое приближение, использованное в модели и ПС, основывается на разбиении реакторного контура ЖСР на совокупность контрольных объемов. Каждый КО рассматривается как линейный участок со стабилизированными теплогидравлическими параметрами, течение в котором моделируется в одномерном приближении. Для каждого КО используются постоянные среднесмешанные значения скорости, температуры и давления топливной соли.

В NM-MSR решается система дифференциальных уравнений для изменения числа атомов БМ в каждом контрольном объеме в одномерном приближении. Общее уравнение баланса количества вещества для i -го изотопа БМ в j -ом контрольном объеме топливного контура формулируется аналогично уравнению баланса количества трития, описанного в Главе 3:

$$\frac{dn_{i,j}}{dt} = G_{i,j} + \Phi_{\lambda}^{i,j} + \Phi_{oc}^{i,j} + \Phi_{конв}^{i,j} \quad (4.14)$$

где $n_{i,j}$ – число ядер рассматриваемого изотопа в j -ом КО, яд; G_i – член уравнения, отвечающий за образование БМ за счет деления топлива в а.з., яд/с; $\Phi_{\lambda}^{i,j}$ – член уравнения, отражающий убыль за счет распада изотопа БМ в j -ом КО, яд/с; $\Phi_{oc}^{i,j}$ – член уравнения, ответственный за осаждение атомов БМ на стенки каналов, яд/с; $\Phi_{конв}^{i,j}$ – член уравнения, ответственный за конвективный перенос атомов БМ между контрольными объемами, яд/с.

Образование и распад БМ

Для реактора малой мощности, спектр которого не сильно меняется в процессе кампании (этому условию удовлетворяет работа исследовательских реакторов, таких как исследовательский ЖСР-С или MSRE), источник образования БМ за счет деления принимается постоянным по времени и равным произведению выхода ПД y_i на число делений в j -ом элементе контура N_f^j , дел/с:

$$G_{i,j} = y_i * N_f^j \quad (4.15)$$

Для реакторов большой мощности (в частности, полномасштабного ЖСР-С) источник образования БМ за счет деления необходимо получать точно, как

результат нейтронно-физического расчёта выгорания топлива в течение кампании.

Член уравнения, учитывающий радиоактивный распад i -го изотопа в j -ом элементе топливного контура имеет вид:

$$\Phi_{\lambda}^{i,j} = -\lambda_i * n_{i,j} \quad (4.16)$$

Образующиеся в процессе деления тяжелых ядер атомы БМ в потоке топливной соли за счет сил аутогезии будут слипаться в более крупные кластеры, образуя микроскопические частицы [66]. И хотя в реальности эти частицы могут содержать атомы разных металлов, для упрощения моделирования сделаны два допущения:

а. все частицы моноизотопны, то есть состоят из атомов одного и того же изотопа одного и того же химического элемента, и имеют одинаковый размер не более 500 нм;

б. новообразованный в результате деления атом БМ, мгновенно прилипает к нужной частице, без свободного пробега.

Дальнейший перенос атомов БМ по контуру будет осуществляться именно в составе таких частиц.

Конвективный перенос

Поскольку доля частиц БМ в потоке крайне мала делается допущение, что они движутся со скоростью потока. Таким образом, перенос частиц i -го изотопа в j -ом контрольном объеме описывается уравнением:

$$\Phi_{\text{конв}}^{i,j} = \frac{Q_{j-1}}{V_{j-1}} n_{i,j-1} - \frac{Q_j}{V_j} n_{i,j} \quad (4.17)$$

где n_i – число частиц i -го изотопа, Q – объемный расход соли в КО, м³/с, V – объем КО, м³.

Осаждение БМ

Процесс осаждения частиц БМ состоит из двух частей:

1. Диффузионный перенос частицы из потока к границе раздела фаз;

2. Прилипание частицы к границе раздела фаз.

Сделано допущение, что частицы, достигшие стенки мгновенно прилипают к ней и не смываются обратно в поток топливной соли. Диффузионный перенос частиц в потоке можно описать хорошо зарекомендовавшей себя корреляцией Линтона-Шервуда, по аналогии с зарубежными моделями [59,62]:

$$\Phi_{oc}^{i,j} = k_{Tj} * \frac{F_j}{V_j} * n_{Vj} \quad (4.18)$$

$$k_T = 0,023 \frac{D_{эфф}}{d_{ч}} \left(\frac{\rho u d}{\mu} \right)^{0,8} \left(\frac{\mu}{\rho D_{эфф}} \right)^{0,4} \quad (4.19)$$

где k_T – коэффициент внутреннего диффузионного переноса, м/с, F – площадь поверхности границы раздела фаз, м², n_V – число частиц в объеме, б/р, ρ – плотность среды, кг/м³, d – гидравлический диаметр канала, м.

Эффективный коэффициент диффузии определяется как сумма ламинарного и турбулентного коэффициента диффузии:

$$D_{эфф} = D_{лам} + D_{турб} \quad (4.20)$$

Ламинарный коэффициент диффузии определяется из уравнения Стокса-Эйнштейна:

$$D_{лам} = \frac{k_B T}{3\pi\mu*d_{ч}} \quad (4.21)$$

где k_B – постоянная Больцмана, Дж/К; T – температура, К; μ – динамическая вязкость, Па*с; $d_{ч}$ – диаметр частицы, м.

Турбулентный коэффициент диффузии вычисляется согласно закону Фика для тяжелой примеси [67]:

$$D_{турб} = \frac{\bar{u}}{3n_0\sigma} \quad (4.22)$$

где $\bar{u}$ – магнитуа поля скорости, м/с, n_0 – поле концентрации фоновых частиц среды в потоке, 1/м³; σ – миделево (наибольшее) сечение частицы, м².

Принято допущение, что все частицы в потоке представляют собой идеальные сферы. Фоновая концентрация частиц определяется количеством молекул основных компонентов топливной соли (LiF, BeF₂, AnF_{3,4}).

Научная новизна

Новизна разработанной модели заключается в том, что:

- процессы массопереноса БМ рассматриваются как нестационарные и многостадийные, чего были лишены предшествующие модели;
- более точно учтены физические параметры массопереноса БМ в топливной соли.

4.2.3. Принятые допущения расчётной модели

Полный перечень принятых допущений:

- 1) Реакторный контур ЖСР разбивается на совокупность контрольных объемов, каждый из которых рассматривается как линейный участок со стабилизированными теплогидравлическими параметрами, течение в котором моделируется в одномерном приближении. Для каждого КО используются постоянные среднесмешанные значения скорости, температуры и давления топливной соли;
- 2) Частицы БМ моноизотопны, то есть состоят из атомов одного и того же изотопа одного и того же химического элемента, и имеют одинаковый размер не более 500 нм;
- 3) Новообразованный в результате деления атом БМ, мгновенно прилипает к нужной частице, без свободного пробега;
- 4) Частицы БМ, достигшие стенки мгновенно прилипают к ней и не смываются обратно в поток топливной соли;
- 5) Частицы БМ в потоке представляют собой идеальные сферы.

Первое допущение релевантно для круглых труб и каналов со стабилизированным течением, но оно менее применимо для течения в полостях. В то же время даже трехмерный расчёт не в полной мере отражает течение в полостях. Разумеется, в дальнейших работах необходимо проводить эксперименты для валидации массопереноса БМ при течении в полостях.

Второе допущение введено исключительно для упрощения моделирования, его влияние на результаты моделирования минимально. Даже

если учесть, что фактические размеры частиц будут подчиняться нормальному Гауссову распределению, все равно будет некий средний размер, поведение частиц которого будет характеризовать поведение подавляющего большинства атомов.

Третье допущение является следствием второго, а именно той его части, в которой говорится об унификации размеров частиц. Его влияние будет аналогично влиянию второго допущения.

Четвертое допущение позволяет консервативно оценить накопление отложений БМ сверху, что в условиях большой неопределенности экспериментальных данных даже более полезно для инженерных расчётов, поскольку позволяет заложить лучшие коэффициенты запаса.

Пятое допущение не вносит значительных искажений в результаты моделирования, так как для несферических частиц принципы массопереноса не сильно отличаются ввиду их малости. Например, миделево сечение эллипсоидной частицы, объем которой равен объему сферической частицы, имеет площадь эквивалентную площади миделева сечения сферической частицы. Аналогичное заключение делается и для частиц других форм. Исключение составляют плоские агломераты, для которых парусность может вносить искажения в процессы массопереносы. Однако появление таких агломератов маловероятно ввиду малости рассматриваемых частиц и их благородности, которая препятствует формированию многоатомных молекул сложной формы.

Блок-схема переноса трития по контурам циркуляции ЖСР представлено на рисунке 4.3.

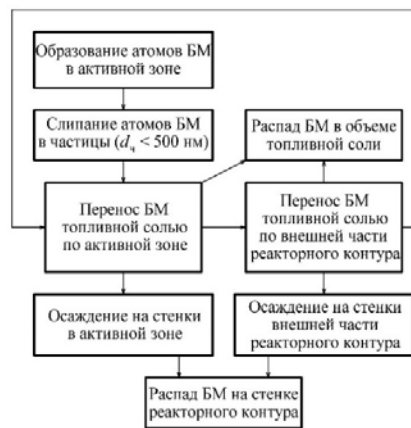


Рисунок 4.3 – Блок-схема осаднения БМ по реакторному контуру ЖСР

Для численного решения дифференциальных уравнений образования и миграции трития используется численный метод Рунге-Кутты 4-го порядка. Результаты нейтронно-физических расчётов с помощью ПС Serpent-2 имеют погрешность $\pm 0,2 \%$. Такая точность позволяет обоснованно приводить результаты прямых расчётов с точностью до 3-х значащих цифр.

4.2.4. Верификация методики NM-MSR

Верификация методики на данных MSRE затруднена, потому что экспериментальные данные крайне разрознены. Верификация проведена на данных, полученных для миграции БМ в термоконвекционной петле VESIL. В статье [68] приведены только результаты расчёта, часть данных есть в статье [69], но их недостаточно для определения параметров диффузии. Поэтому по имеющимся данным была построена трехмерная модель петли (рисунок 4.4) и проведен расчёт течения в ней с помощью ПК ANSYS Fluent. Результаты расчёта представлены на рисунке 4.5.

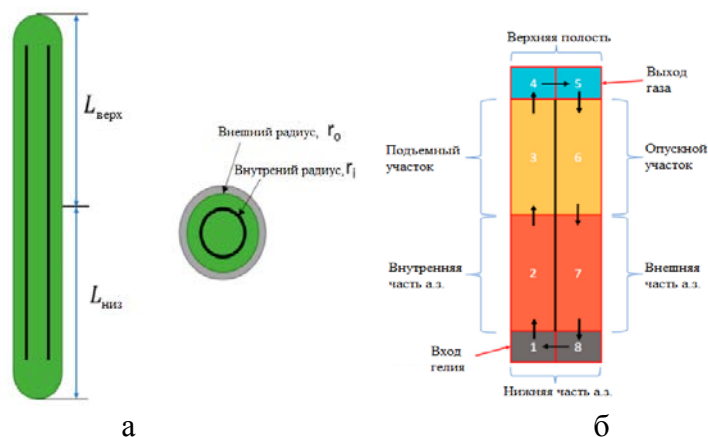


Рисунок 4.4 – Геометрия (а) и математическая модель (б) петли VESIL [68]

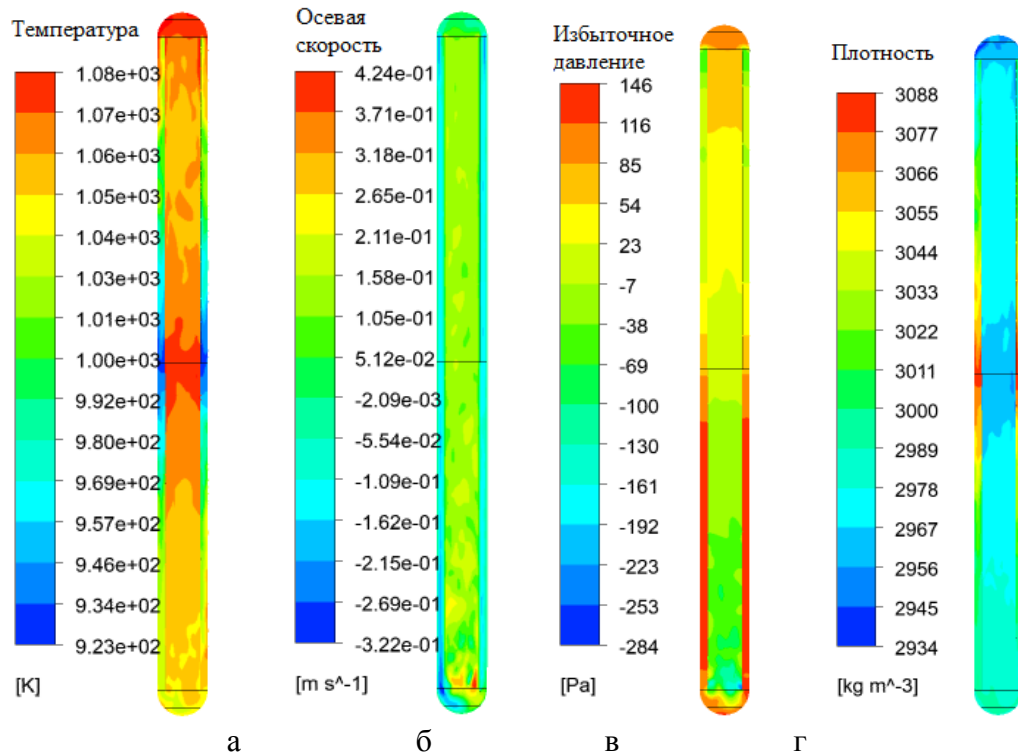


Рисунок 4.5 – Результаты расчёта параметров VESIL в ANSYS Fluent: температура (а), скорость (б), избыточное давление (в), плотность (г)

Результат верификации в виде сравнения поверхностных концентраций ^{130}Te из статьи [68] и полученным по разработанной методике представлен на рисунке 4.6.

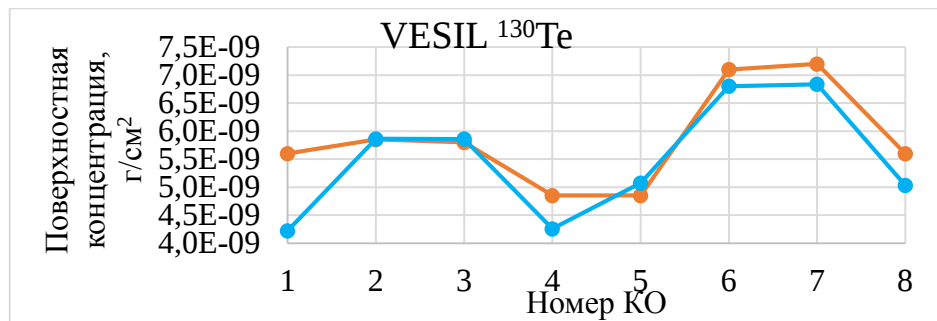


Рисунок 4.5 – Поверхностная концентрация ^{130}Te в петле VESIL: результаты из статьи [68] (оранжевый), расчёт по NM-MSR (синий)

Из рисунка видно, что наибольшее отклонение составляет 24,6 % (объем 1, такое большое отклонение можно объяснить разницей в моделировании пузырьков на входе в петлю), наименьшее – 0,2 % (объем 2), среднее – 7,8 %.

4.2.5. Подготовка исходных данных

Выполнена оценка осаждения БМ в реакторных контурах исследовательского ЖСР-С и полномасштабного ЖСР-С с активной зоной

циклонного типа. Разбиение модельной геометрии на контрольные объемы представлено на рисунках 4.6 и 4.7.

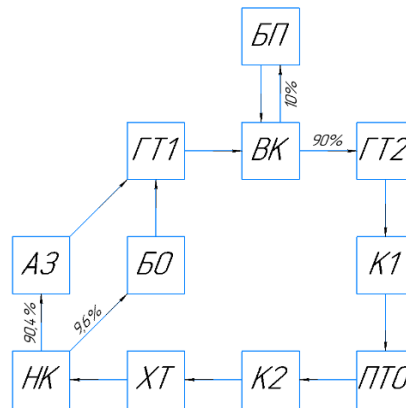


Рисунок 4.6 – Разбиение реакторного контура исследовательского ЖСР-С на КО:

НК — напорный коллектор; АЗ — активная зона; БО — каналы охлаждения бокового отражателя; ГТ1 — трубопровод Реактор-ГЦН; ВК — колесо и выходной коллектор насоса; БП — барботажная полость насоса; ГТ2 — трубопровод ГЦН-ПТО; К1 — входной коллектор ПТО; ПТО — трубки ПТО; К2 — выходной коллектор ПТО; ХТ — трубопровод ПТО-Реактор

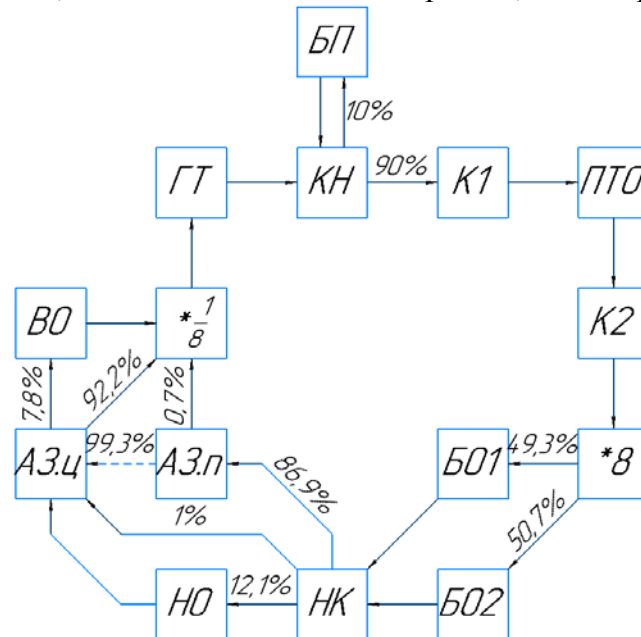


Рисунок 4.7 – Разиение реакторного контура полномасштабного ЖСР-С на КО:

БО1 — внешний ряд каналов охлаждения бокового отражателя; БО2 — внутренний ряд каналов охлаждения бокового отражателя; НК — напорный коллектор; НО — каналы охлаждения нижнего отражателя; АЗ.п — периферийная части активной зоны; АЗ.ц — центральная часть активной зоны; БО — каналы охлаждения нижнего отражателя; ГТ — трубопровод Реактор-ГЦН; КН — колесо и выходной коллектор насоса; БП — барботажная полость насоса; К1 — входной коллектор ПТО; ПТО — трубки ПТО; К2 — выходной коллектор ПТО

Перенос и осаждение частиц БМ зависит от двух основных обстоятельств: теплофизических свойств топливной соли и размера частиц. Согласно работам [64,65], их диаметр может варьироваться от ~0,3 нм (моноатомные частицы) до 500 нм (верхняя оценка слипания частиц в гомогенном реакторе мощностью

3 000 МВт при отсутствии газовой продувки). Из-за отсутствия точных данных о характерном размере частиц в исследовательского ЖСР-С и полномасштабного ЖСР-С, проведен вариантный расчёт осаждения БМ при размере частиц во всем указанном диапазоне.

Основным делящимся изотопом в РУ исследовательского ЖСР-С на протяжении всей кампании (10 эфф.лет) является ^{239}Pu , концентрация которого поддерживается постоянной, поэтому при расчёте осаждения БМ в исследовательского ЖСР-С используется постоянный источник. В библиотеке ENDF/B-VII.1 для деления ^{239}Pu в промежуточном спектре нейтронов представлены выходы для 438 изотопов БМ: $^{66-85}\text{Zn}$, $^{68-87}\text{Ga}$, $^{70-90}\text{Ge}$, $^{72-92}\text{As}$, $^{75-95}\text{Se}$, $^{91-114}\text{Nb}$, $^{93-116}\text{Mo}$, $^{97-119}\text{Tc}$, $^{98-121}\text{Ru}$, $^{101-123}\text{Rh}$, $^{103-123}\text{Pd}$, $^{106-131}\text{Ag}$, $^{108-134}\text{Cd}$, $^{116-138}\text{Sn}$, $^{118-141}\text{Sb}$, $^{120-143}\text{Te}$.

Среди указанных изотопов есть как стабильные, так и радиоактивные. Проводить моделирование переноса и осаждения абсолютно каждого нуклида нецелесообразно, поэтому, чтобы моделирование было показательным, приведенные изотопы собраны в 8 характерных групп. К первой группе отнесены стабильные изотопы, остальные группы сформированы по постоянным распада. Не рассматриваются короткоживущие изотопы, поскольку они практически не выносятся из активной зоны и не успевают осаждаться на стенки реакторного контура. В качестве рубежа выбрано значение постоянной распада $0,1 \text{ с}^{-1}$. Распределение по группам радиоактивных изотопов БМ дано на рисунке 4.8.

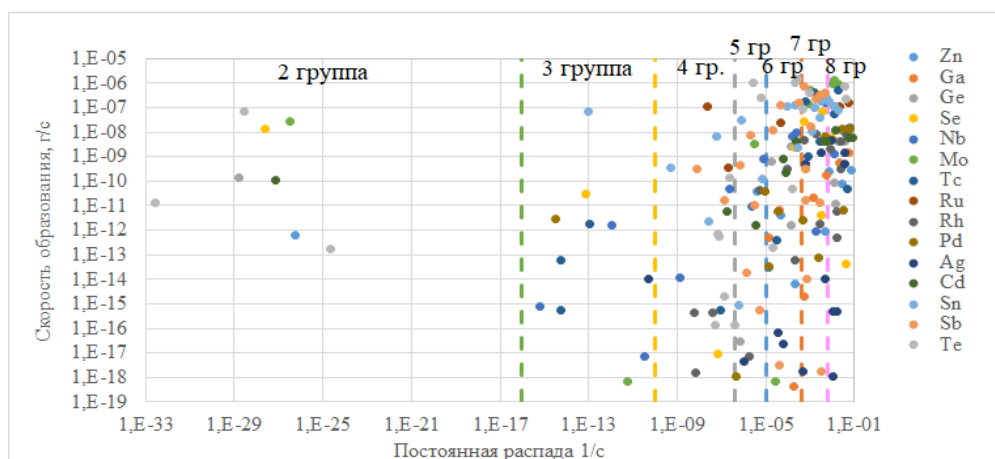


Рисунок 4.8 – Распределение по группам радиоактивных изотопов БМ (1 группа — стабильные, $\lambda = 0$)

После разбиения изотопов в каждой группе определяется элемент, моделирование которого позволяет описать поведение всей группы. Чтобы при моделировании перенос по контуру циркуляции одного изотопа и всей группы были эквивалентны, выход каждой группы определен путем осреднения по массовой доле выходов каждого изотопа, входящих в группу. Аналогичным образом осредняется энергия деления для определения остаточного энерговыделения от БМ.

Для упрощения сравнения при расчёте полномасштабного ЖСР-С взяты те же группы с теми же характерными изотопами. Однако в случае полномасштабного ЖСР-С топливная добавка в начальный момент времени помимо плутония содержит ~ 33 мол. % минорных актинидов [2], а в процессе кампании значительно изменяет свой состав. Скорости образования описанных групп БМ и их основные параметры приведены в таблице 4.3.

Таблица 4.3 – Основные характеристики групп БМ для моделирования их осаждения

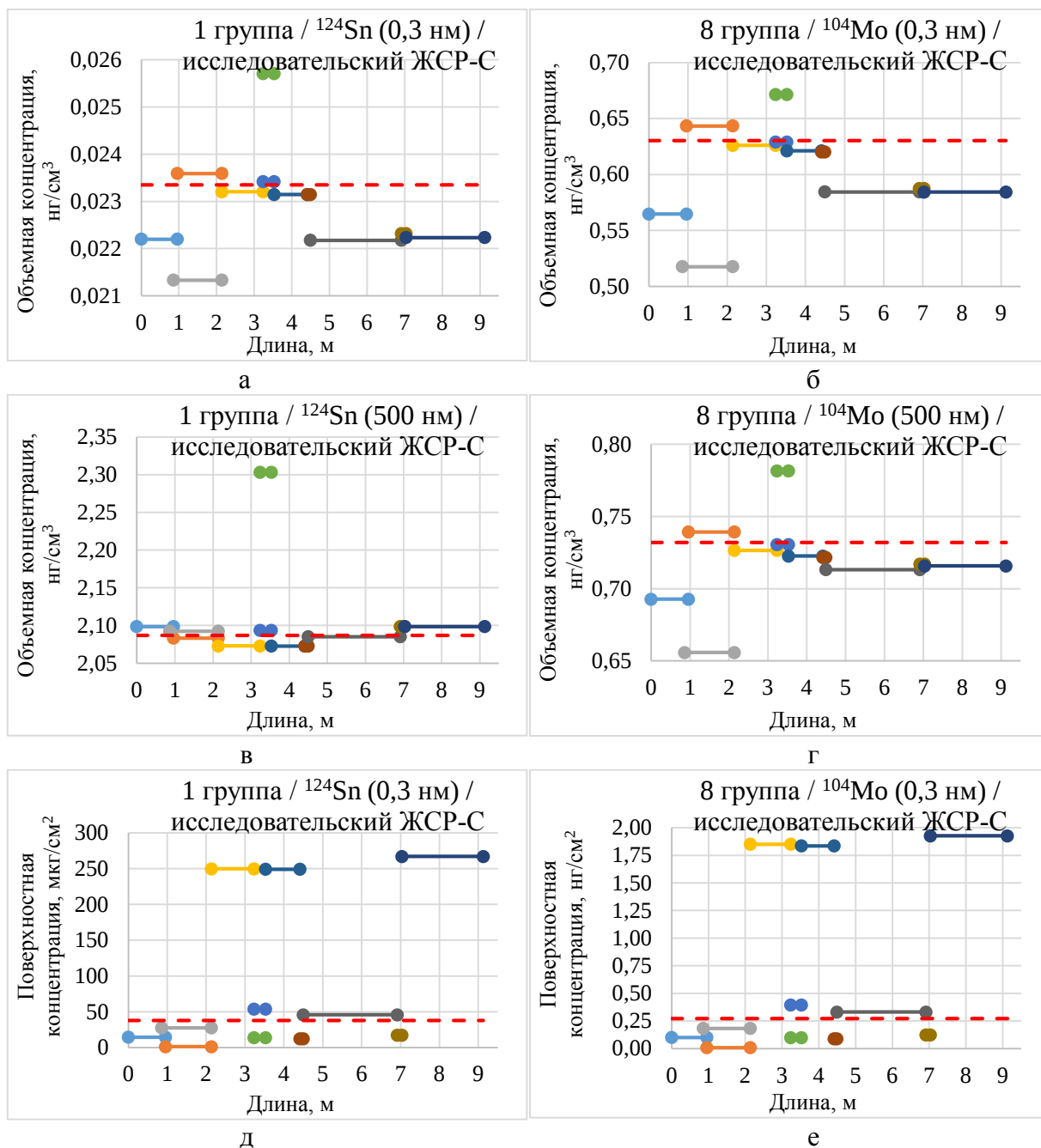
№ группы	Характерный изотоп	Энергия деления, МэВ	Период полураспада	Исследовательский ЖСР-С		Полномасштабный ЖСР-С			
				y_f	G_f , г/год	Начало кампании		Конец кампании	
						y_f	G_f , кг/год	y_f	G_f , кг/год
1	^{124}Sn	0	Стабилен	0,093	0,783	55,6	268	55,6	268
2	^{130}Te	2,7	$9,7 \cdot 10^{20}$ лет	0,32	2,83	8,20	41,4	8,20	41,4
3	^{126}Sn	0,36	$2,2 \cdot 10^5$ лет	0,22	1,91	7,75	37,9	7,75	37,9
4	^{106}Ru	0,14	1,02 года	0,41	2,98	18,6	76,4	29,4	121
5	^{132}Te	0,83	3,2 дн	3,8	34,3	15,1	77,4	15,6	80,1
6	^{134}Te	2,2	41,8 мин	9,2	84,0	31,9	166	31,6	165
7	^{131}Sb	3,4	23 мин	14	121,4	15,4	287	15,4	287
8	^{104}Mo	4,2	1 мин	21	146,2	55,3	223	55,3	223

* y_f — выход ядер на 100 делений; G_f — скорость образования БМ

Расчёты осаждения БМ в исследовательском и полномасштабном ЖСР-С проводятся для условий, когда гелиевая продувка в барботажной полости ГЦН отсутствует (консервативная оценка осаждения – 100 % БМ остаются в контуре).

4.3. Распределение нерастворимых ПД в реакторном контуре исследовательского ЖСР-С

Концентрация БМ, распределенных в виде взвеси в топливной соли, вдоль оси контура, и концентрация БМ, распределенных на внутренних поверхностях контура в конце кампании (что отражает максимальное накопление), приведены на рисунке 4.9.



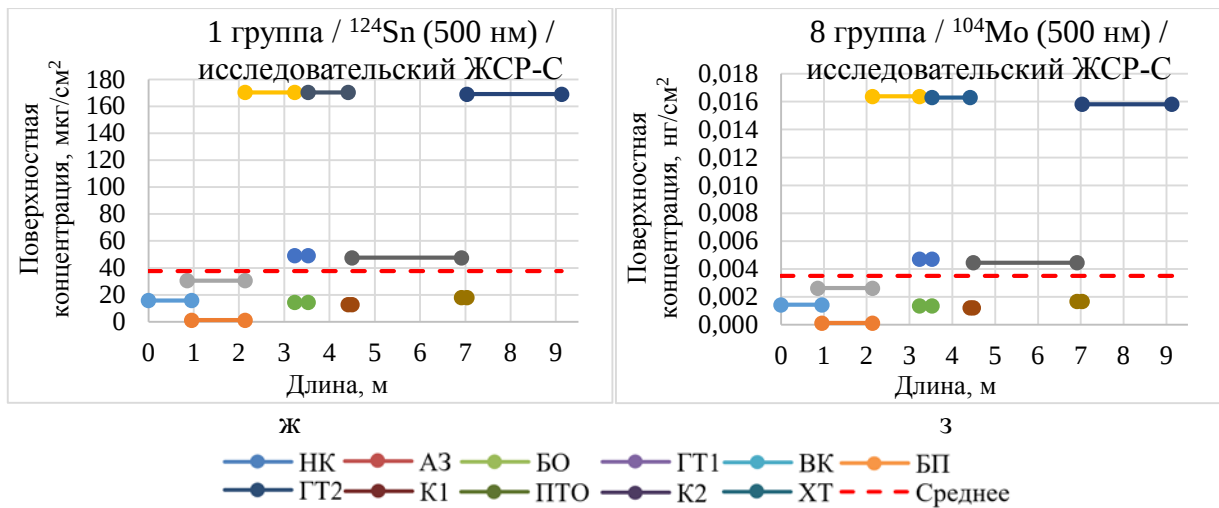


Рисунок 4.9 – Распределение объемной (а–г) поверхностной (д–з) концентрации БМ вдоль оси контура исследовательского ЖСР-С при диаметрах частиц 0,3 и 500 нм

Выводы из анализа полученных расчётных данных:

- Профиль распределения объемной концентрации вдоль оси реакторного контура слабо зависит от диаметра частиц, зависимость от группы БМ минимальна, т.к. отличие имеет только 8-я группа (наименьшее время жизни);
- При увеличении диаметра частиц уменьшается коэффициент диффузии, что приводит к увеличению объемной концентрации БМ в соли и пропорциональному снижению концентрации БМ на стенках;
- Наибольшая объемная концентрация достигается в барботажной полости ГЦН, т.к. там снижен расход т.с. относительно основной части контура и за счет этого образуется «ловушка» для БМ;
- Наибольшая поверхностная концентрация БМ достигается в трубопроводах, как на участках с наиболее турбулентным течением ($Re > 300\,000$), что значительно увеличивает коэффициент диффузии;
- На конец кампании 10 эфф.лет средняя толщина отложений БМ на стенках трубок ПТО достигает 0,34 мкм, а максимальная толщина отложений в контуре накапливается в холодном трубопроводе – 1,2 мкм.

4.4. Распределение нерастворимых ПД в реакторном контуре полномасштабного ЖСР-С

Распределения БМ в объеме топливной соли и на поверхностях представлено на рисунке 4.10.

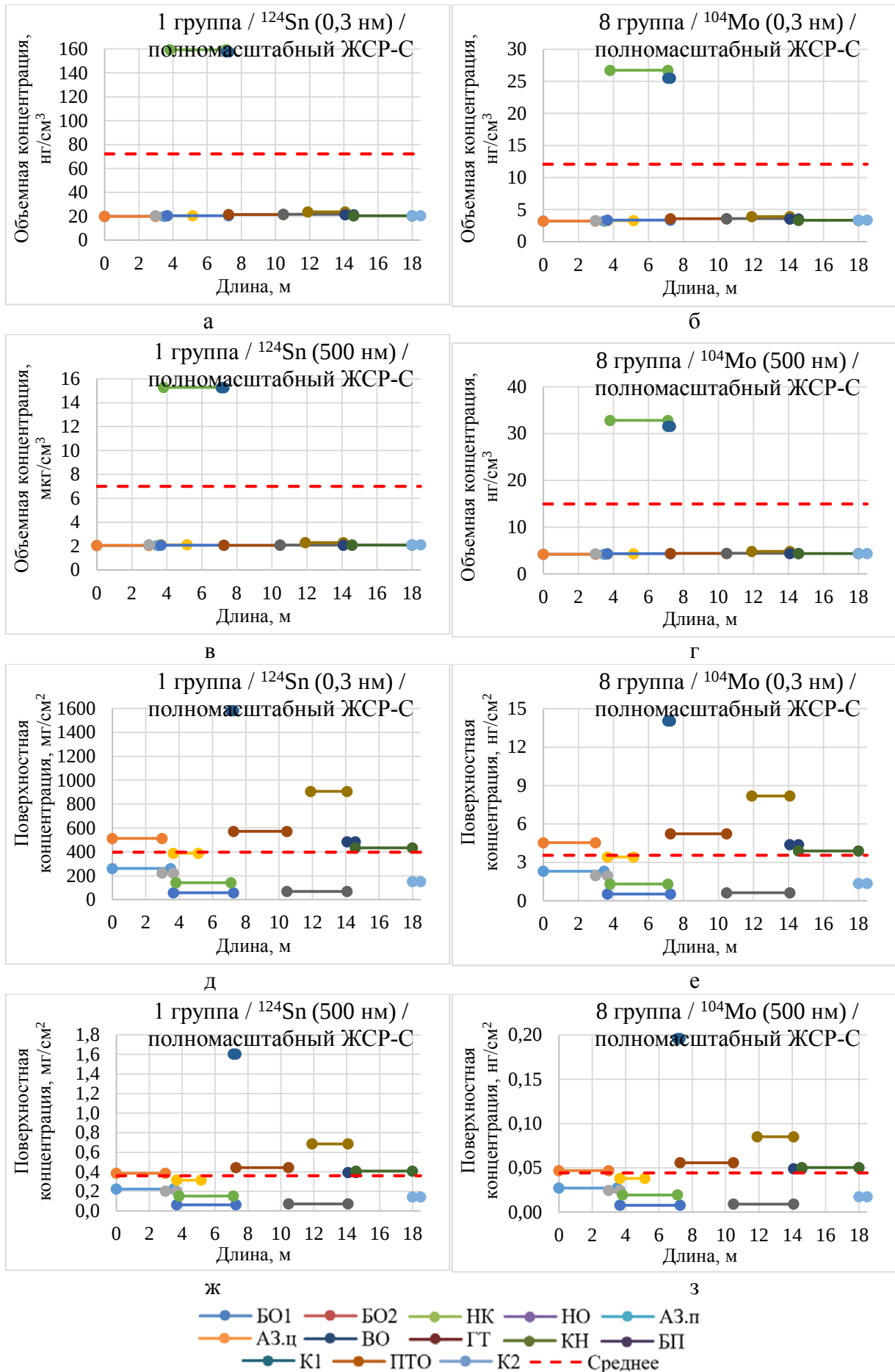


Рисунок 4.10 – Распределение объемной (а–г) поверхностной (д–з) концентрации БМ вдоль оси контура полномасштабного ЖСР-С при диаметрах частиц 0,3 и 500 нм

При сравнении с распределением в исследовательского ЖСР-С выявлены как сходства, так и отличия:

- Наибольшая объемная концентрация БМ достигается в центральной части активной зоны, поскольку осевая скорость в центральной части циклона ниже, чем на периферии, а значит в центре образуется своеобразная «ловушка» для задержания БМ;

- Наибольшая концентрация на стенках достигается в каналах охлаждения верхнего отражателя (толщина отложений в конце кампании 50 эфф.лет – 2,3 мм) из-за того, что после накопления большой концентрации в центральной части активной зоны (за счет циклона), поток соли с частицами БМ попадает в «тесные» каналы, где и прилипает к стенкам;

- Толщина отложений БМ в трубках ПТО в конце кампании достигает 580 мкм, эквивалентная скорость накопления – 11,6 мкм/год.

4.5. Характерное время осаждения

Характерное время осаждения — это период времени, за который осаждается на стенку большая часть нуклида, находящегося в топливной соли в виде взвеси. Для оценки этого времени проводилась дополнительная серия вариантных расчётов. В качестве начального условия использовали равновесную концентрацию нуклида в соли, полученную в предыдущем разделе. Источник образования нуклидов принимался равным нулю.

На рисунке 4.11 представлены результаты этих расчётов, где по оси абсцисс время в секундах, а по оси ординат — натуральный логарифм отношения массы нуклидов $m(t)$ в момент времени t к равновесной массе БМ m_0 . Из рисунка следует, что осаждение БМ на поверхности стенок реакторного контура из контура РУ исследовательского ЖСР-С при любом диаметре частиц происходит по закону:

$$\ln \left(\frac{m(t)}{m_0} \right) = -\lambda_b * t \quad (4.23)$$

где λ_b — постоянная выведения, с^{-1} . Ее можно получить как тангенс угла наклона прямой на рисунке 4.11.

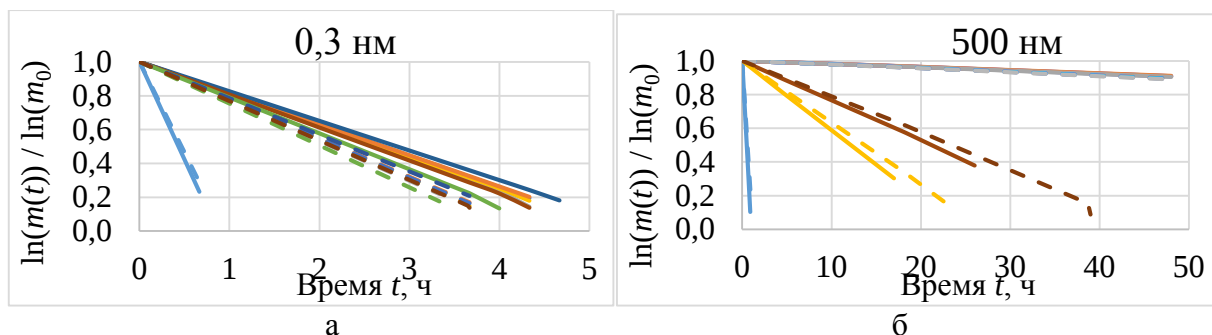


Рисунок 4.11 – Осаждение БМ при диаметре частиц 0,3 нм (а) и 500 нм (б) в контурах исследовательского ЖСР-С (сплошная линия) и полномасштабного ЖСР-С (штриховая линия):

1 группа / ^{124}Sn (зеленый); 2 группа / ^{130}Te (голубой); 3 группа / ^{126}Sn (сиреневый); 4 группа / ^{106}Ru (красный); 5 группа / ^{132}Te (серый); 6 группа / ^{134}Te (коричневый); 7 группа / ^{131}Sb (оранжевый); 8 группа / ^{104}Mo (синий)

При этом постоянная выведения в свою очередь состоит из суммы двух постоянных: постоянной распада λ и постоянной осаждения $\lambda_{\text{ос}}$ (таблица 4.4):

$$\lambda_{\text{в}} = \lambda + \lambda_{\text{ос}} \quad (4.24)$$

Таблица 4.4 – Постоянные выведения $\lambda_{\text{в}}$, распада λ и осаждения $\lambda_{\text{ос}}$ нуклидов, с^{-1}

dч, нм		1 гр. ^{124}Sn	2 гр. ^{130}Te	3 гр. ^{126}Sn	4 гр. ^{106}Ru	5 гр. ^{132}Te	6 гр. ^{134}Te	7 гр. ^{131}Sb	8 гр. ^{104}Mo
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Постоянная выведения $\lambda_{\text{в}}$									
Исслед. ЖСР-С	0,3	2,06E-3	2,06E-3	2,06E-3	2,06E-3	2,06E-3	2,34E-3	2,56E-3	1,35E-2
	1	9,57E-4	9,56E-4	9,56E-4	9,56E-4	9,58E-4	1,23E-3	1,46E-3	1,24E-2
	10	2,41E-4	2,41E-4	2,41E-4	2,41E-4	2,44E-4	5,06E-4	7,25E-4	1,17E-2
	50	9,21E-5	9,21E-5	9,21E-5	9,21E-5	9,47E-5	3,67E-4	5,81E-4	1,16E-2
	100	6,07E-5	6,07E-5	6,07E-5	6,08E-5	6,33E-5	3,37E-4	5,51E-4	1,15E-2
	500	2,31E-5	2,31E-5	2,31E-5	2,32E-5	2,57E-5	3,00E-4	5,15E-4	1,15E-2
Полн. ЖСР-С	0,3	2,89E-3	2,89E-3	2,89E-3	2,89E-3	2,89E-3	3,17E-3	3,39E-3	1,43E-2
	1	1,30E-3	1,30E-3	1,30E-3	1,30E-3	1,30E-3	1,57E-3	1,80E-3	1,27E-2
	10	3,17E-4	3,17E-4	3,17E-4	3,18E-4	3,21E-4	5,79E-4	7,99E-4	1,17E-2
	50	1,18E-4	1,18E-4	1,18E-4	1,18E-4	1,20E-4	3,92E-4	6,16E-4	1,15E-2
	100	7,83E-5	7,83E-5	7,83E-5	7,84E-5	8,09E-5	3,55E-4	5,73E-4	1,15E-2
	500	3,07E-5	3,07E-5	3,07E-5	3,07E-5	3,32E-5	3,12E-4	5,27E-4	1,15E-2
Постоянная распада λ									
-		0,00E+0	2,78E-29	1,01E-13	2,16E-8	2,50E-6	2,76E-4	5,02E-4	1,16E-2
Постоянная осаждения $\lambda_{\text{ос}}$									
Исслед. ЖСР-С	0,3	2,06E-3	2,06E-3	2,06E-3	2,06E-3	2,06E-3	2,06E-3	2,06E-3	1,98E-3
	1	9,57E-4	9,56E-4	9,56E-4	9,56E-4	9,56E-4	9,55E-4	9,56E-4	8,85E-4
	10	2,41E-4	2,41E-4	2,41E-4	2,41E-4	2,41E-4	2,29E-4	2,23E-4	1,54E-4
	50	9,21E-5	9,21E-5	9,21E-5	9,21E-5	9,22E-5	9,09E-5	7,94E-5	8,53E-6
	100	6,07E-5	6,07E-5	6,07E-5	6,07E-5	6,08E-5	6,04E-5	4,95E-5	2,17E-5
	500	2,31E-5	2,31E-5	2,31E-5	2,31E-5	2,32E-5	2,37E-5	1,36E-5	5,80E-5

Продолжение таблицы 4.4

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Полн. ЖСР-С	0,3	2,89E-3	2,89E-3	2,89E-3	2,89E-3	2,89E-3	2,89E-3	2,89E-3	2,77E-3
	1	1,30E-3	1,30E-3	1,30E-3	1,30E-3	1,30E-3	1,29E-3	1,30E-3	1,19E-3
	10	3,17E-4	3,17E-4	3,17E-4	3,18E-4	3,18E-4	3,03E-4	2,97E-4	1,89E-4
	50	1,18E-4	1,18E-4	1,18E-4	1,18E-4	1,18E-4	1,16E-4	1,14E-4	1,16E-4
	100	7,83E-5	7,83E-5	7,83E-5	7,83E-5	7,83E-5	7,82E-5	7,10E-5	4,35E-5
	500	3,07E-5	3,07E-5	3,07E-5	3,07E-5	3,07E-5	3,58E-5	2,58E-5	9,24E-5

Из таблицы 4.4 следует, что λ_{oc} практически не зависит от группы к которой принадлежит нуклид. Следовательно, истинное значение постоянной осаждения, не искаженное влиянием распада, будет значение постоянной выведения 1-ой группы нуклидов (стабильные, ^{124}Sn).

Если уравнение (1) сформулировать для всего контура сразу ($\Phi_{\text{конв}}^{ij} = 0$), то можно заметить, что в стационарном состоянии ($dn_{ij}/dt = 0$) постоянная осаждения λ_{oc} должна коррелировать с множителем $k_T \cdot F/V$ из уравнения (4.21). На рисунке 4.12а построены зависимости от диаметра частиц обратной величины постоянной распада, как раз и являющейся характерным временем осаждения. На рисунке 4.12б построены зависимости λ_{oc} и теоретической постоянной осаждения $\lambda_{\text{теор}} = k_T \cdot F/V$ от диаметра частиц.

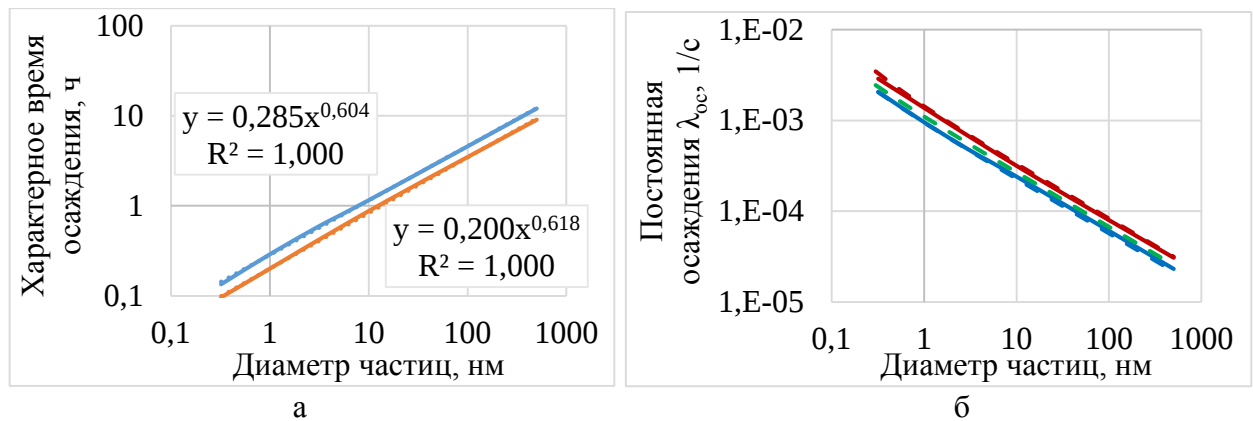


Рисунок 4.12 – Характерное время осаждения БМ (а) и постоянные осаждения БМ (б):
 (а) в исследовательском ЖСР-С (синий); в полномасштабного ЖСР-С (красный);
 (б) λ_{oc} (сплошная линия) и теоретические постоянные осаждения $\lambda_{\text{теор}} = k_T \cdot F/V$ (штриховая линия) в исследовательском ЖСР-С (синий); в полномасштабном ЖСР-С (красный) в MSRE (зеленый)

В случае, когда из опыта известно характерное время осаждения БМ, геометрические характеристики топливного контура и режимы течения в ЖСР, можно поставить обратную задачу и определить диаметр частиц БМ,

характерный для данного ЖСП, например, для MSRE. Из отчетов ORNL [12] известно, что в MSRE характерное время осаждения составляло 2—3 часа и на основании этого для нейтронно-физических расчётов рекомендовано вводить постоянную осаждения БМ $\lambda_{oc} = 10^{-4} \text{ с}^{-1}$. При известном объеме т.с. в первом контуре (2 м^3), известной площади поверхности осаждения ($\sim 189 \text{ м}^2$) [7] и приблизительно известной относительной поверхности контакта т.с. с пузырьками продувочного газа ($\sim 40 \text{ м}^{-1}$ при размере пузырьков 0,5 мм и доле газа в т.с. 0,07 об.%) [70] с помощью указанного значения постоянной осаждения легко вычисляется коэффициент массопереноса k_T и соответствующий ему диаметр частицы. Таким образом, диаметр частиц БМ, наиболее характерный для реактора MSRE, — 52,6 нм.

4.6. Остаточное энерговыделение от нерастворимых ПД

Поскольку исследовательский ЖСП-С по основным техническим характеристикам похож на MSRE, сделаем допущение, что и размер частиц, характерный для него, также будет довольно близким. Примем в качестве основного диаметра частиц 50 нм и приведем сведения об остаточном энерговыделении только для этого значения.

Характерный размер частиц в полномасштабном ЖСП-С будет отличаться, так как в этом реакторе намного больше массовый расход соли, ее скорость, энергонапряжённость по топливному контуру и т.д. Но без экспериментальных данных сложно предсказать в какую сторону будет отличие размера, поэтому для расчётов остаточного энерговыделения консервативно принят такой же размер частиц.

Наиболее опасным остаточное энерговыделение от БМ становится в момент, когда соль сливают из контура, а частицы БМ, прилипшие к стенке, остаются и разогревают металлоконструкции, в момент, когда теплосъем не производится [3,20]. Выше было выявлено, что БМ осаждаются в реакторном контуре неравномерно. В исследовательском ЖСП-С наибольшая концентрация БМ при любом диаметре частиц к концу кампании достигается на стенках

трубопроводов. Плотность остаточного энерговыделения от всех групп БМ в этих трубопроводах Реактор-ГЦН, ГЦН-ПТО и ПТО-Реактор при диаметре частиц 50 нм представлены в таблице 4.5.

Таблица 4.5 – Остаточное энерговыделение от БМ в элементах контура исследовательского ЖСР-С при диаметре частиц 50 нм, Вт

№ группы	Изотоп	Трубопровод Реактор-ГЦН	Трубопровод ГЦН-ПТО	Трубопровод ПТО-Реактор
2	^{130}Te	7,91E-20	6,39E-20	1,36E-19
3	^{126}Sn	2,56E-05	2,07E-05	4,41E-05
4	^{106}Ru	4,56E-03	3,68E-03	7,84E-03
5	^{132}Te	6,749	5,452	11,617
6	^{134}Te	51,412	41,534	88,496
7	^{131}Sb	65,364	52,805	112,512
8	^{104}Mo	5,143	4,155	8,853
Сумма		128,672	103,949	221,486

Представленные значения являются оценкой сверху, так как они получены умножением числа распадов на энергию одного распада.

В исследовательском ЖСР-С суммарное энерговыделение от БМ в трубопроводах достигает 59 мВт/см², что эквивалентно тепловой мощности в 129 Вт в трубопроводе Реактор-ГЦН, 104 Вт в трубопроводе ГЦН-ПТО и 221 Вт в трубопроводе ПТО-Реактор. 55 % его вносят БМ из 7-й и 8-й групп, которые распадаются менее чем за 10 минут. Еще 40 % вносятся БМ из 6-й группы, распадающиеся за 4,5 ч, а оставшиеся 5 % вносятся 5-й группой БМ, изотопы в которой распадаются за 20 дней. Вклад остальных групп БМ составляет доли процентов и не вносит теплового эффекта.

В полномасштабном ЖСР-С наибольшее тепловыделение (486 кВт) локализовано в трубках теплообменника (т.к. наибольшая площадь поверхности). Также значительное остаточное энерговыделение приходится на поверхности бокового и верхнего отражателей (174 и 51 кВт соответственно). Во всех трех случаях на 7-ю и 8-ю группу БМ совокупно приходится менее 30 % тепловыделения, на 6-ю — 64 %, на 5-ю — 7 %, а группы 2—4 аналогично исследовательскому ЖСР-С вносят пренебрежимо малые доли процентов (таблица 4.6).

Таблица 4.6 – Остаточное энерговыделение от БМ в элементах контура полномасштабного ЖСР-С при диаметре частиц 50 нм, кВт

№ группы	Изотопы	Трубки ПТО	Боковой отражатель	Верхний отражатель
2	^{130}Te	1,4E-17	5,0E-18	1,5E-18
3	^{126}Sn	6,1E-03	2,2E-03	6,4E-04
4	^{106}Ru	5,4E-02	1,9E-02	5,6E-03
5	^{132}Te	33,88	12,15	3,540
6	^{134}Te	308,7	110,7	32,26
7	^{131}Sb	117,3	42,03	12,25
8	^{104}Mo	25,99	9,19	2,695
Сумма		485,9	174,1	50,75

Вклад БМ в разогрев указанного оборудования контуров исследовательского и полномасштабного ЖСР-С в первые 6 часов после слива топливной соли в адиабатическом приближении приведен в таблице 4.7.

Таблица 4.7 – Разогрев металлоконструкций элементов контуров ЖСР в течение первых 6 часов после слива топливной соли в приближении идеальной теплоизоляции

Время	q , Вт	Q , кДж	ΔT , К	q , Вт	Q , кДж	ΔT , К	q , Вт	Q , кДж	ΔT , К
Исследовательский ЖСР-С									
-	Трубопровод Реактор-ГЦН ($m = 10,2$ кг)			Трубопровод ГЦН-ПТО ($m = 8,2$ кг)			Трубопровод ПТО-Реактор ($m = 17,7$ кг)		
0 с	128,7	0,00	0,00	103,9	0,00	0,00	221,5	0,00	0,00
6 мин	107,9	42,01	9,116	87,19	33,94	9,115	185,8	72,32	8,981
2,3 ч	12,85	351,0	76,17	10,38	283,6	76,17	22,12	604,3	75,05
4,2 ч	7,341	413,4	89,69	5,930	333,9	89,69	12,64	711,5	88,37
6 ч	6,530	458,1	99,41	5,275	370,1	99,40	11,24	788,6	97,94
Полномасштабный ЖСР-С									
-	q , кВт	Q , МДж	ΔT , К	q , кВт	Q , МДж	ΔT , К	q , кВт	Q , МДж	ΔT , К
	Трубки ПТО ($m = 3,25$ т)			Боковой отражатель ($m = 69,0$ т)			Верхний отражатель ($m = 16,9$ т)		
0 с	485,93	0,00	0,00	174,06	0,00	0,00	50,75	0,00	0,00
6 мин	411,67	158,8	107,5	147,58	56,93	1,816	43,01	16,59	2,161
2,3 ч	66,39	1514	1025	23,804	542,7	17,31	6,94	158,2	20,60
4,2 ч	37,57	1836	1243	13,472	658,4	21,00	3,93	191,9	24,99
6 ч	32,94	2064	1396	11,814	739,8	23,60	3,44	215,6	28,08

*Плотность сплава – 8 300 кг/м³; Теплоемкость сплава – 454 Дж/(кг*К); q – мощность остаточного энерговыделения; Q – выделенная теплота; ΔT – разогрев металлоконструкций; m – масса металлоконструкций

Из-за небольшой массы трубопроводы исследовательского ЖСР-С при малом дополнительном энерговыделении могут разогреться до максимальной допустимой температуры 1 073 К (800 °С). Так как разогрев протекает быстро, то возможно в реальных условиях теплосъём излучением сможет нивелировать энерговыделение БМ.

В полномасштабном ЖСР-С использовать лучистый теплообмен в качестве системы охлаждения не получится, т.к. интенсивно нагреваются трубки ПТО: для достижения температуры 1 073 К необходимо нагреть трубки всего на 50 К, а это происходит менее чем за 6 минут. С аналогичной проблемой столкнулись в ORNL при разработке проекта реактора MSBR, где предлагалось предусмотреть активную систему циркуляции продувочного газа через реакторный контур для охлаждения стенок при сливе т.с. [12].

Отложения БМ на стенках трубок ПТО полномасштабного ЖСР-С ввиду значительности их количества влияют на термическое сопротивление поверхности теплообмена и на эффективность теплопередачи. Причем в течение кампании это влияние будет изменяться, поскольку меняется толщина и удельное остаточное энерговыделение (q_{NM} , Вт/см³) слоя отложений.

При этом часть БМ участвует в цепочках распада с образованием газов и галогенов (например, $Te \rightarrow I \rightarrow Xe$). Вследствие этого слой отложений БМ будет неоднородным, в нем будет присутствовать пористость. При расчёте эффективности ПТО были рассмотрены несколько вариантов однородности слоя отложений БМ в диапазоне 0,5 – 1 с пропорциональным снижением теплопроводности слоя отложений.

Однородность ниже 0,5 не рассматривается, так как из-за большого количества пор:

(1) в поры будет проникать топливная соль, кардинально изменяя параметры теплообмена;

(2) неплотный слой отложений будет подвержен эрозии, а значит часть осевших БМ будет возвращаться в поток, изменяя:

– значение удельного остаточного энерговыделения в слое отложений;

- толщину слоя отложений;
- профиль распределения осаджений по контуру (возможно образование значительных неоднородностей на коротком участке течения топливной соли).

Результаты расчета изменения расчётной эффективности ПТО при различной однородности слоя отложений БМ представлено на рисунке 4.13, подход к решению задачи расчёта изменения эффективности представлен в Приложении А.3.

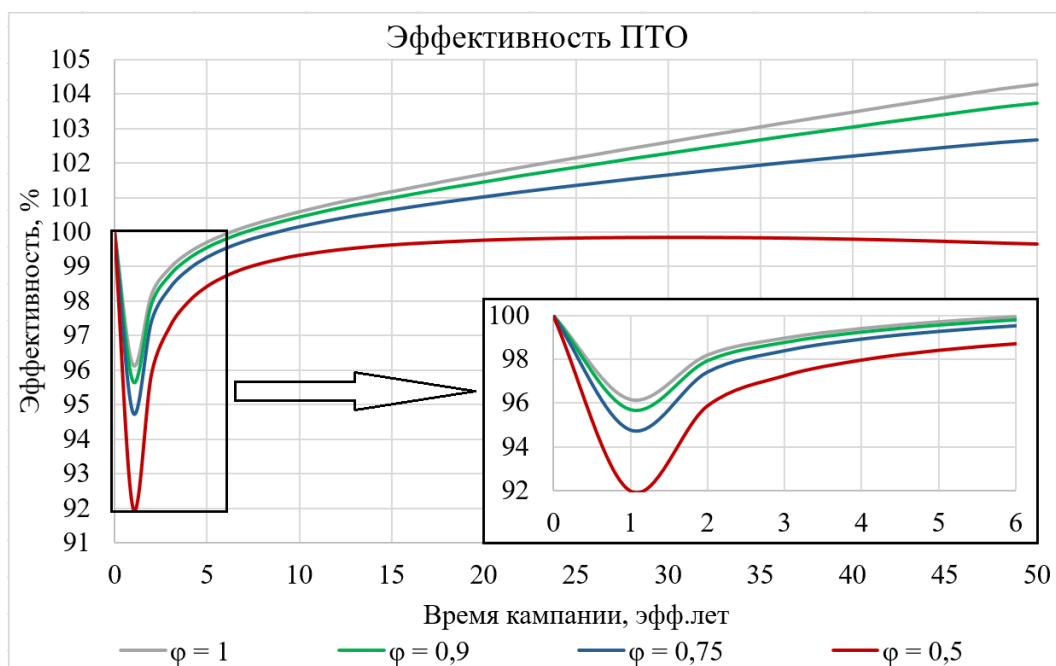


Рисунок 4.13 – Изменение расчётной эффективности ПТО полномасштабного ЖСР-С, вызванное осаждением БМ

В начале кампании (~ 1 год) при однородности слоя отложений БМ $\geq 0,75$ эффективность ПТО резко падает на несколько процентов, после восстанавливается к $\sim 6-8$ году кампании, а дальше эффективность ПТО растёт выше номинального значения. При однородности 0,5 кривая изменения эффективности ПТО на отрезке до 30 лет кампании имеет ту же форму, что и для больших значений, а после 30 лет, не достигнув номинального значения, начинает снижаться и к концу кампании достигает значения $\sim 99,65$ % от номинала.

Такая форма кривой обусловлена высокой теплопроводностью слоя отложений БМ (в 2–4 раза выше теплопроводности КМ и на 2–3 порядка выше теплопроводности т.с.) и стационарным значением остаточного

энерговыведения (485,9 кВт). В течение кампании растет толщина отложений с пропорциональным снижением удельного тепловыделения. В начале кампании (1 год) толщина слоя БМ мала (13 мкм), а удельное тепловыделение высокое (106 Вт/см³), и высокая температура слоя отложений «не позволяет» отдать тепло топливной соли. С ростом толщины слоя отложений остаточное энерговыведение «размывается» по большему объему отложений (2,32 Вт/см³ в конце кампании) передача тепла восстанавливается.

По полученным результатам видно, что в основном эффективность ПТО полномасштабного ЖСР-С не выходит за запас в 5 %, заложенный при проектировании теплообменного аппарата. Выход за указанную границу происходит при $\phi \leq 0,75$ и длится менее 2-х лет (менее 4 % длительности кампании), после чего возвращается в коридор допустимых значений.

Выводы к главе 4

В работе проведено сравнение осаждения БМ в реакторных контурах исследовательского ЖСР-С (10 МВт) и полномасштабного ЖСР-С с активной зоной циклонного типа (2 400 МВт). Объемные и поверхностные концентрации БМ в контуре ЖСР зависят от размера частиц, геометрии контура и режима течения (скорости и температуры потока) топливной соли.

Оценено остаточное энерговыведение в исследовательском и полномасштабном ЖСР-С, рассчитаны тепловые эффекты от него. В реакторе большой мощности выявлена проблема возможного перегрева стенок трубок ПТО в случае слива топливной соли из контура.

Осаждение БМ напрямую влияет на эксплуатационные характеристики КМ и безопасность работы РУ. Поэтому разработанное ПС NM-MSR для моделирования осаждения твердых нерастворимых ПД в ЖСР —необходимый инструмент при проектировании реакторов нового поколения с циркулирующим топливом.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Диссертация посвящена изучению особенностей (1) гидродинамики и теплообмена топливной соли – теплоносителя, (2) наработки и распространения трития и (3) переноса и осаждения благородных металлов в исследовательском и полномасштабном ЖСР сжигателях трансурановых элементов (Pu, Am, Np, Cm) из ОЯТ ВВЭР с активной зоной полостного типа, а также возможных способов улучшения их конструкции и контурной схемы, включая а.з. и реакторный контур.

Основные результаты и выводы работы:

1. Определены модели, подходящие для расчёта гидродинамики и теплообмена, и выполнены исследования:

– В исследовательском ЖСР-С тепловой мощностью 10 МВт проблема профилирования расхода топливной соли решается его выравниваем на входе в а.з. за счет распределения гидравлических сопротивлений (пористость входной группы отверстий – 0,4), при этом максимальная температура соли и отражателей составляет 784 °С;

– В полномасштабном ЖСР-С использование аналогичного профилирования невозможно из-за большого расхода топливной соли (12 240 кг/с) и значительного объема полости а.з. (32,5 м³), в рассмотренных вариантах с прямой подачей топливной соли в полость активной зоны максимальная температура топливной соли и отражателей составляет до 900 °С (превышает предел безопасной эксплуатации отражателей);

– Для полномасштабного ЖСР-С тепловой мощностью 2 400 МВт профилирование расхода топливной соли реализовано созданием в полости активной зоны циклона (осевого вихря), обеспечивающего равномерный подъем соли снизу-вверх без возвратных течений, что снижает максимальную температура соли до 891 °С, а отражателей – до 797 °С;

– Разработанная конструкция полномасштабного ЖСР-С с активной зоной циклонного типа, на которую получен патент на изобретение № 2787572, отвечает требованиям теплотехнической устойчивости.

2. Разработана и предварительно верифицирована расчётная модель распространения трития в ЖСР 3H-MSR, проведены исследования образования и миграции трития по РУ исследовательского и полномасштабного ЖСР-С:

- Средняя скорость образования трития в исследовательском ЖСР-С составляет ~ 25 Ки/сут, в полномасштабном – 4 595 Ки/сут;

- В исследовательском ЖСР-С проанализированы выходы трития, все рассмотренные меры сдерживания трития приводят увеличению отвода трития в систему газоочистки, отличаются только эффективности этих мер; подтвержден вывод ORNL, что наиболее эффективным способом улавливания трития в ЖСР является барботирование топливной соли и промежуточного теплоносителя продувочным инертным газом с последующим отведением трития вместе с газообразными ПД в систему газоочистки.

- Подобраны такие параметры гелиевой продувки в насосах реакторного и промежуточного контуров и вентиляции в боксах, при которых тритий не представляет значительной опасности при работе реакторной установки с полномасштабным ЖСР-С.

3. Разработана и предварительно верифицирована расчётная модель осаждения нерастворимых продуктов деления NM-MSR, проведены вариантные расчёты осаждения БМ в реакторных контурах исследовательского и полномасштабного ЖСР-С:

- Осаждение в реакторном контуре происходит неравномерно и в основном зависит от 3-х параметров: режима течения в контуре, коэффициента диффузии частиц БМ и относительной поверхности осаждения в контуре (отношения суммарной площади поверхностей осаждения к объёму соли);

- В конце кампании исследовательского ЖСР-С (10 лет) при отсутствии газовой продувки толщина отложений БМ на стенках трубок ПТО достигает в среднем 0,34 мкм, вследствие чего проходное сечение уменьшается на 0,017 %, помех теплопередаче не создается; максимальная толщина отложений в контуре накапливается в холодном трубопроводе – 1,2 мкм;

– Толщина отложений БМ в трубках ПТО полномасштабного ЖСР-С в конце кампании (50 лет) при отсутствии газовой продувки достигает 580 мкм, что эквивалентно скорости накопления 11,6 мкм/год; в этом случае проходное сечение уменьшается на $\sim 27\%$;

– Остаточное энерговыделение в исследовательском ЖСР-С не представляет значительной опасности в случае слива топливной соли из контура, в отличие от полномасштабного ЖСР-С, где в адиабатических условиях за несколько минут трубки ПТО разогреваются на $100\text{ }^{\circ}\text{C}$;

– Изменение эффективности теплопередачи в ПТО полномасштабного ЖСР-С, вызванное осаждением БМ, не выходит за заложенный запас в 5% ; выход за указанную границу происходит при однородности слоя отложений $\leq 0,75$ и длится менее 2-х лет (менее 4% длительности кампании), после чего возвращается в коридор допустимых значений.

Список работ, опубликованных по теме диссертации:Публикации в научных журналах, рекомендуемых ВАК РФ:

1. Гаца П.В., Игнатьев В.В., Фейнберг О.С. Теплогидравлические характеристики исследовательского жидкосолевого реактора с активной зоной полостного типа. – ВАНТ, сер. Физика ядерных реакторов, 2021, вып. 3, с. 43–52;
2. Гаца П.В., Шутова К.А., Закиров Р.Я., Игнатьев В.В., Фейнберг О.С. Моделирование поведения трития в жидкосолевом ядерном реакторе. – ВАНТ, сер. Физика ядерных реакторов, 2022, вып. 2, с. 118–130;
3. Гаца П.В., Игнатьев В.В., Фейнберг О.С. Теплогидравлический анализ ЖСР-сжигателя трансурановых элементов. – ВАНТ, сер. Физика ядерных реакторов, 2023, вып. 5, с. 54–64;
4. Гаца П.В., Игнатьев В.В., Куприянов К.С. Мультифизический анализ ЖСР-сжигателя трансурановых элементов. – ВАНТ, сер. Ядерно-реакторные константы, 2024, вып. 3, с. 128–137;
5. Гаца П.В., Лучина К.А., Игнатьев В.В., Фейнберг О.С. Поведение трития в реакторной установке с жидкосолевым ядерным реактором-сжигателем. – ВАНТ, сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 2;
6. Гаца П.В., Игнатьев В.В., Фейнберг О.С. Расчётное моделирование поведения благородных металлов в реакторном контуре ЖСР. – ВАНТ, сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3;

Результаты интеллектуальной деятельности:

7. Гаца П.В. Патент № 2787572 Российская Федерация. Жидкосолевой ядерный реактор с активной зоной полостного типа: № 2022116816 : заявл. 22.06.2022 : опубл. 11.01.2023 – 9 с.;
8. Гаца П.В., Лучина К.А. Свидетельство о гос. регистрации № 2024681466 Российская Федерация. «3H-MSR» для расчёта распределения трития в жидкосолевом реакторе»: № 2024669884 : заявл. 26.08.2024 : опубл. 11.09.2024.

Публикации в сборниках тезисов и докладов:

9. Гаца П.В., Игнатьев В.В. Моделирование поведения трития в жидкосолевом ядерном реакторе // Курчатовская междисциплинарная молодёжная научная школа: материалы конференции (Москва, 20–23 марта 2023 г.) – Москва: НИЦ «Курчатовский институт», 2023. – С. 349;

10. Гаца П.В., Игнатьев В.В. Теплогидравлический анализ ЖСР-сжигателя трансурановых элементов // Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика–2024): материалы конференции (Обнинск, 16–19 апреля 2024 г.) – Обнинск : АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», 2024. – С. 70;

11. Гаца П.В., Дудкин К.О., Игнатьев В.В. Расчёт осаждения благородных металлов на внутренних поверхностях реакторного контура // XX международная молодёжная научно-практическая конференция «БУДУЩЕЕ АТОМНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ – AtomFuture-2024»: материалы конференции (Обнинск, 05–06 декабря 2024 г.) – Обнинск : ИАТЭ НИЯУ МИФИ, 2024. – С. 19;

12. Гаца П.В., Игнатьев В.В. Расчётное моделирование процессов тепломассопереноса в жидкосолевом ядерном реакторе – сжигателе трансурановых элементов из ОЯТ реакторов ВВЭР // XIII научный Семинар «Моделирование технологий ядерного топливного цикла – 2025» : материалы конференции (Снежинск, 11 – 14 марта 2025 г.) – Снежинск : ВНИИТФ, 2025. – С. 12.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Двухкомпонентная ядерная энергетическая система с тепловыми и быстрыми реакторами в замкнутом ядерном топливном цикле / Алексеев П.Н., Алексеев С.В., Андрианова Е.А. и др. Под ред. Академика РАН Пономарёва-Степного Н.Н. М.: ТЕХНОСФЕРА, 2016 – 160 стр.;
2. Игнатьев В.В. Конаков С.А., Фейнберг О.С. и др. Жидкосолевой реактор как необходимый элемент замыкания ядерного топливного цикла по всем актинидам. Атомная энергия, 2018, т.122, вып.5, с.250-253;
3. Блинкин В.Л., Новиков В.М. Жидкосолевые ядерные реакторы. – М.: Атомиздат, 1978, 112 с.;
4. Горячих А.В., Зайко И.В., Клименко Д.С., Ларионов И.А., Семченков А.А., Огнерубов Д.А., Романова Н.В., Третьяков И.Т., Лопаткин А.В. Инженерно-физический облик реакторной установки с исследовательским жидкосолевым реактором. // VI Международная научно-техническая конференция «Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики» (МНТК НИКИЭТ – 2023): материалы конференции (Москва, 14–17 ноября 2023 г.) – Москва: АО «НИКИЭТ», 2023;
5. Status of Molten Salt Reactor Technology, Technical Reports Series No. 489, IAEA, Vienna (2023);
6. Generation IV Systems [Электронный ресурс] // The Generation IV International Forum: [сайт]. [2025]. URL: https://www.gen-4.org/gif/jcms/c_59461/generationiv-systems (дата обращения: 22.01.2025);
7. Robertson R. C., MSRE Design and Operations Report: Part I Description of Reactor Design, ORNL-TM-0728, Oak Ridge National Laboratory (1965);
8. Guymon R.H. MSRE Design and Operations Report. Part VIII. Operating procedures. ORNL-TM-0908. January, 1966;
9. Kerlin T.W., Ball S.J. Experimental dynamic analysis of the Molten-Salt Reactor Experiment. ORNL-TM-1647. November, 1966;
10. Blumberg R., Hise E.C. MSRE Design and Operations Report. Part X. Maintenance Equipment and Procedure. ORNL-TM-0910. June, 1968;

11. Dolan T.J. Molten-Salt Reactors and Thorium Energy. Woodhead Publishing, 2017;

12. Merle-Lucotte E. et al. Introduction to the Physics of Thorium Molten Salt Fast Reactor (MSFR) Concepts // Thorium Energy for the World, (2016) 223–231. doi:10.1007/978-3-319-26542-1_34;

13. Laureau A. et al. Unmoderated molten salt reactors design optimisation for power stability // Annals of Nuclear Energy. 177. (2022) 109265. Doi:10.1016/j.anucene.2022.109265;

14. Robertson R. C. Conceptual Design Study of a Single-Fluid Molten-Salt Breeder Reactor. ORNL-4541, Oak Ridge National Laboratory, 1971;

15. Rosenthal M.W. et al. The Development Status of Molten-Salt Breeder Reactors, ORNL-4812, August 1972;

16. McNeese L.E. et al. Program Plan for Development of Molten-Salt Breeder Reactors, ORNL-5018, December 1974;

17. Международный проект "Энергетическое обеспечение устойчивого развития человечества, кардинальное решение проблем нераспространения ядерного оружия и экологическое оздоровление планеты Земля": (Предложение комиссии Ученого совета РНЦ "Курчатовский институт" в поддержку инициативы Президента Российской Федерации) // Препринт ИАЭ-6213/3, М.: РНЦ «Курчатовский институт», 2001, 118 с.: ил.;

18. Закиров Р.Я., Игнатьев В.В. Топливный цикл ЖСР-сжигателя трансурановых элементов на основе расплава LiF—BeF_2 . ВАНТ, сер. Физика ядерных реакторов, 2022, вып.2, с. 38—47;

19. Игнатьев В.В., Фейнберг О.С. Смирнов В.П., Ванюкова Г.В., Лопаткин А.В., Анализ характеристик реакторного контура жидкосолевого ядерного реактора с активной зоной полостного типа. – Атомная энергия, т.126, вып. 3, Март, 2019, стр. 137–143;

20. Новиков В.М., Игнатьев В.В., Федулов В.И., Чередников В.Н. Жидкосолевые ЯЭУ: перспективы и проблемы. — М.: Энергоатомиздат, 1990. 102 с.

21. ANSYS Fluent v.19.2 User's Guide, ANSYS Inc., 2018;
22. Siemens Simcenter STAR-CCM+ 10.04.011 User's Guide, CD-Adapco, 2017;
23. Carasik, L.B.; Shaver, D. R.; Haefner, J.B. and Hassan, Y. A., Steady RANS Methodology for Calculating Pressure Drop in an In-line Molten Salt Compact Crossflow Heat Exchanger, *Progress in Nuclear Energy*, 2017, 101, p. 209-233;
24. Tiberge M., Lathouwers D., Kloosterman J.L. A multi-physics solver for liquid-fueled fast systems based on the discontinuous Galerkin FEM discretization. *Progress in Nuclear Energy*, 2020, 127: 103427, p. 1-15;
25. Yamaji B., Aszodi A., Kovacs M., Csom G. Thermal–hydraulic analyses and experimental modelling of MSFR. *Annals of Nuclear Energy*, 2014, 64, p. 457-471;
26. Luzzi L., Cammi A., Di Marcello V., Fiorina C. An approach for the modelling and the analysis of the MSR thermo-hydrodynamic behavior. *Chemical Engineering Science*, 2010, 65, p. 4873–4883;
27. Aufiero, M. Development of advanced simulation tools for circulating-fuel nuclear reactors. Doctoral Dissertation, Politecnico di Milano, Italy, 2014, 133 p. DOI: 10.13140/2.1.4455.1044.
28. Bao J. Development of the model for the Multiphysics analysis of Molten Salt Reactor Experiment using GeN-Foam code. Master Thesis, Paul Scherrer Institut, 2016, 60 p.
29. Roelofs F., Stempniewicz M.M. Molten salt modelling capabilities in SPECTRA and application to MSRE and Mk1-PB-FHR. *Nuclear Engineering and Design*, Volume 381, 2021, 111360
30. Куприянов К.С., Фейнберг О.С., Игнатьев В.В. Мультифизический анализ жидкосолевых реакторов, ВАНТ, сер. Физика ядерных реакторов, 2024, вып. 1, с. 91–103;
31. Leppanen J. *Serpent — A Continuous Energy Monte-Karlo Reactor Physics Burnup Calculation Code*, Helsinki, VTT Technical Research Centre of Finland, 2013;
32. Городков С.С., Гуревич М.И., Калугин М.А., и др. Статус MCU-5, ВАНТ, Сер. Физика ядерных реакторов, 2011, Вып. 4; с. 8–14;

33. Гомин Е.А., Давиденко В.Д., Зинченко А.С., Харченко И.К. Моделирование кинетики ядерного реактора методом Монте-Карло, ВАНТ, Сер. Физика ядерных реакторов, 2016, вып. 5, с. 4–16;
34. OpenCFD Ltd., OpenFOAM 2.1.1 User's Guide, UK (2012).
35. Karl Britsch and Mark Anderson. A Critical Review of Fluoride Salt Heat Transfer, Nuclear Technology, October 2019;
36. R. B. Briggs. Molten-Salt Reactor Program Progress Report for Period from August 1, 1960, to February 28, 1961. English. Tech. rep. ORNL-3122. Oak Ridge National Laboratory, Feb. 1961, p. 175.
37. J. W. Cooke and B. Cox. Forced-Convection Heat-Transfer Measurements with a Molten Fluoride Salt Mixture, Technical Report ORNL-TM-4079, p. 66, Oak Ridge National Laboratory (Mar. 1973).
38. M. D. Silverman, W R Huntley, and H E Robertson. Heat Transfer Measurements in a Forced Convection Loop with two Molten-Fluoride Salts: LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄ and eutectic NaBF₄-NaF. Tech. rep. ORNL-TM-5335. Oak Ridge, TN: Oak Ridge National Laboratory, 1976, p. 33.
39. Victor V. Ignatyev, V. M. Novikov, and Alexandr I. Surenkov. Heat Transfer in Closed Thermosyphons as applied to Molten Salt Reactor Designs. In: Kerntechnik 54.1 (1989), pp. 44-50.
40. Хаузен Х. Теплопередача при противотоке, прямотоке и перекрестном токе. — М.: Энергоиздат, 1981.
41. Bettis C.E., Pickel T.W., Crowley W.K., Siman-Tov M., Nelms H.A., Stoddart W.C. Computer Programs for MSBR Heat Exchangers. ORNL-2815. April 1971;
42. Esteban G.A., Perujo A., Sedano L.A., Legarda F., Mancinelli B., Douglas K. Diffusive transport parameters and surface rate constants of deuterium in Incoloy 800. — J. of Nuclear Materials, 2002, vol. 300, № 1, p. 1—6; [https://doi.org/10.1016/S0024115\(01\) 00715-2](https://doi.org/10.1016/S0024115(01) 00715-2).

43. Dolan T.J., Anderl R.A. Assessment of Database for Interaction of Tritium with ITER Plasma Facing Materials. EGG-FSP-11348, ITER/93/US/TE/SA-10, Idaho National Engineering Laboratory, September, 1994.

44. Causey R.A. The interaction of tritium with graphite and its impact on tokamak operations. — J. of Nuclear Materials, 1989, vol. 162/64, p. 151—161.

45. R.B. Briggs, "Calculation of the Tritium Distribution in the MSRE," Oak Ridge National Laboratory, ORNL Central Files Number 70-7-13, 1970;

46. Stempien J.D. Tritium transport, corrosion, and Fuel performance modeling in the Fluoride Salt-Cooled High-Temperature Reactor (FHR), PhD Thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2015;

47. Zeng Y., Wu S., Liu Wei, Wang G., Qian N., Wu X., Liu Wenguan, Huang Y., Qian Y. Development of the tritium transport analysis code for the thorium-based molten salt reactor. — Nuclear Technology, 2018, vol. 203:1, p. 48—57.

48. Dolan K., Zheng G., Sun K., Carpenter D., Hu L.-W. Tritium generation, release and retention from in-core fluoride salt irradiations. — Progress in Nuclear Energy, 2021, vol. 131, p. 103576.

49. Briggs R.B. Additional Calculations of the Distribution of Tritium in the MSRE. ORNL-CF-71-7-8, July, 1971.

50. Zhang D., Liu W., Liu W. Diffusion characterization of hydrogen isotopes in Hastelloy-N alloy for the application of fluoride-salt-cooled high-temperature reactors (FHRs). — Fusion Science and Technology, 2020, vol. 76, № 4, p. 543—552; DOI: 10.1080/15361055.2020.1725368.

51. Humrickhouse P.W., Merrill B.J. Vacuum permeator analysis for extraction of tritium from DCLL blankets. — Fusion Science and Technology, 2015, vol. 68, № 2, p. 295—302; DOI: 10.13182/FST14-941.

52. Malinauskas A.P., Richardson D.M. The solubilities of hydrogen, deuterium, and helium in molten Li_2BeF_4 . — Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals, 1974, vol. 13, p. 24345.

53. Field P.E., Shaffer J.H. The solubilities of hydrogen fluoride and deuterium fluoride in molten fluorides. — J. of Physical Chemistry, 1967, vol. 71, № 10, p. 3218—3222; DOI: 10.1021/j100869a013.

54. Strehlow R.A., Savage H.C. The permeation of hydrogen isotopes through structural metals at low pressures and through metals with oxide film barriers. — Nuclear Technology, 1974, vol. 22, № 1, p. 127—137; DOI: 10.13182/NT74-A16282.;

55. Атомные электростанции с реакторами на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем : учебное пособие. В 2 ч. Ч. 1 / Бельтюков А.И., Карпенко А.И., Полуяков С.А., Ташлыков О.Л., Титов Г.П., Тучков А.М., Щеклеин С.Е.; под общ. ред. Щеклеина С.Е., Ташлыкова О.Л. — Екатеринбург: УрФУ, 2013. — 548 с.;

56. Stopher M.A. The effects of neutron radiation on nickel-based alloys, Materials Science and Technology, 2016, DOI: 10.1080/02670836.2016.1187334;

57. Санитарные правила и нормативы СП 2.6.1.2612-10 «Основные санитарные правила обеспечения радиационной безопасности (ОСПОРБ-99/2010)» Утв. Постановлением Главного Санитарного Врача Российской Федерации №40 от 26 апреля 2010 г.;

58. Санитарные правила и нормативы СанПиН 2.6.1.2523-09 "Нормы радиационной безопасности НРБ-99/2009";

59. Kedl R.J. The Migration of a class of fission products (Noble Metals) in the Molten Salt Reactor Experiment. Contract No. W-7405-eng-26, Oak Ridge National Laboratory, ORNL-TM-3884, December, 1972;

60. Compere E.L., Kirslis S.S., Bohlmann E.G., Blankenship F.F., Grimes W.H. Fission Products Behavior in the Molten Salt Reactor Experiment. Contract No. W-7405-eng-26, Oak Ridge National Laboratory, ORNL-4865, October, 1975;

61. E.N. Peebles, Removal of Xe-135 from circulating fuel salt of the MSBR by mass transfer to helium bubbles, 1968, ORNL;

62. Walker S.A., Wei J. Species transport analysis of noble metal fission product transport, deposition, and extraction in the molten salt reactor experiment. Annals of Nuclear Energy 158 (2021) 108250;

63. Di Ronco A., Lorenzi S., Giacobbo F., Cammi A. Multiphysics analysis of RANS-based turbulent transport of solid fission products in the Molten Salt Fast Reactor. *Nuclear Engineering and Design* 391 (2022) 111739;
64. Frederix E.M.A. Estimates of noble metal particle growth in a molten salt reactor. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects* 655 (2022) 1301676;
65. Frederix E.M.A., Komen E.M.J. Simulation of noble metal particle growth and removal in the molten salt fast reactor. *Nuclear Engineering and Design*, 415 (2023) 1122690;
66. Зимон А.Д. Адгезия пыли и порошков – М.: «Химия», 1967 г., 372 с.;
67. Попов П.В. Диффузия.: Учебно-методическое пособие по курсу Общая физика – М.: МФТИ, 2016 – 94 с.
68. Walker S.A., Abou-Jaoude A., Taylor Z., Salko R.K., Wei J. Coupled-Thermal Hydraulic Analysis and Species Mass Transport in a Versatile Experimental Salt Irradiation Loop (VESIL) Using CTF. *J. Nucl. Eng.* 2021, 2, 309–317;
69. Abou-Jaoude A., Chandler J., Core G. et al. Conceptual Design of Temperature-Controlled Fueled-Salt Irradiation Experiment to Support Demonstration of Advanced Nuclear Reactors. *ASME 2021 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, November 2021.
70. Engel J.R., Steffy R.C. Xenon Behavior in the Molten Salt Reactor Experiment. ORNL-TM-3464, Oak Ridge National Laboratory, 1971.
71. Теория тепломассообмена: Учебник для вузов / С.И. Исаев, И.А. Кожин, В.И. Кофанов и др.; под ред. А.И. Леонтьева. – М.: Высш. Школа, 1979. – 495 с., ил.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

А.1. Уравнения теплогидравлического расчёта в ANSYS Fluent

Для теплогидравлического расчёта ПК *ANSYS Fluent* использует метод конечных элементов, с помощью которого решаются следующие уравнения [20]:

1. Уравнения Навье-Стокса в векторной форме:

$$\frac{\partial(\rho V)}{\partial \tau} + \nabla(\rho V \times V) = -\nabla P + \nabla((\mu + \mu_t)\nabla V) + \left(1 + \frac{\rho_{ref}}{\rho}\right) * g * \rho \quad (A.1)$$

2. Уравнение теплового баланса:

$$\frac{\partial h}{\partial \tau} + \nabla(V \cdot h) = \frac{1}{\rho} \left[\nabla \left(\frac{\lambda}{c_p} \nabla h \right) + q_v \right] \quad (A.2)$$

3. Уравнения турбулентного переноса выбранной модели турбулентности.

В описанных выше уравнениях (2.1) и (2.2) приняты следующие обозначения: V – вектор скорости в декартовой системе координат; τ – время; P – давление; h – энтальпия жидкости; ρ – плотность жидкости; ρ_{ref} – реперное значение плотности жидкости; μ – динамическая вязкость жидкости; μ_t – турбулентная вязкость жидкости; C_p – теплоемкость жидкости; λ – коэффициент теплопроводности жидкости; q_v – объемная плотность энерговыделения.

В выбранной модели турбулентности *Transition SST* в ПК *ANSYS Fluent* описываются 4 параметра турбулентности, для моделирования которых используются следующие уравнения:

1. Кинетическая энергия турбулентности k :

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla(\rho k V) = \nabla(\Gamma_k \times \nabla k) + G_k^* - Y_k^* + S_k \quad (A.3)$$

2. Удельная скорость диссипации турбулентных вихрей ω :

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \nabla(\rho \omega V) = \nabla(\Gamma_\omega \times \nabla \omega) + G_\omega - Y_\omega + S_\omega \quad (A.4)$$

3. Прерывистость турбулентности γ :

$$\frac{\partial(\rho \gamma)}{\partial t} + \nabla(\rho \gamma V) = P_{\gamma 1} - E_{\gamma 1} + P_{\gamma 2} - E_{\gamma 2} + \nabla \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\gamma} \right) \times \nabla \gamma \right) \quad (A.5)$$

4. Среднее переходное значение числа Рейнольдса, при котором возникает прерывистость $\widetilde{Re}_{\theta t}$:

$$\frac{\partial(\rho \widetilde{Re}_{\theta t})}{\partial t} + \nabla(\rho V \widetilde{Re}_{\theta t}) = P_{\theta t} + \nabla(\sigma_{\theta t}(\mu + \mu_t) \times \nabla \widetilde{Re}_{\theta t}) \quad (\text{A.6})$$

В описанных выше уравнениях турбулентной модели (A.3)–(A.6) приняты следующие обозначения:

Γ_i – диффузионный член уравнения: $\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}$; $\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega}$;

G_i – генерационный (источниковый) член уравнения:

$$G_k = -\rho \overline{u'_i u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i}; \quad G_\omega = \alpha \frac{\omega}{k} G_k; \quad G_k^* = \gamma_{eff} * G_k;$$

$$\alpha = \frac{\alpha_\infty}{\alpha_\infty^*} * \left(\frac{\alpha_0^* + Re_t/R_\omega}{1 + Re_t/R_\omega} \right) \left(\frac{1 + Re_t/R_k}{\alpha_0 + Re_t/R_k} \right); \quad Re_t = \frac{\rho k}{\mu \omega}; \quad \alpha_0^* = \frac{\beta_i}{3};$$

Y_i – диссипационный член уравнения:

$$Y_k = \rho \beta^* f_\beta^* k \omega; \quad Y_\omega = \rho \beta f_\beta \omega^2; \quad Y_k^* = \min(\max(\gamma_{eff}, 0.1), 1) Y_k;$$

$$\beta^* = \beta_i^* (1 + \zeta * F(M_t)); \quad f_\beta^* = \begin{cases} 1 & \chi_k \leq 0 \\ \frac{1+680\chi_k^2}{1+400\chi_k^2} & \chi_k > 0 \end{cases}$$

$$\beta_i^* = \beta_\infty^* \left(\frac{\frac{4}{15} + \left(\frac{Re_t}{R_\beta} \right)^4}{1 + \left(\frac{Re_t}{R_\beta} \right)^4} \right); \quad \beta = \beta_i \left(1 - \frac{\beta_i^*}{\beta_i} \zeta * F(M_t) \right); \quad f_\beta = \frac{1+70\chi_\omega}{1+80\chi_\omega};$$

$$\chi_\omega = \left| \frac{\Omega_{ij} \Omega_{jk} S_{ki}}{(\beta_i^* \omega)^3} \right|; \quad \Omega_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right); \quad S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right);$$

$$F(M_t) = \begin{cases} 0 & M_t \leq 0 \\ M_t^2 - M_{t0}^2 & M_t > 0 \end{cases}; \quad M_t^2 = \frac{2k}{\gamma RT}; \quad \chi_k = \frac{1}{\omega^3} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j};$$

$$\gamma_{eff} = \max \left\{ \gamma, \min \left[C_{s1} * \max \left\{ \left(\frac{Re_V}{3.235 Re_{\theta c}} \right) - 1, 0 \right\} * e^{-\left(\frac{Re_t}{20} \right)^4}, 2 \right] * F_{\theta t} \right\};$$

S_i – источник, задаваемый пользователем; P_i, E_i – источники перехода:

$$P_{\gamma 1} = C_{a1} F_{length} \rho S (\gamma F_{onset})^{C_{\gamma 3}}; \quad E_{\gamma 1} = C_{e1} P_{\gamma 1} \gamma; \quad P_{\gamma 2} = C_{a2} \rho \Omega \gamma F_{turb};$$

$$E_{\gamma 2} = C_{e2} P_{\gamma 2} \gamma; \quad P_{\theta t} = C_{\theta t} \frac{(\rho V)^2}{500 \mu} (Re_{\theta t} - \widetilde{Re}_{\theta t}) (1 - F_{\theta t});$$

$$Re_V = \frac{\rho y^2 S}{\mu}; \quad F_{onset1} = \frac{Re_V}{2193 Re_{\theta c}}; \quad F_{onset2} = \min(\max(F_{onset1}, F_{onset1}^4), 2);$$

$$F_{onset3} = \max \left(1 - \left(\frac{Re_t}{25} \right)^3, 0 \right); \quad F_{onset} = \max(F_{onset2} - F_{onset3}, 0);$$

$F_{turb} = e^{-\left(\frac{Re_t}{4}\right)^4}$; y – удаленность от стенки; Ω – величина завихренности;

$$F_{\theta t} = \min \left(\max \left(F_{wake} e^{\left(-\frac{y}{\delta}\right)^4}, 1 - \left(\frac{y - \frac{1}{50}}{1 - \frac{1}{50}}\right)^2 \right), 1 \right); \theta_{BL} = \frac{\widetilde{Re}_{\theta t} \mu}{\rho V};$$

$$\delta_{BL} = \frac{15}{2} \theta_{BL}; \delta = \frac{50 \Omega y}{U} \delta_{BL}; Re_{\omega} = \frac{\rho \omega y^2}{\mu}; F_{wake} = e^{-\left(\frac{Re_{\omega}}{10^5}\right)^2}.$$

В модели используются три корреляции. $Re_{\theta t} = f\left(\frac{100}{U} \sqrt{\frac{2}{3}} k, \lambda\right)$ – начало перехода, получаемое из экспериментов. $F_{length} = f(\widetilde{Re}_{\theta t})$ – длина переходной зоны. $Re_{\theta c} = f(\widetilde{Re}_{\theta t})$ – точка, в которой активируются предыдущие две корреляции. Все константы, использованные в описанных уравнениях собраны в таблице А.1.

Таблица А.1 – Константы, используемые в ПК ANSYS Fluent при расчёте с моделью турбулентности *Transition SST* [20]

σ_k	σ_{ω}	σ_{γ}	$\sigma_{\theta t}$	α_{∞}	α_{∞}^*	α_0	ζ	R_k	R_{ω}	β_i
2,00	2,00	1,00	0,03	0,52	1,00	1/9	1,50	6,00	2,95	0,072
β_{∞}^*	R_{β}	M_{t0}	C_{s1}	C_{a1}	$C_{\gamma 3}$	C_{e1}	C_{a2}	C_{e2}	$C_{\theta t}$	-
0,09	8,00	0,25	2,00	2,00	0,50	1,00	0,06	50,0	0,03	-

Теплообмен в отражателях рассчитан в приближенной постановке, приводящей к консервативной оценке максимальной температуры. В отражателе задавалось равномерное тепловыделение по радиусу, по высоте учитывался коэффициент неравномерности.

Сток тепла из элемента отражателя в топливную соль вводился в уравнение теплопроводности как $-k_r(t_r - t_f)$, где k_r – объемный коэффициент теплопередачи от элемента отражателя к топливной соли, t_f – температура топливной соли, t_r – температура отражателя. Если ориентироваться на расчёт максимальной температуры в каждом элементе, выражение для объемного коэффициента теплопередачи k_r можно записать в виде:

$$\frac{1}{k_r} = \frac{1}{\alpha_r} + \frac{l_e^2}{8\lambda_r}, \quad (A.7)$$

где α_r – объемный коэффициент теплоотдачи в зазорах между элементами;
 l_e – длина ребра элемента отражателя, λ_r – коэффициент теплопроводности отражателя.

А.2. Организация циркуляции топливной соли в реакторном контуре полномасштабного ЖСР-С

А.2.1. Описание вариантов

Основные варианты организации циркуляции топливной соли в корпусе реактора приведены в таблице А.2 и на рисунке А.1.

Таблица А.2 – Варианты организации циркуляции топливной соли

Вариант	Направление движения топливной соли в а.з.	Число петель циркуляции	Подача топливной соли в корпус реактора	Количество каналов охлаждения отражателя	Направление движения топливной соли в отражателе	Способ охлаждения блоков защиты	Вход топливной соли в полость а.з.	
							Центр	Периферия
1	↑	4	Снизу	12	↑	Зазоры	-	+
2	↑	4	Снизу	64	↑	Каналы	+	+
3	↑	4	Сверху	64	↓	Каналы	+	+
4	↑	8	Сверху	64	↓	Каналы	+	+
5	↑	8	Сверху	64	↓	Каналы	+	+

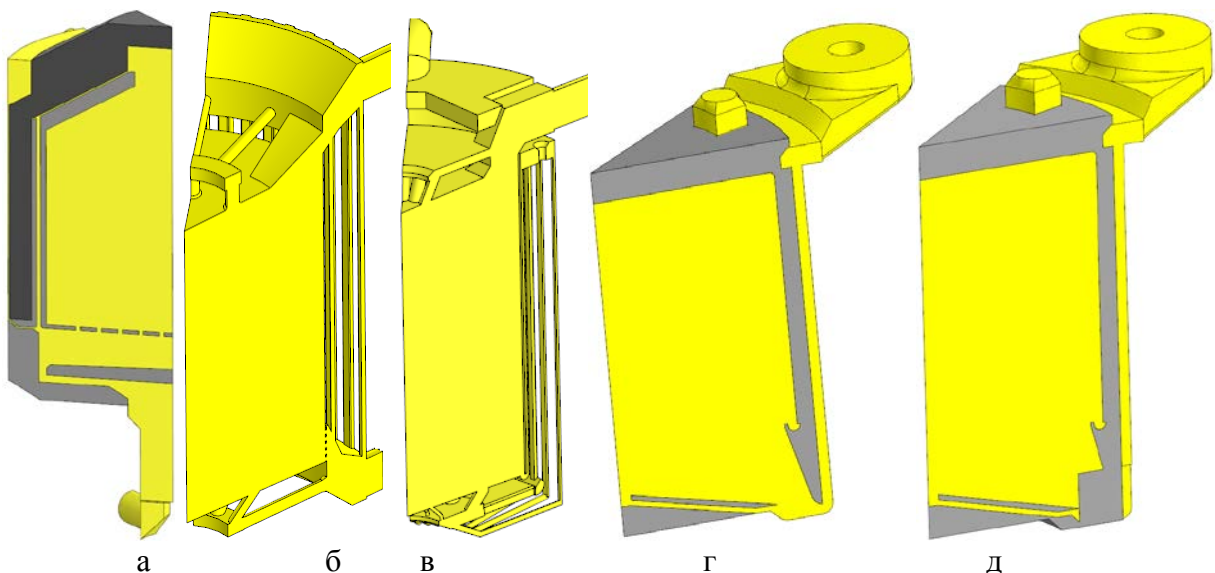


Рисунок А.1 – Схемы организации циркуляции топливной соли в корпусе реактора:
а – Вариант 1, б – Вариант 2, в – Вариант 3, г – Вариант 4, д – Вариант 5
желтый – топливная соль; серый – отражатели; черный – блоки защиты

На рисунке А.1а представлен Вариант 1, где используется петлевая компоновка топливного контура. Подача топливной соли в корпус реактора производится снизу через центральный патрубок. Далее т.с. поднимается до нижней плиты отражателя, огибает ее и попадает в напорный коллектор, являющийся нижней частью активной зоны.

Из напорного коллектора топливная соль выходит тремя путями: через перфорированную плиту в основную полость активной зоны, в 12 каналов охлаждения отражателя диаметром 50 мм и в зазор между защитными блоками и корпусом реактора шириной 15 мм. Из основной полости активной зоны через отверстие диаметром 1 м в верхней части а.з. т.с. попадает в разводящий коллектор. Туда же попадает остальная т.с. Из разводящего коллектора т.с. покидает реактор через 4 отводных патрубка.

В Варианте 2 (рис. А.1б) топливная соль попадает в корпус реактора через подводящий патрубок в нижней части корпуса, сразу же оказываясь в напорном коллекторе. Из напорного коллектора топливная соль далее проходит в каналы охлаждения нижнего отражателя (8 шт. Ø100 мм), в каналы охлаждения бокового отражателя (64 шт. 30x60 мм), каналы охлаждения блоков защиты и корпуса (32 шт. 75x150 мм) и полость активной зоны. Последняя отделена от напорного коллектора перфорированной кольцевой обечайкой толщиной 50 мм, высотой 0,5 м и коэффициентом пористости 0,5. Выход т.с. из каналов охлаждения нижнего отражателя осуществляется в центральной части а.з.

Из а.з. т.с. выходит либо непосредственно в раздаточный коллектор, расположенный в верхней части по периферии, либо опосредованно через каналы охлаждения верхнего отражателя (8 шт. Ø100 мм). Туда же выходит т.с. из каналов охлаждения бокового отражателя и блоков защиты. Далее соль выходит из корпуса через отводные патрубки.

В Варианте 3 (рис. А.1в) т.с. через подводящие патрубки подается во входной коллектор на верхней части корпуса реактора. Отсюда она распределяется по трем рядам каналов: ближний ряд каналов охлаждения отражателя (64 шт. 30x60 мм, на глубине 30 мм под внутренней поверхностью

бокового отражателя), дальний ряд каналов охлаждения отражателя (32 шт. 60x120 мм, на внешней поверхности бокового отражателя) и каналов охлаждения блоков защиты (64 шт. 30x90 мм, на внешней поверхности блоков защиты). Из первого ряда каналов т.с. поступает непосредственно в полость а.з., развернутая в нижнем углу на 180°. Из остальных двух рядов топливная соль сперва попадает в напорный коллектор, размещенный под нижним отражателем, а оттуда по двум рядам из 16 каналов (Ø50 и Ø200 мм) – в полость а.з.

Выход топливной соли из полости активной зоны в раздаточный коллектор производится через 4 выходных окна, 500x500 мм, а также через 2 ряда каналов, Ø100 мм (16 шт. в центре и 20 шт. по периферии). Далее соль выходит из корпуса через отводные патрубки.

Трехмерные модели организации течения топливной соли в корпусе реактора для Вариантов 4 и 5 представлены на рисунке А.1г,д. Как видно из таблицы А.2, Варианты 4 и 5 имеют 8 петель циркуляции. Они реализованы в блочной компоновке, включающей опускной участок, состоящий из двух рядов каналов: одного ряда, состоящего из 64 каналов охлаждения отражателя, и одного ряда по 32 канала охлаждения блоков защиты. Каналы охлаждения отражателя заканчиваются на высоте 0,8 м от низа активной зоны, после чего поток разворачивается на 180° для омывания внутренней поверхности отражателя. Из каналов охлаждения блоков защиты топливная соль попадает в напорный коллектор, расположенный в нижней части активной зоны. Различие Вариантов 4 и 5 заключается в наличии направляющих ребер, которыми разделен напорный коллектор во втором случае. Из напорной камеры топливная соль попадает в основном в полость активной зоны, небольшая часть топливной соли попадает в 16 каналов охлаждения нижнего торцевого отражателя, откуда выходит через центральное отверстие. Выход из полости активной зоны осуществляется через 8 отводящих патрубков, расположенные на периферии активной зоны.

Блоки защиты в этих вариантах присутствуют, но не моделируются. Поскольку здесь не предусмотрены дополнительные каналы охлаждения блоков

защиты, их температура будет зависеть от температуры на внешней поверхности отражателя.

А.2.2. Описание результатов расчёта

Основные теплогидравлические характеристики рассмотренных вариантов представлены в таблице А.3.

Таблица А.3 – Основные теплогидравлические характеристики рассмотренных вариантов

Вариант	1	2	3	4	5
Температура топливной соли, К:					
- средняя	1 027	1 015	1 020	1 110	1 090
- максимальная	1 165	1 085	1 067	1 173	1 160
Температура отражателя, К:					
- средняя	951	1 020	1 025	980	980
- максимальная	1 041	1 152	1 053	1 173	1 157
Скорость топливной соли, К:					
- средняя	2	3	4	5	5
- максимальная	17	12	15	13	13
Наличие возвратных течений	+	+	+	+	+
Наличие застойных зон	+	-	-	-	-

Результаты трехмерного поверочного теплогидравлического расчёта исходной геометрии полномасштабного ЖСР-С (Вариант 1) представлены на рисунках А.2–А.4.

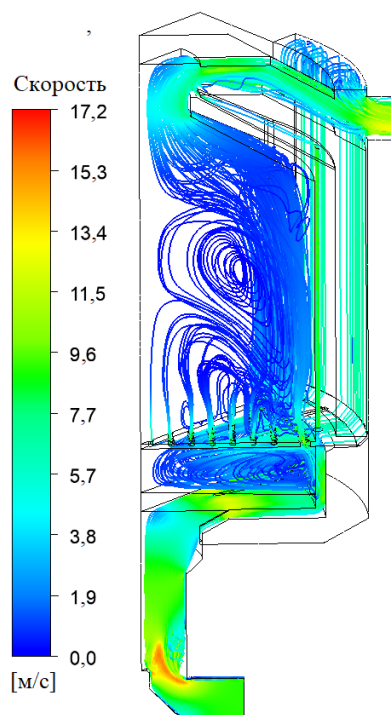


Рисунок А.2 – Распределение скорости топливной соли в корпусе реактора

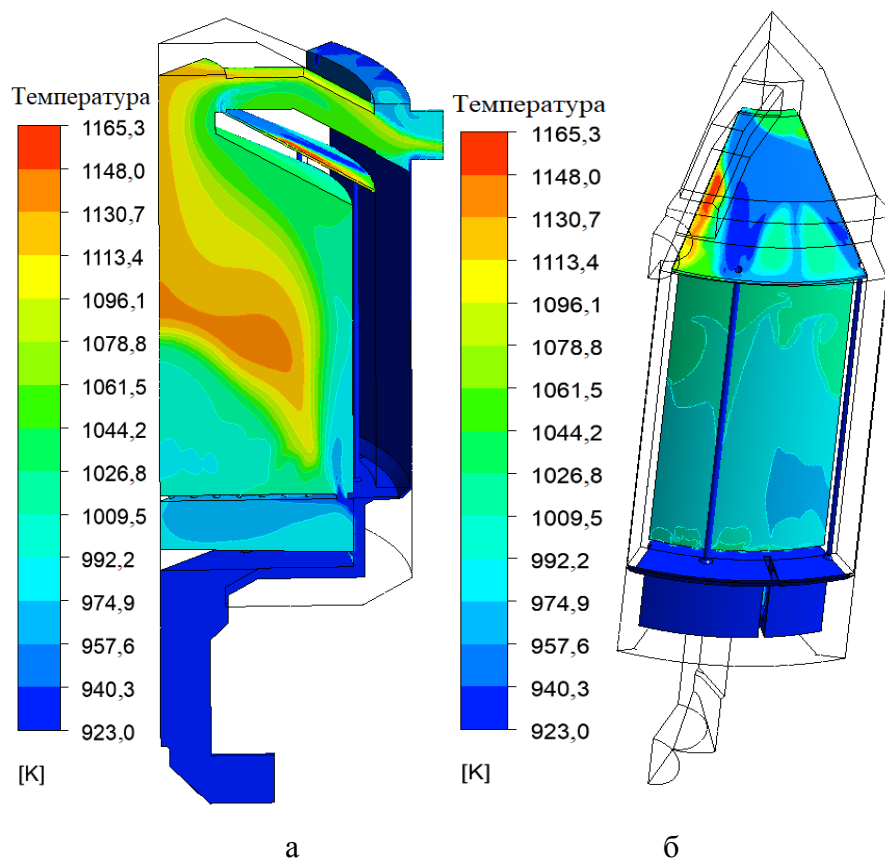


Рисунок А.3 – Распределение температуры по объему топливной соли в корпусе реактора (а) и на границе с отражателем (б)

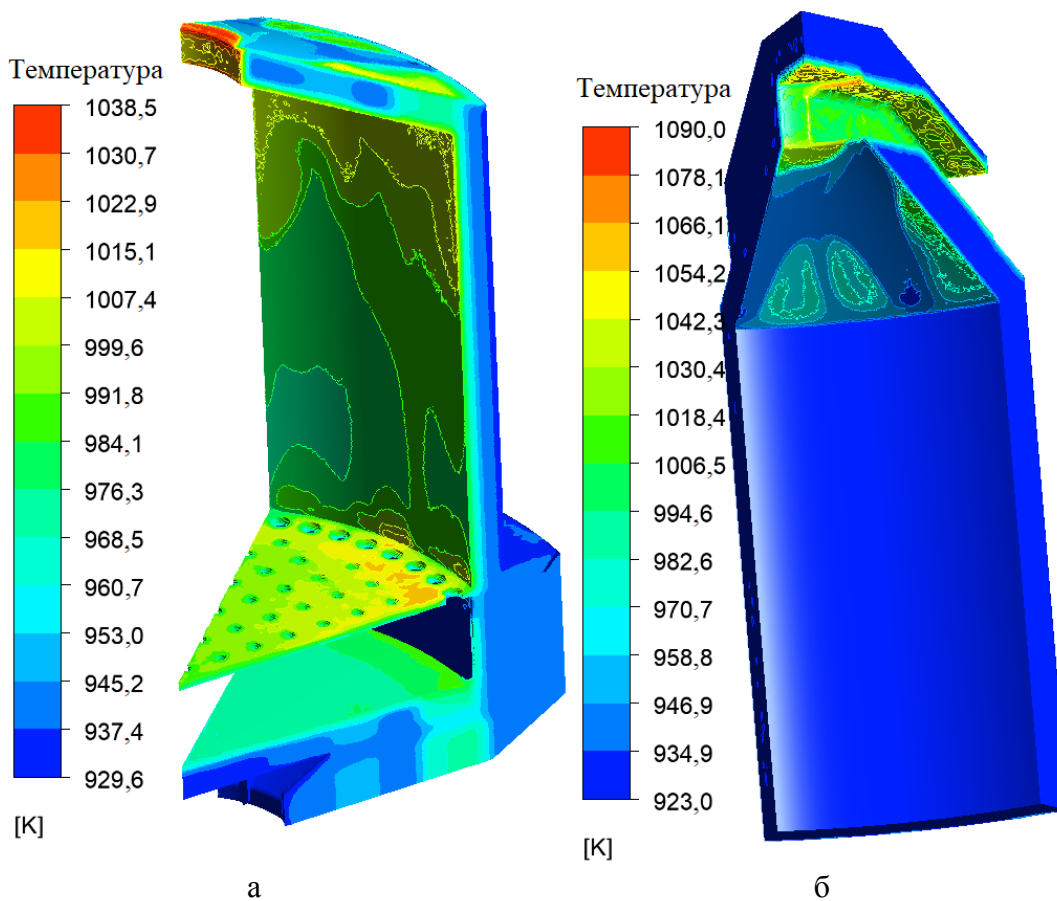


Рисунок А.4 – Распределение температуры в отражателе (а) и блоках защиты (б)

Максимальная температура топливной соли составляет 1 165,3 К, что на 7,7 К ниже максимального допустимого значения. Эта температура достигается в застойной зоне, локализованной в зазоре между отражателем и блоком защиты. Теоретически, при увеличении застойной зоны топливная соль в этом зазоре может превысить максимальную допустимую температуру и/или повредить металлоконструкции, перегрев их.

Температура отражателя в рассматриваемой геометрии не превышает максимально допустимую (1 073 К), запас составляет 34,5 К. В то же время на поверхности верхнего блока защиты присутствует локальный перегрев металла до 1 090 К в месте контакта с горячей солью, что на 17 К выше допустимого.

Размещение отводного патрубка ниже уровня соли в корпусе реактора приводит к образованию вихря в сечении выхода. Этот вихрь занимает ~8 % площади выходного сечения и влияет на скорость выхода топливной соли в контур, а также создает дополнительное гидравлическое сопротивление.

На основании вышесказанного делается вывод, что описанная конфигурация полномасштабного ЖСР-С не удовлетворяет требованиям, прописанным в разделе 2.1 и требуется ее дальнейшая оптимизация.

Результаты расчёта Вариантов 2 и 3 представлены на рисунках А.5–А.8.

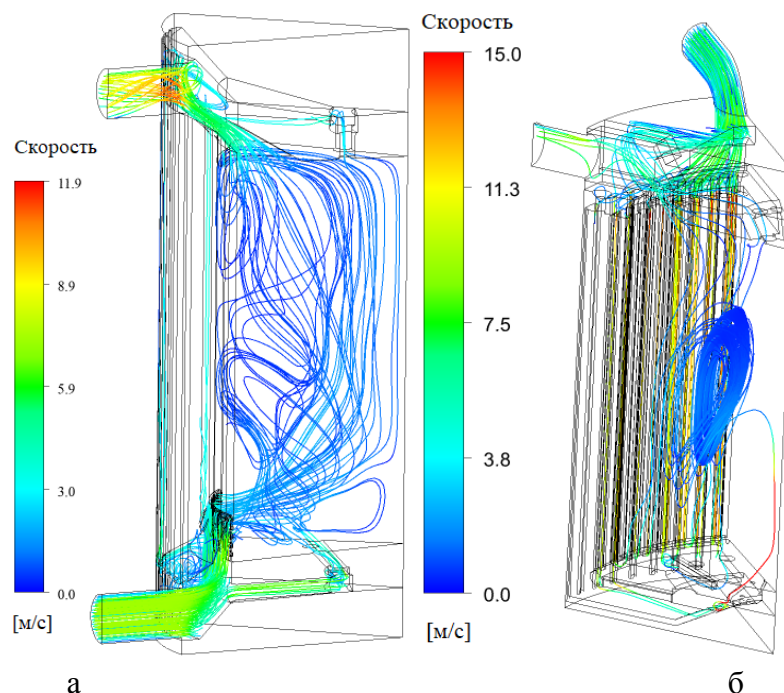


Рисунок А.5 – Распределение скорости топливной соли в корпусе реактора:
а – Вариант 2, б – Вариант 3

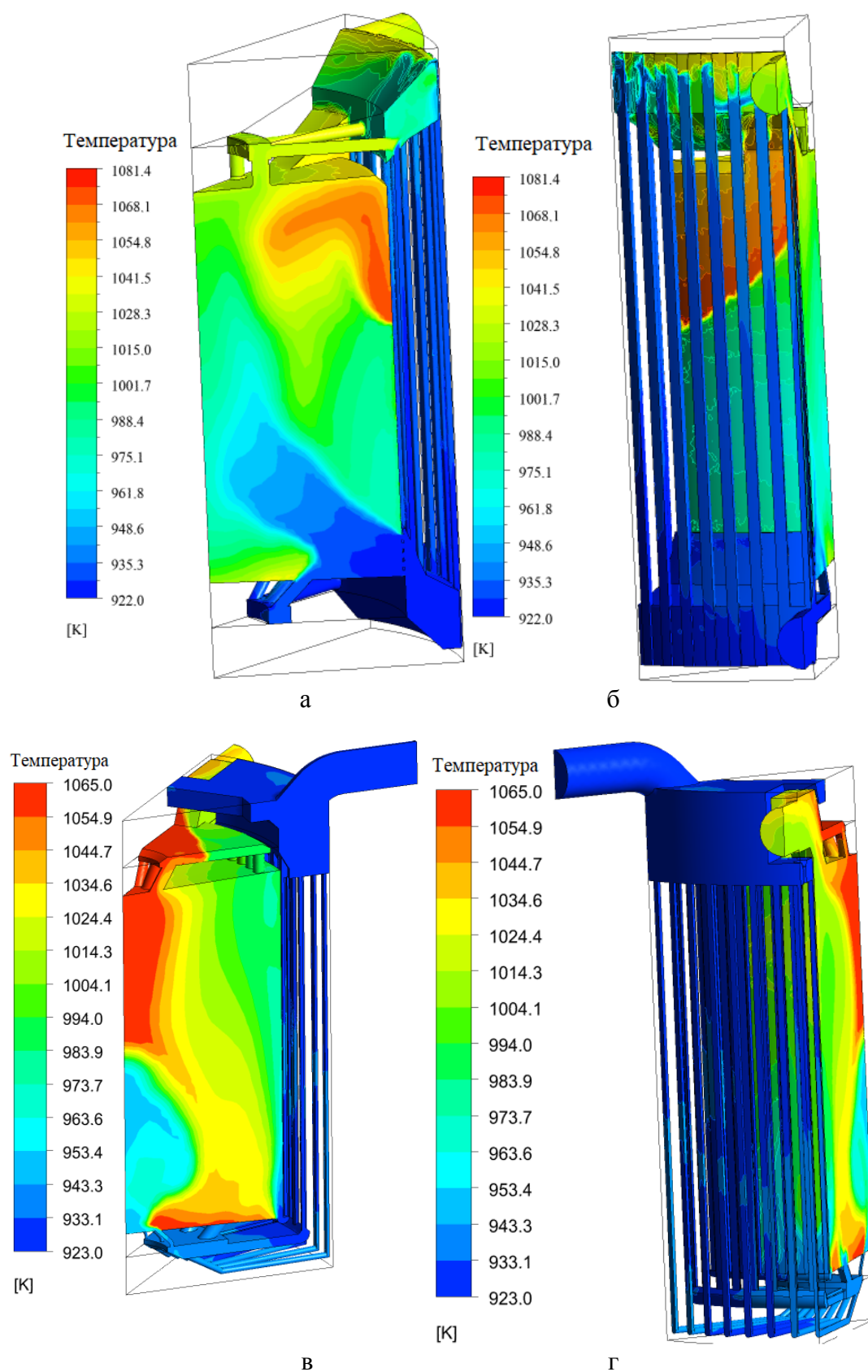


Рисунок А.6 – Распределение температуры в топливной соли:
а,б – Вариант 2, в,г – Вариант 3

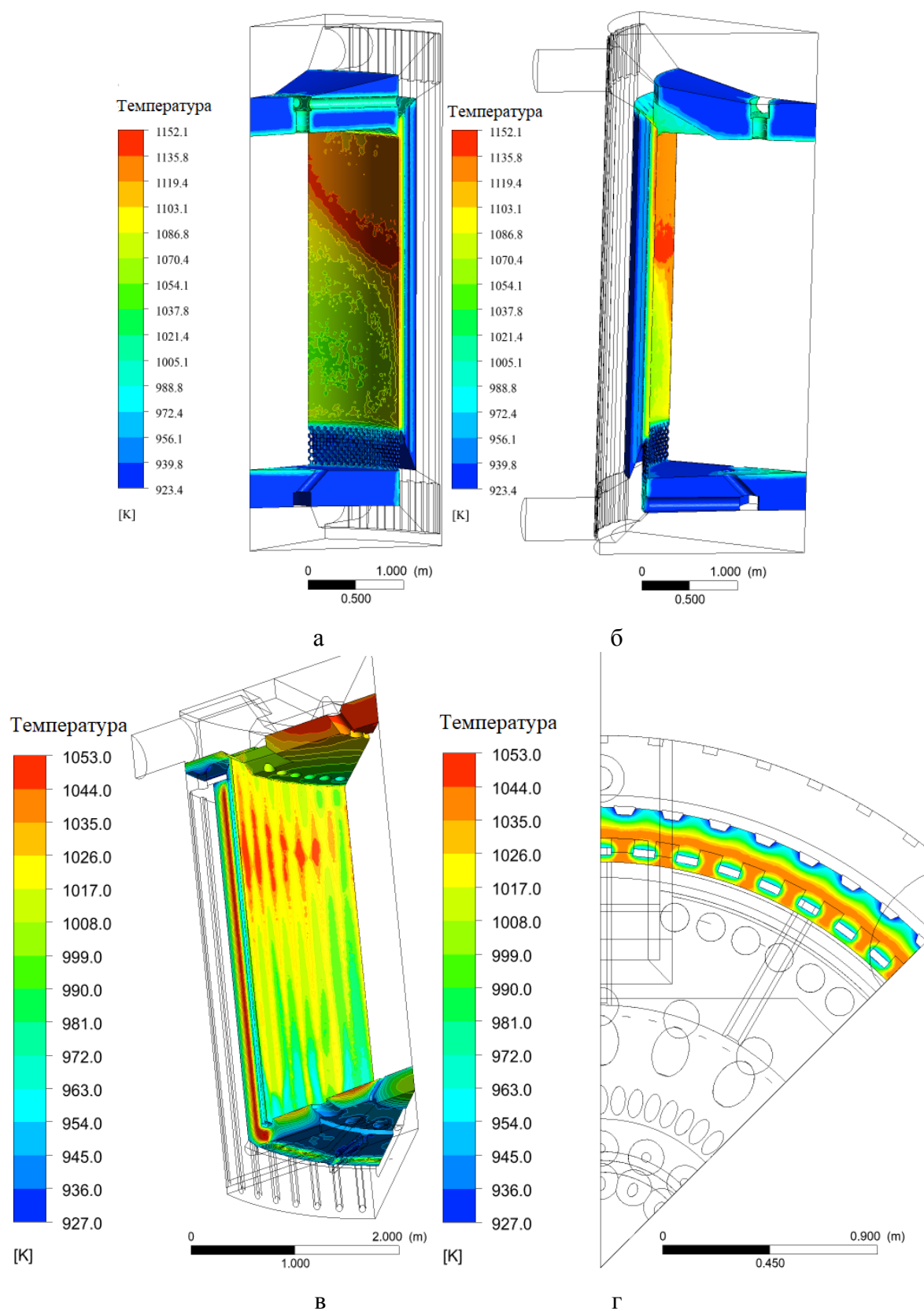


Рисунок А.7 – Распределение температуры в отражателях:
а,б – Вариант 2, в,г – Вариант 3

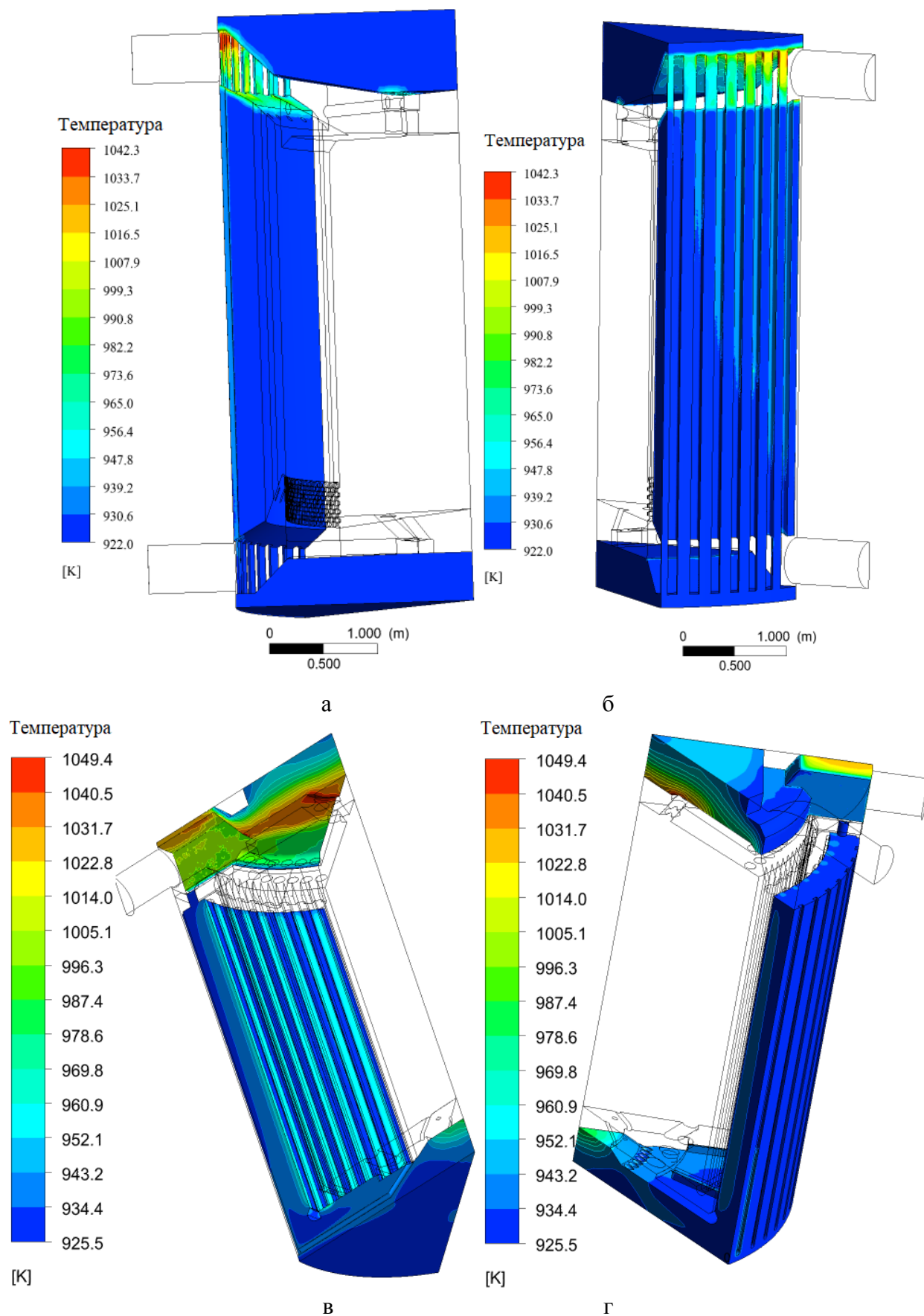


Рисунок А.8 – Распределение температуры в блоках защиты:
а,б – Вариант 2, в,г – Вариант 3

Из анализа линий тока следует, что в Варианте 2 центральные отверстия недостаточно хорошо выполняют свою функцию. Здесь в активной зоне появляются два крупных вихря, один в нижней части активной зоны в центре, а второй в верхней части а.з. у стенок отражателя. Первый вихрь незначительно влияет на распределение температуры в нем, а значит практически не образует в своем центре застойной зоны. Чего нельзя сказать о втором вихре. Этот вихрь организуется таким образом, что мешает топливной соли попадать из угла в выходные отверстия, способствует ее многократной рециркуляции в этом углу а.з. и, как следствие, ее перегреву. Этот перегрев также распространяется и на поверхность отражателя.

В Варианте 3 также обнаружена зона рециркуляции топливной соли в объеме активной зоны, но в отличие от предыдущего варианта, этот вихрь не касается стенок, поскольку имеет намного меньший размер. Более того, этот вихрь также оказывает влияние на отвод топливной соли из объема активной зоны за счет конвективного переноса более горячих слоев жидкости к центральным отводящим отверстиям. За счет этого более холодная соль поднимается по периферии активной зоны, охлаждая внутреннюю поверхность бокового отражателя. Как следствие – боковой отражатель во втором случае имеет более равномерное поле температуры по толщине, чем в первом случае.

В Варианте 3 по сравнению с вариантом 2 максимальные температуры топливной соли ниже на ~ 16 К, отражателя – на ~ 100 К. Максимальная температура защиты корпуса в Варианте 3 будет выше только на 7 К, чем в варианте 2.

Результаты расчёта Вариантов 4 и 5 представлены на рисунках А.9–А.11.

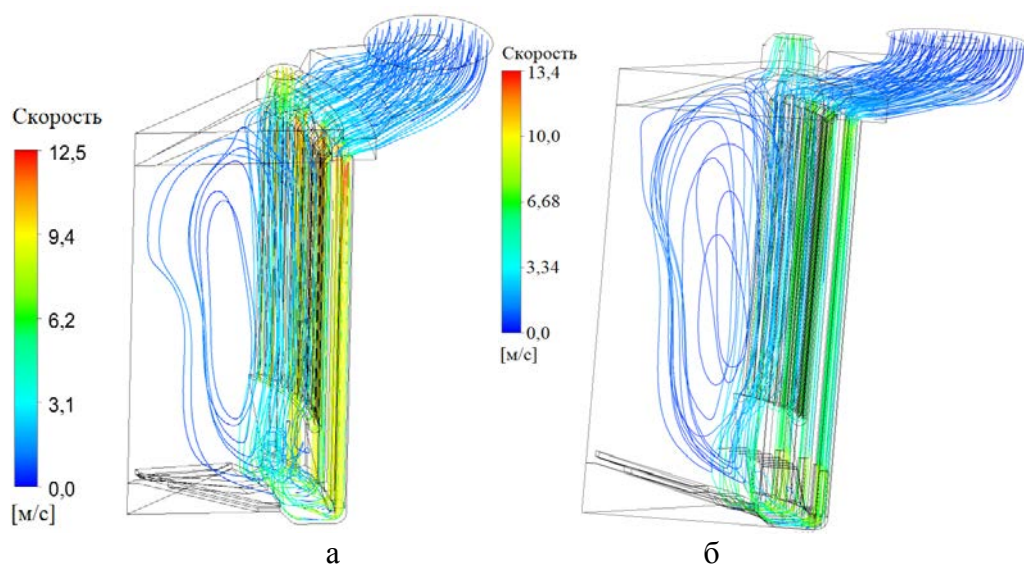


Рисунок А.9 – Распределение скорости топливной соли в корпусе реактора:
а – Вариант 4, б – Вариант 5

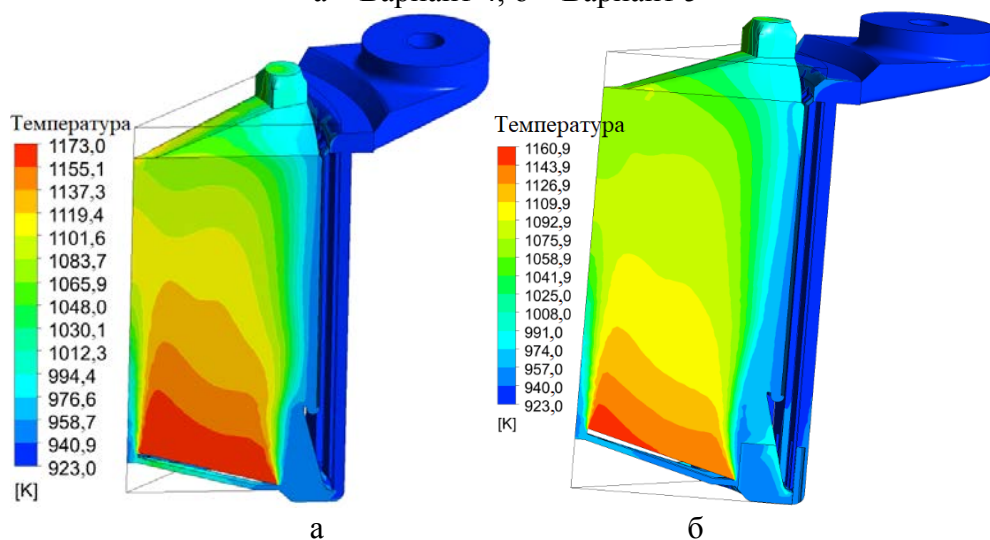


Рисунок А.10 – Распределение температуры в топливной соли:
а – Вариант 4, б – Вариант 5

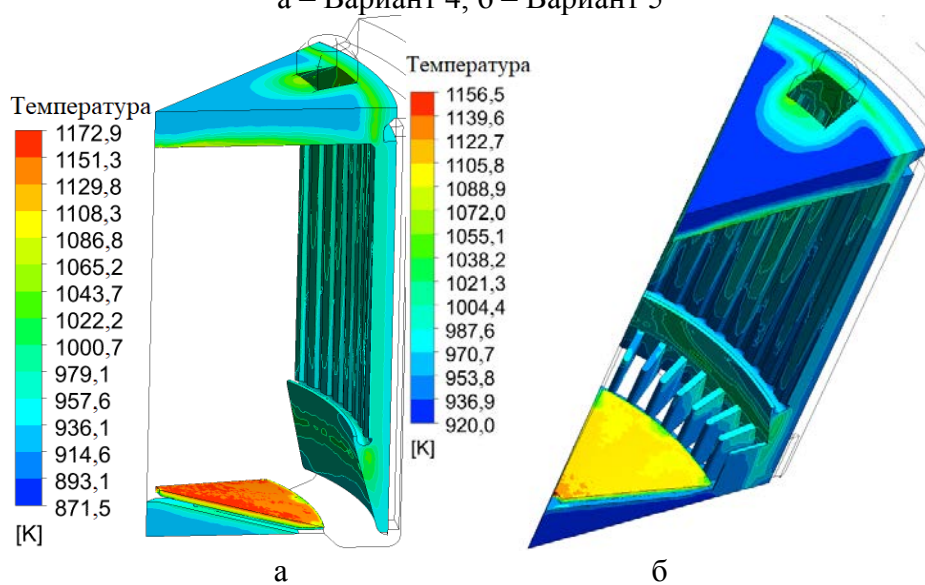


Рисунок А.11 – Распределение температуры в отражателях:
а – Вариант 4, б – Вариант 5

В обоих вариантах в полости активной зоны образуется торообразный вихрь, занимающий весь объем активной зоны, аналогично Варианту 1. Максимальная температура топливной соли в Варианте 4 составляет 1 173 К, что соответствует максимальному допустимому значению. В Варианте 5 максимальная температура соли всего на 13 К ниже.

Перегрев соли возникает из-за недостаточного охлаждения нижнего торцевого отражателя. Его поверхность также оказывается перегретой до температур 1 173 К в Варианте 4 и до 1 161 К в Варианте 5. Это значительно превышает максимально допустимое значение в 1 073 К.

В то же время температура бокового отражателя, в отличие от предыдущих вариантов, значительно ниже допустимой температуры: $\sim 1\,000$ К в обоих случаях.

Как видно из таблицы А.3, из рассмотренных вариантов наилучшие значения температуры показывают Варианты 1 и 3, однако ни один из рассмотренных вариантов в полной мере не удовлетворяет поставленным выше требованиям, особенно в части наличия возвратных течений топливной соли в а.з.

Каждый из рассмотренных Вариантов 1–5 имеет как свои недостатки (1), так и преимущества (2):

1.1. В Варианте 2 температура внутренней поверхности отражателя значительно превышает максимальное допустимое значение 1 073 К;

1.2. В Вариантах 1, 4 и 5 максимальная температура топливной соли находится очень близко к максимально допустимому значению;

1.3. В Варианте 1 присутствуют застойные зоны топливной соли;

1.4. Во всех вариантах в полости активной зоны возникают крупные вихри разной степени устойчивости.

2.1. В Вариантах 3–5 наличие опускного участка, через который проходит полный поток холодной топливной соли, значительно снижает температуру отражателя;

2.2. В Вариантах 4 и 5 деление на 8 петель циркуляции обеспечивает более равномерную подачу топливной соли в полость активной зоны;

2.3. В Вариантах 4 и 5 наличие потока холодной топливной соли, выделенного для охлаждения внутренней поверхности бокового отражателя, значительно снижает температуру этой поверхности, что важно, ввиду того, что это самая энергонапряженная часть отражателя;

2.4. При сравнении вариантов 4 и 5 необходимо отметить, что ребра в активной зоне разбивают крупный вихрь в напорном коллекторе, выравнивая подачу топливной соли и стабилизируя потоки топливной соли в активной зоне.

Основываясь на вышесказанном можно сделать выводы:

- Для поддержания температур отражателя менее 800 °С необходимо использовать опускной участок тракта топливной соли;
- В полости активной зоны требуется организовать усиленный поток охлаждения внутренних поверхностей (отражатель, распределительная решетка, входное окно и т.п.);
- Целесообразно разделить контур циркуляции на 8 петель для более равномерной подачи топливной соли в полость активной зоны;
- Необходимо использовать деление напорного коллектора на малые объемы для предотвращения появления в нем крупных вихрей, которые будут гасить энергию потока;
- Периферийная подача топливной соли в полость активной зоны должна сопровождаться подачей части потока через отверстия в центре нижнего торцевого отражателя, для выравнивания потока по радиусу активной зоны.

А.3. Изменение теплоотдачи в промежуточном теплообменнике ЖСР-С, обусловленное осаждением благородных металлов

При появлении на поверхности теплообмена ПТО отложений БМ величина передаваемой тепловой мощности будет снижаться. Эти отложения имеют не только толщину δ_{NM} , но и внутренние источники тепла за счет остаточного

энерговыведения q_{NM} , причем обе характеристики зависят от времени, что показано в таблице А.4.

Таблица А.4 – Характеристики отложений БМ в трубках ПТО в разные моменты кампании ЖСР-С при диаметре частиц 50 нм

Время, эфф.год	Толщина отложений δ_{NM} , мкм	Удельное энерговыведение q_{NM} , Вт/см ³	Время, эфф.год	Толщина отложений δ_{NM} , мкм	Удельное энерговыведение q_{NM} , Вт/см ³
1	13,0	106	22	258	5,23
2	24,8	55,7	24	281	4,79
3	36,1	37,9	26	304	4,43
4	47,5	28,7	28	328	4,11
5	59,0	23,0	30	351	3,84
6	70,5	19,2	32	375	3,60
7	82,1	16,4	34	398	3,38
8	93,8	14,4	36	422	3,20
9	105	12,8	38	445	3,03
10	117	11,5	40	468	2,88
12	141	9,59	42	492	2,74
14	164	8,22	44	515	2,62
16	187	7,19	46	539	2,50
18	211	6,39	48	562	2,40
20	234	5,75	50	581	2,32

Для оценки изменения теплоотдачи необходимо провести поверочный расчёт разработанной геометрии ПТО с отложениями на внутренней поверхности трубок.

Первое, что в этом случае подвергается изменению – это число Рейнольдса топливной соли, так как отложения перекрывают часть проходного сечения трубки, ускоряя поток топливной соли. За счет этого изменяется коэффициент теплоотдачи топливной соли α_f .

Дифференциальное уравнение распределения тепла в цилиндрической стенке хорошо известно [71]:

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \lambda \frac{dT}{dr} \right) + q_v = 0 \quad (\text{А.8})$$

Интегрируя это уравнение для слоя отложений и стенки трубки ПТО получим распределение температуры по радиусу (рисунок А.12):

$$T_{NM}(r) = T_1 + \frac{q_{NM}}{2\lambda_{NM}} \left(r_1^2 \ln \left(\frac{r}{r_1} \right) - \frac{r^2}{2} \right) - \frac{\alpha_f * r_1}{\lambda_{NM}} (T_f - T_1) * \ln \left(\frac{r}{r_1} \right) \quad (\text{A.9})$$

$$T_w(r) = T_3 + \frac{\alpha_c * r_3}{\lambda_w} (T_3 - T_c) * \ln \left(\frac{r_3}{r} \right) \quad (\text{A.10})$$

где T_{NM} – температура в слое отложений БМ, К; T_w – температура в стенках трубок ПТО, К; $r_1 = r_{tub} - \delta_{NM}$, $r_3 = R_{tub}$ – радиусы контакта между топливной солью и слоем отложений БМ и между стенкой трубки и промежуточным теплоносителем соответственно, м; T_1 , T_3 – температуры в точках r_1 и r_3 соответственно, К; $r_{tub} = 4$ мм, $R_{tub} = 5$ мм – номинальные внутренний и внешний радиусы трубки ПТО; λ_{NM} , λ_w – теплопроводности слоя отложений БМ и стенки трубки ПТО соответственно, Вт/(м*К); α_f , α_c – коэффициенты теплоотдачи топливной соли и промежуточного теплоносителя, Вт/(м²*К); T_f , T_c – среднесмешанные температуры топливной соли и промежуточного теплоносителя в исследуемом сечении, К.

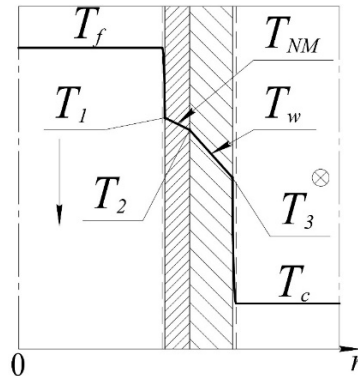


Рисунок А.12 – Распределение температуры между топливной солью и промежуточным теплоносителем в ПТО ЖСР-С

Уравнения (А.9) и (А.10) содержат 2 неизвестные: T_1 и T_3 . Для их нахождения решается система уравнений:

$$\begin{cases} T_{NM}(r_{tub}) = T_w(r_{tub}) \\ -\lambda_{NM} \frac{dT_{NM}}{dr} \Big|_{r_{tub}} = -\lambda_w \frac{dT_w}{dr} \Big|_{r_{tub}} \end{cases} \quad (\text{A.11})$$

Теплопроводность слоя отложений БМ представляет наибольшую неопределенность. В первом приближении расчёт этой теплопроводности производится в предположении, что массовая доля химического элемента в отложениях равна массовой доле в образовании этого химического элемента, а суммарная теплопроводность отложений получается по аддитивности

теплопроводностей чистых элементов БМ. Теплопроводности индивидуальных веществ и всего слоя отложений представлены в таблице А.5.

Таблица А.5 – Теплопроводность отложений БМ в ЖСР-С и элементов, входящих в их состав

Элемент	Скорость образования, г/с	Массовая доля, %	Теплопроводность, Вт/(м*К)
Zn	4,25E-07	0,001	116
Ga	1,52E-06	0,004	28,1
Ge	1,42E-05	0,04	60,2
As	6,14E-05	0,16	50,2
Se	1,31E-04	0,35	0,52
Nb	3,27E-03	8,77	53,7
Mo	6,92E-03	18,5	138
Tc	5,76E-03	15,45	50,6
Ru	6,26E-03	16,77	117
Rh	4,20E-03	11,25	150
Pd	2,53E-03	6,78	71,8
Ag	5,76E-04	1,544	429
Cd	8,15E-05	0,22	96,9
Sn	8,62E-04	2,31	66,8
Sb	1,98E-03	5,3	24,43
Te	4,67E-03	12,5	14,3
Среднее:			91,06

Результаты расчёта изменения эффективности теплообмена в течение кампании ЖСР-С представлены в таблице А.6.

Таблица А.6 – Изменение эффективности теплообмена в ПТО в течение кампании ЖСР-С при различной однородности слоя отложений φ

Время, эфф.лет	Эффективность ПТО, %				
	$\varphi = 1$	$\varphi = 0,95$	$\varphi = 0,9$	$\varphi = 0,75$	$\varphi = 0,5$
0	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00
1	96,14	95,93	95,682	94,76	92,003
2	98,18	98,05	97,919	97,409	95,881
3	98,95	98,86	98,759	98,383	97,26
4	99,39	99,31	99,231	98,916	97,975
5	99,70	99,63	99,553	99,269	98,42
10	100,58	100,51	100,435	100,156	99,326
20	101,67	101,57	101,452	101,025	99,764
30	102,59	102,45	102,281	101,661	99,846
40	103,46	103,26	103,042	102,209	99,794
50	104,27	104,01	103,733	102,68	99,653

Б.1. Предварительный подбор парогенератора для реакторной установки полномасштабного ЖСР-С

Для анализа распространения трития в полномасштабного ЖСР-С необходимо иметь хотя бы примерное представление о контурной схеме, вплоть до пароводяного контура. Для этого необходимо выбрать схему парогенератора (ПГ) и оценить его размеры.

В качестве прототипа парогенератора для полномасштабного ЖСР-С принято решение использовать ПГН-200М, используемый в БН-600 [56]. Данный ПГ состоит из 8 параллельно включенных секций по 3 модуля в каждой (рисунок Б.1): испарительный модуль (ИМ), модуль основного перегрева пара (ОП) и модуль промежуточного перегрева пара (ПП).

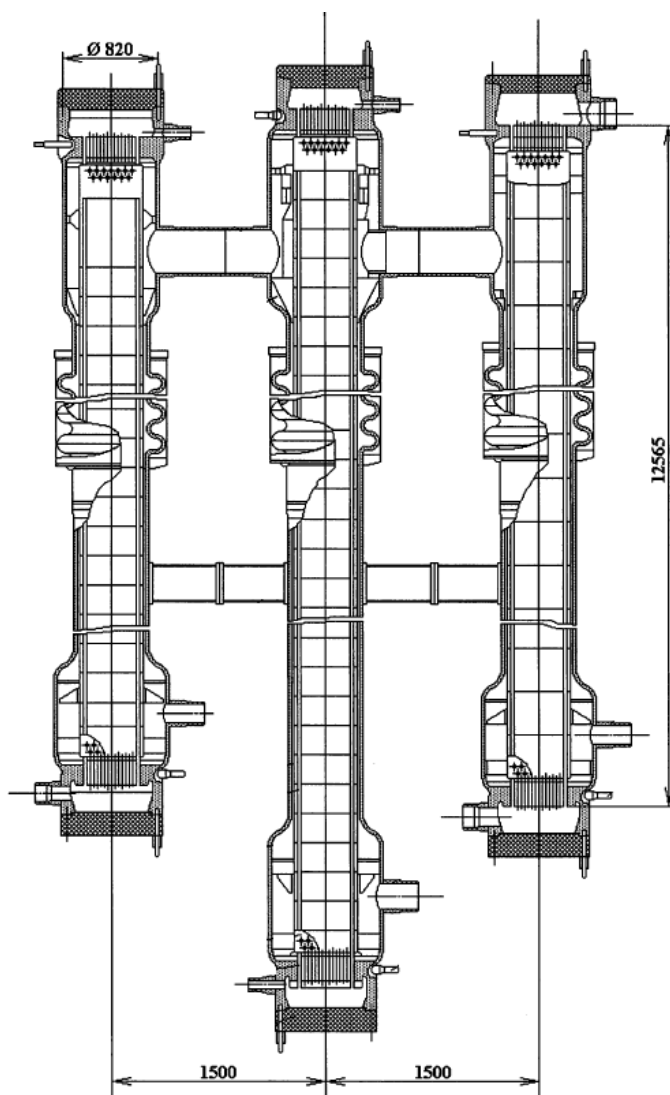


Рисунок Б.1 – Общий вид секции парогенератора ПГН-200М:
слева – ОП, по центру – ИМ, справа – ПП

Совокупная тепловая мощность ПГН-200М составляет 490 МВт, что позволяет ему обеспечивать паром турбоустановку К-210-130 (рисунок Б.2).

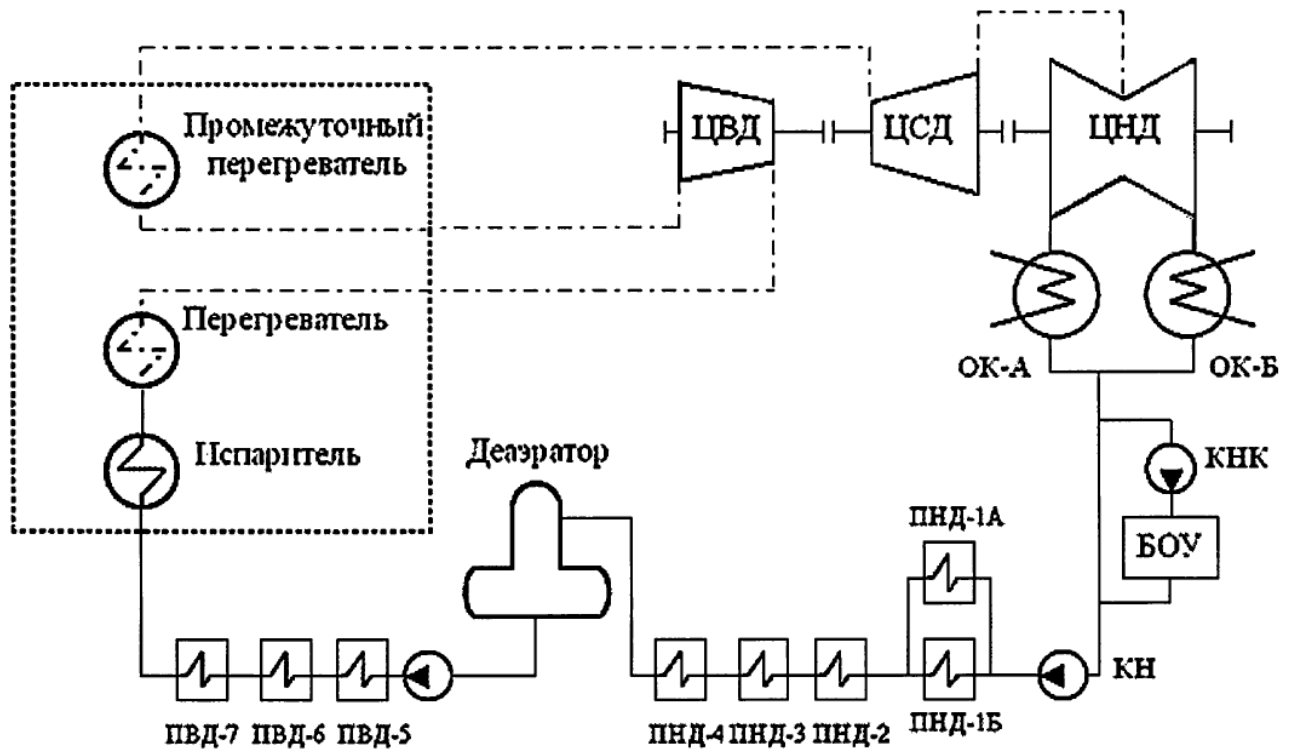


Рисунок Б.2 – Общая схема турбоустановки К-210-130

Если разместить в энергоблоке с полномасштабного ЖСР-С 5 турбоустановок К-210-130, то потребная для них совокупная тепловая мощность составит 2 450 МВт, что всего на 2% больше номинальной тепловой мощности полномасштабного ЖСР-С. Поэтому автором было принято решение разработать для полномасштабного ЖСР-С парогенератор по схеме ПГН-200М тепловой мощностью 480 МВт с параметрами пара турбоустановки К-210-130. Такое решение позволит использовать указанную турбину на мощности близкой к номинальной (200 МВт(э)), и в этом случае полный КПД энергоблока с полномасштабного ЖСР-С составит ~ 42 %.

Свойства промежуточного теплоносителя полномасштабного ЖСР-С (эвтектика $\text{FLiBe} - 2\text{LiF} - \text{BeF}_2$) значительно отличаются от свойств жидкого натрия: значительно более высокие плотность (в ~3 раза выше), вязкость (в ~40 раз выше) и теплоемкость (в ~2 раза выше) при значительно более низкой теплопроводности (ниже в ~55 раз). Частично такая разница в свойствах компенсируется для теплопередачи за счет более высокого температурного

напора (217 °С с FLiBe против 71 °С с Na). Также для того чтобы течение FLiBe в межтрубном пространстве было турбулентным, число секций было уменьшено с 8 до 1, а размещение трубок в ПП сделано аналогичным ОП. При этом количество трубок и их размещение в ОП и ИМ осталось неизменным, равно как и конструкция коллекторов.

В результате расчёта ПГ была подобрана такая длина труб, при которой обеспечиваются требуемые параметры пара. Характеристики модулей ПГ представлены в таблице Б.1.

Таблица Б.1 – Основные характеристики модулей парогенератора полномасштабного ЖСР-С

Наименование	Модуль парогенератора		
	ИМ	ОП	ПП
Взято из прототипа (ПГН-200М)			
Диаметр и толщина стенки трубок, мм	16×2,5		
Число трубок в модуле	349	239	
Шаг трубок в пучке по треугольной разбивке, мм	28	33	
Сечение межтрубного пространства, м ²	0,187	0,197	
Расчётное давление по пароводяному тракту, МПа	16,7	15,2	2,94
Площадь проходного сечения трубок, м ²	0,0332	0,0227	
Объем воды в камерах, л	179	200	
Температура воды/пара, °С			
на входе	241	~373*	300
на выходе	~373*	505	
Рассчитано для полномасштабного ЖСР-С			
Температура промежуточного теплоносителя, °С			
на входе	~584	610	610
на выходе	530	~584	
Обогреваемая длина трубок, м	18,33	14,51	12,85
Мощность тепловая в номинальном режиме, МВт	322,6	84,4	73,0
Поверхность теплообмена, м ²	271,24	119,87	106,17
Объем промежуточного теплоносителя, л	2 768	2 403	2 384
Объем воды в трубках, л	608	330	292

* $t_s + 20^\circ\text{C}$, где t_s – температура насыщения

С учётом разработанного ПГ была построена принципиальная схема РУ полномасштабного ЖСР-С, представленная на рисунке Б.3. Поскольку в реакторном контуре для передачи тепла используется 8 ПТО, а в промежуточном контуре всего 5 ПГ, в состав промежуточного контура были включены 2 тороидальных сборно-раздаточных коллектора, осуществляющих функцию перераспределения расхода по петлям.

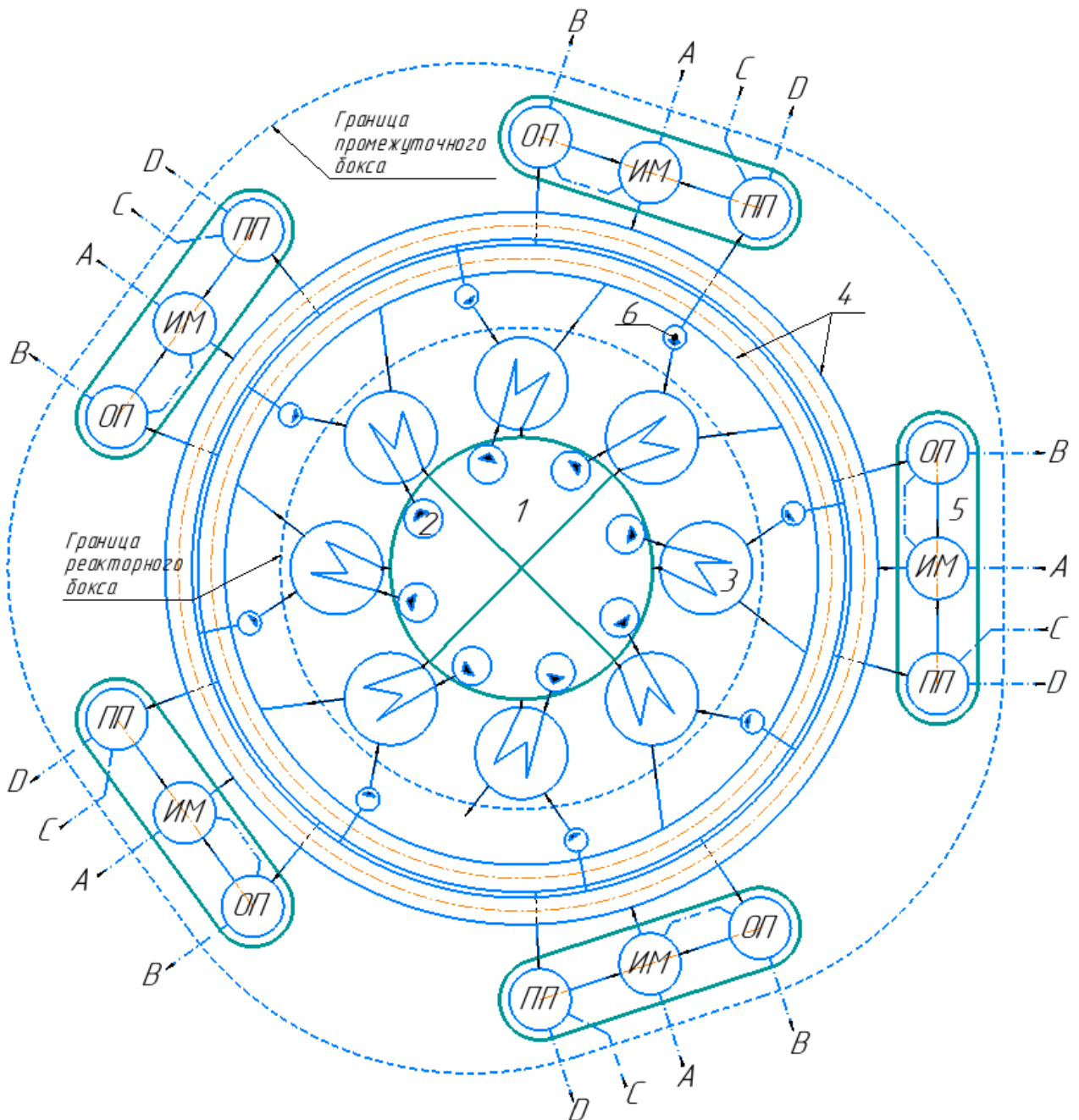


Рисунок Б.3 – Принципиальная схема полномасштабного ЖСР-С:

1 – активная зона; 2 – ГЦН; 3 – ПТО; 4 – торoidalные сборно-раздаточные коллекторы для горячей и холодной веток промежуточного контура; 5 – парогенератор (ИМ – испарительный модуль, ОП – модуль основного пароперегрева, ПП – модуль промежуточного пароперегрева); 6 – насосы промежуточного контура

A – вход питательной воды; B – выход острого пара на цилиндр высокого давления;
C – вход пара после цилиндра высокого давления; D – выход перегретого пара на цилиндр среднего давления