

Министерство науки и высшего образования Российской Федерации
Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего
образования



**«НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ТОМСКИЙ
ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»**

На правах рукописи

Белявский Сергей Владимирович

**ВЛИЯНИЕ СОСТАВА ТВЭЛ НА ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ
ХАРАКТЕРИСТИКИ ВОДО-ВОДЯНОГО РЕАКТОРА МАЛОЙ
МОЩНОСТИ**

1.3.14. Теплофизика и теоретическая теплотехника

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
кандидат технических наук
Нестеров Владимир Николаевич

Томск – 2024

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	5
Глава 1. Атомные станции малой мощности и применение торий-уранового ЯТЦ	12
1.1 Атомные станции малой мощности.....	12
1.2 Описание реакторной установки КЛТ-40С.....	19
1.3 Применение торий-уранового ЯТЦ в энергетике	27
1.4 Способы повышения длительности кампании ядерного топлива	33
1.5 Пакет прикладных программ Monte Carlo Universal: MCU-PTR.....	35
1.6 Подходы к проведению теплогидравлических расчётов реакторных установок.....	37
Выводы по главе 1	39
Глава 2. Определение нейтронно-физических параметров активной зоны реактора КЛТ-40С с помощью решения системы многогрупповых уравнений диффузии нейтронов	41
2.1 Методика решения системы многогрупповых уравнений диффузии нейтронов итерационным способом	41
2.2 Методика определения длительности кампании ядерного топлива и удельной энерговыработки	50
2.3 Основные параметры эффективности использования различных топливных композиций	52
2.4 Результаты расчёта проектной загрузки топлива для реактора КЛТ-40С53	
2.5 Влияние стартовой загрузки на длительность кампании и удельную энерговыработку ядерного топлива	56
2.6 Влияние внешнего диаметра твэла на длительность кампании и удельную энерговыработку ядерного топлива	60

Выводы по главе 2.....	63
Глава 3. Определение нейтронно-физических параметров активной зоны реактора КЛТ-40С с помощью пакета прикладных программ MCU-PTR.....	65
3.1 Описание методики нейтронно-физического расчета активной зоны КЛТ-40С с помощью программы MCU-PTR.....	65
3.2 Влияние выгорающего поглотителя на длительность кампании ядерного топлива	68
3.3 Влияние стартовой загрузки на длительность кампании ядерного топлива и удельную энергоспроизводство.....	70
3.4 Влияние внешнего диаметра тепловыделяющего элемента на длительность кампании топлива и удельную энергоспроизводство	72
3.5 Сравнительный анализ результатов, полученных с помощью двух методов нейтронно-физического расчёта	75
3.6 Анализ процентной концентрации ^{232}U в ОЯТ	81
Выводы по главе 3.....	82
Глава 4. Теплогидравлический расчёт реактора КЛТ-40С	84
4.1 Условия теплотехнической надежности активной зоны	84
4.2 Методика проведения теплогидравлического расчёта.....	85
4.3 Влияние внешнего диаметра твэла на объёмное энергосвечение, поверхностную и линейную плотность теплового потока	95
4.4 Влияние внешнего диаметра твэла на режим течения теплоносителя..	97
4.5 Влияние внешнего диаметра твэла на температуру внешней стенки оболочки твэла.....	99
4.6 Тепловой баланс	101
4.7 Аксиальное распределение температуры внутренней стенки оболочки твэла	102

4.8 Оценка коэффициента теплопроводности дисперсионного топлива ..	103
4.9 Аксиальное распределение температуры материалов твэла в канале.	106
4.10 Влияние смены топливной композиции на распределение температуры топлива	107
4.11 Влияние внешнего диаметра твэла на критическую плотность теплового потока и коэффициенты запаса до кризиса теплообмена	109
Выводы по главе 4.....	111
ВЫВОДЫ. ЗАКЛЮЧЕНИЕ	112
Список использованных источников	115
Приложение А Акт внедрения результатов диссертационной работы	131

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность исследования

Современная ядерная энергетика базируется на реализации открытого уран-плутониевого ядерно-топливного цикла (ЯТЦ) на обогащенном уране, который использует единственный природный делящийся нуклид ^{235}U . Природные запасы ^{235}U ограничены, поэтому их необходимо эффективно использовать для дальнейшего развития ядерной энергетики. Данный ЯТЦ характеризуется образованием большого объема (порядка 10^4 тонн в год) облученного ядерного топлива (ОЯТ).

Одним из подходов в расширении ресурсной базы ядерной энергетики является наработка новых вторичных делящихся нуклидов плутония из ^{238}U , то есть реализация замкнутого уран-плутониевого ЯТЦ, который позволит вовлечь в ядерную энергетику природный уран. Химические соединения и элементы, входящие в состав урановой руды, накладывают ограничения на технологию ее добычи, переработки и получения самого урана. Поэтому совершенствование технологии и внедрение более дорогостоящих химических методов позволяет вовлекать в ЯТЦ обедненные ураном руды или руды с более сложным химическим составом.

Замкнутый уран-плутониевый ЯТЦ на базе реакторов на тепловых нейтронах характеризуется относительно низким значением коэффициента воспроизводства ядерного топлива (делящихся изотопов плутония) и накоплением тяжелых долгоживущих актиноидов, что связано с высокими сечениями радиационного захвата нейтронов ядрами ^{239}Pu и ^{241}Pu .

В настоящее время объем реализации замкнутого уран-плутониевого ЯТЦ говорит о том, что он пока далек от промышленного применения. Руководящие документы, общие требования и регламент работ по обращению, переработке облученного топлива, захоронению высокоактивных радиоактивных отходов не имеют однозначной формулировки.

Другим подходом существенного расширения ресурсной базы ядерной энергетики является реализация замкнутого торий-уранового ЯТЦ (природные

запасы тория в три раза больше урановых) в реакторах на тепловых нейтронах, который имеет ряд преимуществ и недостатков по своим радиационным и нейтронно-физическим параметрам и практически не исследовался в задачах гидродинамики и тепломассообмена в активной зоне реактора. Поэтому такие исследования являются актуальными для решения вопроса о расширении ресурсной базы ядерной энергетики.

В настоящий момент представляет особый интерес создание реакторов малой мощности, поскольку такие ядерные установки востребованы для обеспечения энергией:

- месторождений полезных ископаемых;
- городов, расположенных в удаленных регионах Арктики;
- судов вспомогательного назначения (атомных ледоколов).

Для работы реакторов малой мощности очень важно, чтобы соблюдалась теплотехническая надежность, а продолжительность кампании топлива и удельная энергоспроизводительность были больше, чем у обычных реакторов.

Анализ литературных источников показал, что наиболее перспективным с точки зрения создания атомной станции малой мощности (АСММ) является ядерный реактор КЛТ-40С, единственный реактор, находящийся в промышленной эксплуатации с 2019 г. составе плавучего энергоблока «Академик Ломоносов» в г. Певек.

В связи с этим, объектом данных исследований являлся реактор малой мощности КЛТ-40С, в котором изменялся состав ядерного топлива и внешний диаметр тепловыделяющего элемента (ТВЭЛ).

Цели и задачи исследования

Цель работы – определение влияния состава топливной композиции и диаметра ТВЭЛа водо-водяного реактора малой мощности на его теплофизические и теплогидравлические характеристики для обеспечения более длительных кампаний ядерного топлива, теплотехнической надежности его эксплуатации и увеличения удельной энергоспроизводительности.

Для достижения поставленной цели решены следующие задачи:

1. Проведен анализ вариантов увеличения длительности кампании и удельной энерговыработки ядерного топлива.
2. Оценена возможность увеличения длительности кампании и удельной энерговыработки ядерного топлива при решении системы многогрупповых уравнений диффузии нейтронов итерационным способом.
3. Определены концентрации высокоактивных трансурановых нуклидов и влияние гетерогенных эффектов при переходе на увеличенную длительность кампании ядерного топлива в пакете прикладных программ MCU-PTR.
4. Определены ключевые параметры теплообмена, показывающие возможность перехода на увеличенную длительность кампании ядерного топлива, в том числе плотность теплового потока, распределение поля температуры облучения конструкционных материалов, дисперсионного ядерного топлива и др.

Научная новизна работы

Впервые получено решение системы многогрупповых уравнений диффузии нейтронов итерационным способом для определения параметров, характеризующих процессы взаимодействия и переноса интенсивных потоков энергии деления ядер в активной зоне ректора КЛТ-40С, работающего в торий-урановом топливном цикле.

Впервые с помощью численных методов и алгоритмов Монте-Карло, определены теплофизические и теплогидравлические параметры, характеризующие процессы взаимодействия и переноса интенсивных потоков энергии деления ядер в активной зоне ректора КЛТ-40С, работающего в торий-урановом топливном цикле.

Впервые определены теплофизические параметры активной зоны и проведено расчётное обоснование теплофизических и теплогидравлических параметров, подтверждающих соблюдение условий теплотехнической надежности при организации вынужденной конвекции водного теплоносителя с различными геометрическими параметрами теплопередающих поверхностей твэл водо-водяного реактора малой мощности КЛТ-40С, работающего в торий-

урановом ядерно-топливном цикле для достижения более длительных кампаний ядерного топлива.

Практическая значимость работы

Полученные в работе зависимости длительности кампании и удельной энерговыработки ядерного топлива от диаметра тепловыделяющего элемента могут использоваться при проектировании и внедрении перспективных ядерно-топливных циклов на базе атомных станций малой мощности для достижения более длительных кампаний ядерного топлива.

Рассчитанные теплофизические и теплогидравлические параметры подтверждают достижение более длительных кампаний ядерного топлива и соблюдение при этом условий теплотехнической надежности при организации вынужденной конвекции водного теплоносителя с различных теплопередающих поверхностей ТВЭЛ (диаметр ТВЭЛ в интервале 5,8...7,8 мм) водо-водяного реактора малой мощности КЛТ-40С, работающего в торий-урановом ядерно-топливном цикле.

Результаты работы использованы в научно-поисковых исследованиях в рамках соглашения между ТПУ и Российским научным фондом № 22-29-00385 (ТПУ № 0.0008.РНФ.2022) «Оптимизация конструкции активной зоны реакторов малой мощности для достижения сверхдлинных кампаний ядерного топлива при реализации торий-уранового ядерного топливного цикла».

Степень достоверности полученных результатов

Достоверность полученных научных результатов обеспечивается корректной постановкой решаемых задач, их физической обоснованностью, использованием прошедших широкую апробацию методов расчётов, в том числе, с использованием пакетов прикладных программ MCU-PTR, согласованностью полученных в работе результатов с проектной документацией и данными, полученными другими независимыми исследователями.

Методология и методы диссертационного исследования

Для оценки нейтронно-физических характеристик (длительность кампании, удельная энерговыработка) использовано решение системы многогрупповых уравнений диффузии итерационным способом.

Оценка концентрации ^{232}U в отработавшем ядерном топливе (ОЯТ), а также оценка влияния гетерогенных эффектов на нейтронно-физические характеристики проведена с использованием метода Монте-Карло, реализованного в пакете прикладных программ MCU-PTR.

Определение теплофизических и теплогидравлических характеристик проведено с помощью методики теплогидравлического расчёта каналов реактора, основанной на применении аналитических соотношений и таблиц свойств воды и водяного пара, реализованных в программах WaterSteamPro и Water97.

Научные положения и результаты, выносимые на защиту:

1. Переход на торий-урановый топливный цикл позволяет увеличить длительность кампании (на 27%) и удельную энерговыработку топлива реактора КЛТ-40С (на 28%).
2. Увеличение внешнего диаметра твэла с 6,8 до 7,8 мм при переходе на торий-урановый топливный цикл приводит к существенному увеличению длительности кампании (на 64%) и удельной энерговыработки топлива реактора КЛТ-40С (на 19%).
3. При переходе на дисперсионную топливную композицию ($^{232}\text{Th} + ^{233}\text{U}$)O₂ с внешним диаметром твэла 7,8 мм обеспечиваются условия теплотехнической надёжности активной зоны реактора КЛТ-40С.
4. При использовании торий-уранового топливного цикла проектный объём водного теплоносителя в реакторе КЛТ-40С можно сократить на 17% без нарушения теплотехнической надёжности.

Личный вклад автора заключается в постановке цели и задач исследований, подготовке расчётных файлов и проведении нейтронно-физических и теплогидравлических расчётов, обработке и анализе результатов

исследований, формулировке выводов, выступлении с результатами на конференциях различного уровня, публикации материалов исследований.

Апробация работы

Результаты диссертационного исследования представлены на международных и всероссийских конференциях:

1. XVII Международная конференция студентов, аспирантов и молодых ученых «Перспективы развития фундаментальных наук» (Томск, 2020);
2. Международная научно-практическая конференция «Будущее атомной энергетики» (Обнинск, 2020);
3. Двадцать шестая Всероссийская научная конференция студентов-физиков и молодых учёных. ВНКСФ–26 (Уфа, 2020);
4. X Школа-конференция молодых атомщиков Сибири (Томск, 2020);
5. Всероссийская научно-практическая конференция студентов «Студенческая научная весна» (Волгодонск, 2021);
6. Международный молодежный научный форум «ЛОМОНОСОВ (Москва, 2021);
7. Международная научно-техническая конференция «Радиоэлектроника, Электротехника и Энергетика» (Москва, 2021);
8. Всероссийская научно-практическая конференция студентов «Студенческая научная весна» (Волгодонск, 2022);
9. Международная научно-практическая конференция «Материалы и технологии в атомной энергетике» (Москва, 2022);
10. Международная научно-практическая конференция «Безопасность ядерной энергетики» (Волгодонск, 2022);
11. IX Международная молодежная научная конференция «Физика. Технологии. Инновации» (Екатеринбург, 2022);
12. XI Международная научно-практическая конференция «Физико-технические проблемы в науке, промышленности и медицине. Российский и международный опыт подготовки кадров» (Томск, 2022);

13. XXIX Международная конференция студентов, аспирантов и молодых ученых по фундаментальным наукам «Ломоносов» (Москва, 2022);

14. Международная научно-практическая конференция «Будущее атомной энергетики» (Обнинск, 2022);

15. Всероссийская научно-практическая конференция «Ядерные технологии: от исследований к внедрению» (Нижний Новгород, 2022);

16. Международная научно-техническая конференция студентов и аспирантов «Радиоэлектроника, электротехника и энергетика» (Москва, 2023).

Публикации

Основные результаты диссертации опубликованы в 21 печатной работе, в том числе 4 статьях в рецензируемых научных журналах первого квартиля (Q1) [1–4], индексируемых международными базами «Web of Science» и «Scopus» и рекомендованных ВАК РФ (Annals of Nuclear Energy, IF=1,9; Nuclear Engineering & Design, IF =1,7), 17 тезисах докладов [5–21].

Структура и объём диссертации

Диссертационная работа состоит из введения, четырёх глав, заключения, списка использованной литературы. Общий объём диссертации составляет 131 машинописную страницу, 50 рисунков, 18 таблиц, 127 библиографических источников (включая работы автора).

Глава 1. Атомные станции малой мощности и применение торий-уранового ЯТЦ

На сегодняшний день произведено значительное количество исследований, посвященных АСММ и применению торий-уранового ЯТЦ в ядерных реакторах, так и моделированию малых модульных реакторов. Перспективности атомных станций малой мощности посвящены работы как отечественных, так и зарубежных авторов: А. А. Саркисов [22; 23], Ю. Г. Драгунов [24], В. И. Деев [25–27], Н. Н. Мельников [28], А. И. Пименов [29], Н. А. Молоканов [30], Б. Г. Санеев [31], Т. Sainati [32], М. Е. Ricotti [33] и др.

Существенный вклад в изучение торий-уранового ЯТЦ и его перспективности для ядерной энергетики внесли В.И. Бойко [34; 35], Д.Н. Суглобов [36], Н.W. Kirby [37], В.Р. Bromley [38–40], А. Galahom [41], М. Mohsen [42] и др. Рассмотрены такие преимущества торий-уранового ЯТЦ как отсутствие изотопов плутония и наработка делящегося нуклида ^{233}U в процессе эксплуатации топлива, а также меньшее количество нарабатываемых нуклидов-отравителей. Однако в этих трудах не рассматривается применение торий-уранового ЯТЦ к малым модульным реакторам.

Моделированию характеристик реактора КЛТ-40С уделяли внимание С. М. Дмитриев [43], А. В. Варенцов [44], О. В. Глазков [45], М. В. Иоаннисиан [46], А. Agung [47; 48], Z. Zhou [49] и др. Проведены теплогидравлические исследования при помощи современных теплофизических программ, а также нейтронно-физические исследования на основе метода Монте-Карло. Данные исследования ограничиваются анализом активной зоны на основе стандартного топлива из диоксида урана при проектном диаметре твэла и не рассматривают как применение других перспективных топливных композиций к этой реакторной установке, так и вопрос увеличения длительности кампании ядерного топлива.

1.1 Атомные станции малой мощности

Одно из перспективных направлений развития современной ядерной энергетики – атомные станции малой мощности (АСММ). Их основное

назначение – производство тепловой и электрической энергии в труднодоступных и удаленных регионах без централизованного электроснабжения и инфраструктуры, где сооружение полномасштабной атомной электростанции не является целесообразным. АСММ имеют потенциал для обеспечения энергонезависимости труднодоступных территорий, а также к чистому производству энергии с точки зрения экологии.

Стабильный источник энергии в удаленных регионах представляет интерес как для компаний, занимающихся добычей ресурсов из недр земли, так и для развития местного бизнеса, что может обеспечить экономическое развитие этих регионов [50].

По конструктивному исполнению АСММ могут строиться в виде:

- наземной АЭС [51];
- плавучей АЭС (плавучий энергоблок «Академик Ломоносов») [52];
- АЭС на колесной платформе (транспортабельные ядерные установки ПАМИР-630Д [53], АТГОР, ВИТЯЗЬ [30].

В работе [31] показано, что АСММ могут применяться в регионах со сложной схемой доставки топлива и с перспективным ростом электрических нагрузок (например, при разработке месторождений полезных ископаемых). Предложены места для размещения АСММ: Республика Саха и её населенные пункты Юрюнг-Хая (добыча ниобия), Тикси (необходим для возобновления функционирования Севморпути), Усть-Куйга (добыча золота), а также Чукотский автономный округ и населенный пункт Песчаное (добыча меди). Для всех этих населенных пунктов требуется 10...40 МВт электрической мощности.

Целесообразность применения АСММ в Арктическом регионе обсуждается в статье [29]. Показано, что на момент 2018 г. АСММ, размещенные в зонах децентрализованного энергоснабжения, способны конкурировать с другими методами производства энергии (например, с дизельными электрическими станциями) из-за высоких цен на доставку углеводородных энергоносителей, а также низкого фактического коэффициента установленной

мощности (КИУМ) возобновляемых источников энергии. Показано, что применение АСММ позволит эффективно, автономно и надежно обеспечивать энергией удаленные и труднодоступные регионы Заполярья, Крайнего Севера, а также материковой и архипелаговой зоны Арктики.

В работе [24] предложено использовать АСММ на базе интегрального реактора малой мощности УНИТЕРМ для размещения в труднодоступных регионах (например, Якутия). Показано, что такие станции могут содействовать успешному развитию энергетической инфраструктуры и экономики регионов страны с децентрализованным энергоснабжением.

В работе [54] показана перспективность использования АСММ с реакторами КЛТ-40С (энергообеспечение г. Певек в Чукотском автономном округе), РИТМ-200М (опреснение воды) и СВБР-100, чья интегральная компоновка позволяет достигать электрической мощности порядка 100 МВт для многоцелевого использования как в виде АСММ, так и в виде автономного источника энергии.

В статье [33] предложено использование малых модульных реакторов для когенерации в двух режимах (станция на основе биотоплива из водорослей и станция опреснения воды). С помощью экономического анализа показано, что малые модульные реакторы наиболее эффективны в составе станции для опреснения воды.

В работе [28] проанализирован спрос на электрическую нагрузку на территории месторождений в Арктическом регионе. Выделено два энергетических интервала, которые могли бы обеспечивать АСММ: 6...12 МВт (изолированные энергопотребители с электрической нагрузкой до 30 МВт) и 50...100 МВт (крупные энергопотребители и/или работа в составе энергосистемы).

В работе [55] сделано заключение о том, что малая атомная энергетика России должна развивать технологии малых модульных реакторов с электрической мощностью в интервале 6...100 МВт. Показаны перспективы высокотемпературных газоохлаждаемых реакторов, которые совместно с прямым

газотурбинным циклом позволят добиться КПД до 50%, а также обеспечить когенерацию.

К 2028 г. ГК Росатом планирует ввести в эксплуатацию первую наземную АСММ в районе поселка Усть-Куйга для обеспечения золоторудного месторождения Кючус. В качестве реакторной установки будет использоваться интегральный транспортный мобильный реактор с тепловой мощностью 200 МВт наземного исполнения (РИТМ-200Н) [56].

Также с 2027 по 2031 гг. ГК Росатом планирует вводить в эксплуатацию 4 модернизированных плавучих энергоблока (МПЭБ) на основе двух модернизированных реакторных установок РИТМ-200М для обеспечения энергией Баимского месторождения в районе западного берега Чаунской губы (рисунок 1).



Рисунок 1 – Перспектива использования РУ в Арктике в 2030-е годы [22]

Проекты современных АСММ основаны на относительно новом классе ядерных реакторов: малые модульные реакторы (ММР). Согласно определению МАГАТЭ, малые модульные реакторы (Small Modular Reactors или SMR) – это ядерные установки с электрической мощностью до 300 МВт на один энергоблок, что составляет примерно одну треть от электрической мощности

полномасштабных ядерных энергетических реакторов (обычно это 1000 МВт). Название ММР расшифровывается как [57]:

- малый – такие реакторы обладают в несколько раз меньшими размерами, чем полномасштабные ядерные энергетические реакторы;
- модульный – такое свойство обозначает возможность сбора компонентов и систем на заводе, а также их доставку в виде единого блока на площадку для установки и использования;
- реактор – используется деление ядер урана для выделения тепла и получения энергии.

В работе [57] показано, что таким реакторам характерна повышенная безопасность эксплуатации, так как большинство перспективных реакторов малой мощности содержит пассивные системы безопасности. Такие системы безопасности могут отводить остаточное энерговыделение, проводить аварийное охлаждение активной зоны, а также отводить тепло от контейнента вне зависимости от внешнего электроснабжения в аварийных условиях, что снижает частоту повреждений активной зоны. Повышенная надежность ММР достигается за счёт упрощенной и более прочной конструкции таких реакторов, минимизации активных компонентов современного оборудования и автоматики, передовых методов прогнозирования и диагностики, необходимых для технического обслуживания, эксплуатации и использования высококвалифицированных операторов [58].

На 2021 год, в разработке по всему миру находится примерно 70 проектов ММР (в 2018 году их было на 40% меньше [59]). В предлагаемых концепциях ММР, примерно 50% базируются на технологиях легководных реакторов поколения II и III/III+, у которых самый богатый опыт эксплуатации и регулирования, исчисляемый десятилетиями [60]. Остальные 50% составляют реакторы поколения IV, чьи конструкции подразумевают альтернативные виды теплоносителей (расплав солей, газ или жидкий металл), перспективные виды топлива и др. [61].

Первые промышленные легководные реакторы разработаны и внедрены в конце 1950-1960 гг. и представляли собой увеличенный в размерах малый энергоблок атомоходов тех лет. В этот период произведено множество реакторов малой мощности. Преимущество современных малых модульных реакторов заключается в том, что за счёт малых габаритов эти реакторы можно разместить в удаленных регионах и выполнить как в наземном и транспортабельном виде [62].

Большинство ММР можно подразделить на 5 основных категорий, (причём один и тот же тип конструкции ММР может входить одну или несколько категорий):

- мобильные/передвижные ММР (основаны на технологии ЛВР);
- одномодульные легководные ММР (испытанная временем технология легководных реакторов и соответствующие им типы топлива для производства автономных ЯЭУ, пригодных к развертыванию децентрализованного энергоснабжения);
- многомодульные легководные ММР (также используется технология ЛВР и в зависимости от генерируемой мощности могут быть использованы как источники электроэнергии в зонах децентрализованного энергоснабжения, либо заменить энергоблоки среднего размера).

В таблице 1 приведены конструкции разрабатываемых ММР и их статус.
Таблица 1 – Статус разрабатываемых конструкций ММР в разных странах мира [63]

Название	Эл.мощность, МВт	Тип реактора	Страна	Компания- проектировщик	Статус
Одномодульные легководные ММР					
SMART	100	ЛВР	Ю. Корея	KAERI	Сертифициро ван
CAREM	30	ЛВР	Аргенти на	CNEA	Сооружение

Продолжение таблицы 1

ACP100	125	ЛВР	Китай	CNNC	Сооружение
SMR-160	160	ЛВР	США	Holtec International	Концепт. проектирование
BWRX-300	300	Реактор с кип. ТН	США, Япония	GE Hitachi	Лицензирование
CANDU-SMR	300	ТВР	Канада	SNC-Lavalin	Концепт. проектирование
Многомодульные легководные ММР					
NuScale	50	ЛВР	США	NuScale Power	Сертифицирован
РИТМ-200	50	ЛВР	Россия	«ОКБМ Африкантов»	Эксплуатация в составе атомных ледоколов проекта 22220
Nuward	170	ЛВР	Франция	CEA, EDF	
Мобильные ММР					
ACPR50S	60	ЛВР	Китай	CGN	Сооружение
КЛТ-40С	35	ЛВР	Россия	«ОКБМ Африкантов»	Промышленная эксплуатация

Из всех представленных проектов малых модульных реакторов, наибольший интерес представляет реактор КЛТ-40С, так как является

единственным ММР, введенным в промышленную эксплуатацию. В составе плавучего энергоблока «Академик Ломоносов», подключенного к сети 19 декабря 2019 года в г. Певек на Чукотском полуострове, две реакторных установки КЛТ-40С эксплуатируются в полном промышленном режиме (выработка электроэнергии для населения и предприятий восточного арктического региона России) с 22 мая 2020 года.

1.2 Описание реакторной установки КЛТ-40С

Контейнер-Лихтеровоз-Транспортный (реактор) с электрической мощностью 35 МВт стационарного исполнения (КЛТ-40С) – это ядерный реактор малой мощности, относящийся к классу корпусных реакторов с легководным замедлителем под давлением. Реакторная установка предназначена для получения тепловой энергии посредством деления ядерного топлива внутри активной зоны и передачи этой энергии теплоносителю в первом контуре.

На рисунке 2 показан общий вид реакторной установки, а основные характеристики РУ КЛТ-40С представлены в таблице 2.

Реактор выполнен в виде сосуда высокого давления с крышкой. Внутри сосуда размещаются:

- активная зона;
- рабочие органы аварийной защиты (РОАЗ);
- рабочие органы компенсирующей группы (РОКГ);

На крышке реактора размещаются следующие элементы:

- приводы исполнительного механизма аварийной защиты (ИМАЗ);
- термоэлектрические преобразователи;
- термопреобразователи сопротивления (для измерения температуры в реакторе);
- приводы исполнительного механизма компенсирующей группы (ИМКГ).

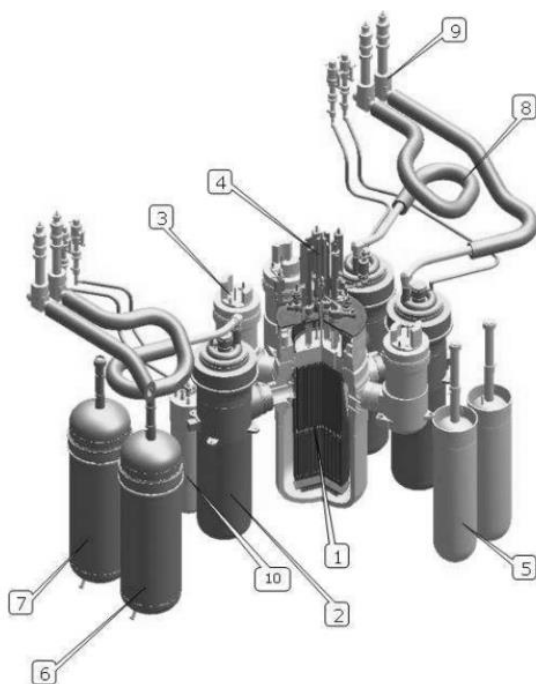


Рисунок 2 – Общий вид РУ КЛТ-40С: 1 – реактор; 2 – парогенератор; 3 – главный циркуляционный насос; 4 – механизм стержней управления и защиты; 5 – накопитель системы аварийного охлаждения активной зоны реактора; 6,7 – компенсаторы давления; 8 – паровые линии; 9 – клапаны герметичные локализирующие; 10 – теплообменник для системы очистки и охлаждения

Таблица 2 – Основные характеристики реакторной установки КЛТ-40С [64]

Характеристика, единица измерения	Значение
Тепловая мощность, МВт	150
Электрическая мощность, МВт	35
Назначенный срок службы корпуса реактора, лет	35-40
Уровень естественной циркуляции, % $N_{ном}$	3-5
Материал теплоносителя	H ₂ O под давлением
Расход теплоносителя через активную зону, т/ч	2600
Давление теплоносителя в первом контуре, МПа	12,7
Температура теплоносителя в первом контуре, °C	
на входе в активную зону	280
на выходе из активной зоны	316

Сначала теплоноситель первого контура подается в напорную камеру реактора через внутренние насосные патрубки, откуда он попадает в напорную камеру активной зоны (находится под плитой выемного блока), пройдя через кольцевой зазор между обечайкой выемного блока и корпусом. Пройдя через активную зону, теплоноситель поступает в сливную камеру реактора, а затем во внутренние патрубки парогенераторов. Оттуда, проходя через кольцевые полости между внутренними и главными патрубками, теплоноситель поступает во всасывающую полость циркуляционных насосов под конической обечайкой (полость разделена на четыре камеры, объединяющие попарно парогенератор и циркуляционный насос). Далее теплоноситель поступает в гидрокамеры на вход циркуляционных насосов по кольцевым полостям главных насосных патрубков.

При естественной циркуляции, теплоноситель движется по внутренним полостям реактора по аналогичной схеме (рисунок 3 [23]).

Активная зона РУ КЛТ-40С размещается в выемном блоке корпуса реактора. Характеристики активной зоны представлены в таблице 3.

Таблица 3 – Основные характеристики активной зоны КЛТ-40С [65]

Характеристика	Значение
Назначенный энергоресурс, ТВт·ч	2,1
Число тепловыделяющих сборок (ТВС), шт	121
Шаг размещения ТВС в активной зоне, м	0,1
Продолжительность кампании, эфф. ч	14000
Средняя энергонапряженность активной зоны, МВт/м ³	119
Среднее линейное энерговыделение, кВт/м	14
Коэффициент запаса до кризиса теплоотдачи (не менее)	1,2
Высота активной зоны, м	1,2
Диаметр активной зоны, м	1,155

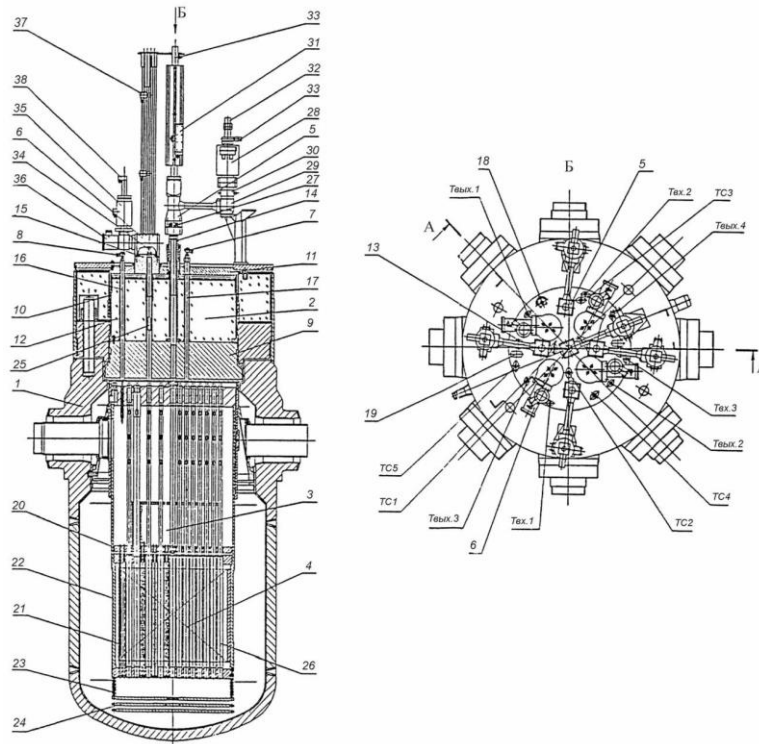


Рисунок 3 – Схема реакторной установки КЛТ-40С:

1 – корпус; 2 – крышка; 3 – выемной блок; 4 – активная зона; 5 – привод ИМКГ; 6 – привод ИМАЗ; 7 – термопреобразователь сопротивления; 8 – термоэлектрический преобразователь; 9 – силовая плита; 10 – обечайка; 11 – верхняя плита; 12 – биологическая защита; 13 – мембранное предохранительное устройство; 14 – стойка под привод ИМКГ; 15 – стойка под привод ИМАЗ; 16 – стойка под термоэлектрический преобразователь; 17 – стойка под термопреобразователь сопротивления; 18 – стойка под клапан газоудаления; 19 – стойка под чехол для физических измерений; 20 – РОКГ; 21 – поглощающий элемент (ПЭЛ); 22 – обечайка; 23 – щелевой фильтр; 24 – донные экраны; 25 – стержни АЗ; 26 – ТВС; 27 – ходовой винт; 28 – шаговый электродвигатель; 29 – редуктор; 30 – датчик перемещения РОКГ; 31 – датчик реперных точек с конечными выключателями ИМКГ; 32 – ручной привод; 33 – клапан воздухоудаления; 34 – рейка; 35 – асинхронный двигатель; 36 – электромагнит; 37 – датчик конечных выключателей ИМАЗ; 38 – сигнализатор течи

В качестве топливной композиции в твэлах активной зоны используется керметное (дисперсионное) топливо, которое представляет собой частицы диоксида урана, размещенные внутри инертной матрицы из силумина (сплав из 90% алюминия и 10% кремния). Композиция имеет удовлетворительные коррозионные свойства при контакте с водой, что приводит к низкому темпу роста активности теплоносителя при повреждении оболочек твэлов вследствие производственного дефекта или аварийного режима. Характеристики топлива приведены в таблице 4.

Таблица 4 – Основные характеристики топлива РУ КЛТ-40С [25]

Тип топлива	Дисперсионное топливо (кермет)
Материал ядерного топлива	Частицы UO_2 в инертной матрице из силуминового сплава
Материал оболочек	Э-110
Ураноёмкость топливной композиции, кг/м ³	6500
Среднее обогащение топлива по ^{235}U , %	14,1

Активная зона содержит различные поглощающие материалы:

- гомогенный бор в пластинах-вытеснителях;
- смесь оксида гадолиния и силумина в стержнях выгорающего поглотителя (СВП);
- карбид бора в стержнях аварийной защиты (АЗ);
- титанат диспрозия и карбид бора в поглощающих элементах (ПЭЛ).

Для подавления избыточного запаса реактивности используются стержни с выгорающим поглотителем в двух компоновках: СВП с внешним диаметром $6,8 \cdot 10^{-3}$ м располагаются в периферийном ряде тепловыделяющей сборки, а СВП с внешним диаметром $4,5 \cdot 10^{-3}$ м – в центральном ряде ТВС. Внутри оболочки из сплава Э-110 находится материал на основе оксида гадолиния (III), растворенного в матрице из силумина.

В блоках рабочей части стержней аварийной защиты используется материал на базе диборида титана и диборида хрома, причём этот материал дополнительно легирован MoSi_2 . Вкладыши удовлетворительно совместимы с материалом оболочки стержней АЗ (сплав ХН78Т) при температурном режиме до 900 °С.

Во вкладышах верхних блоков стержней АЗ, а также в поглощающей части ПЭЛ рабочих органов периферийной и средней компенсирующих групп (ПКГ и СКГ) размещен карбид бора, легированный диоксидом кремния. Такие вкладыши совместимы с материалом оболочек стержней АЗ и ПЭЛ при температурном режиме до 600 °С.

Поглощающий материал нижних концевых участков ПЭЛ в СКГ и ПКГ, а также в ПЭЛ ЦКГ – виброуплотненный титанат диспрозия (плотность по диспрозию 3,5 г/см³). Этот материал является α - γ поглотителем, а также имеет высокую радиационную и коррозионную стойкость.

Активная зона размещена в корзине диаметром 1,3 м и состоит из набора ТВС (рисунок 4), стержней аварийной защиты, гильз под стержни аварийной защиты и под термометры.

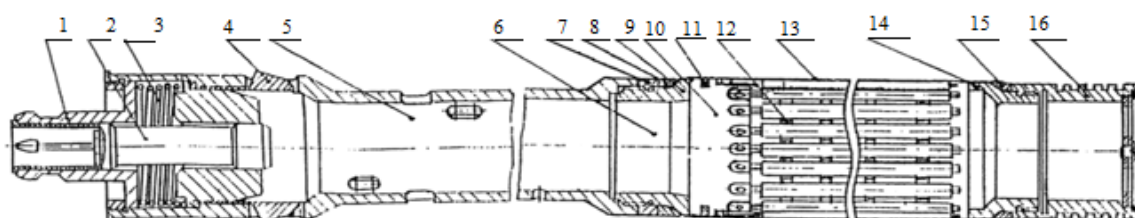


Рисунок 4 – ТВС РУ КЛТ-40С основного массива: 1 – головка; 2 – пробка; 3 – пружина; 4 – цанговый замок; 5 – подвеска; 6 – кассета; 7 – гайка; 8 – кольцо; 9 – головка; 10 – обойма; 11 – полукольцо; 12 – дистанцирующая решетка; 13 – чехол; 14 – втулка; 15 – кольцо; 16 – наконечник

Всего активная зона содержит ТВС в количестве 121 штук, размещенных в узлах правильной треугольной решетки с шагом 0,1 м. ТВС представлены в трёх конструктивных исполнениях:

- ТВС основного массива – 98 шт., из них пять ТВС содержат гильзу под термометр;
- ТВС под стержни АЗ – 18 шт.;
- ТВС со штоком – 5 шт.

ТВС состоит из кассеты и подвески. Сама кассета содержит твэлы, рабочий источник нейтронов (РИН), цилиндрические и пластинчатые вытеснители, стержни с выгорающим поглотителем (СВП), чехол, дистанцирующие решетки, концевые детали (втулки и головки), крепежные детали (наконечник, гайки, конусные кольца и др.).

В работах [45–47] приведена ТВС КЛТ-40С с 69-72 твэлами, 9 СВП 1 типа и 6 СВП 2 типа (компоновка 2). С другой стороны, в работах [49; 66–68] приведена ТВС КЛТ-40С с 102 твэлами, 12 СВП 1 типа и 6 СВП 2 типа (компоновка 1). Характеристики этих двух компоновок приведены в таблице 5, а их схемы на рисунке 5.

Таблица 5 – Компоновки ТВС РУ КЛТ-40С

Характеристика	Компоновка 1	Компоновка 2
Число твэлов в ТВС, шт	102	69-72
Число СВП, всего, шт	18	15
СВП на периферии	12	9
СВП в центре	6	6
Внешний диаметр твэла, мм	6,2	6,8
Шаг размещения твэлов в ТВС, мм	8,35	9,95
Внешний диаметр периферийных СВП, мм	6,2	6,8
Внешний диаметр центральных СВП, мм	4,2	4,5
Толщина оболочки твэлов и СВП, мм	0,5	0,5
Материал оболочки твэлов и СВП	Сплав Э-110	Сплав Э-110
Обогащение по ^{235}U , %	18,6	14,1

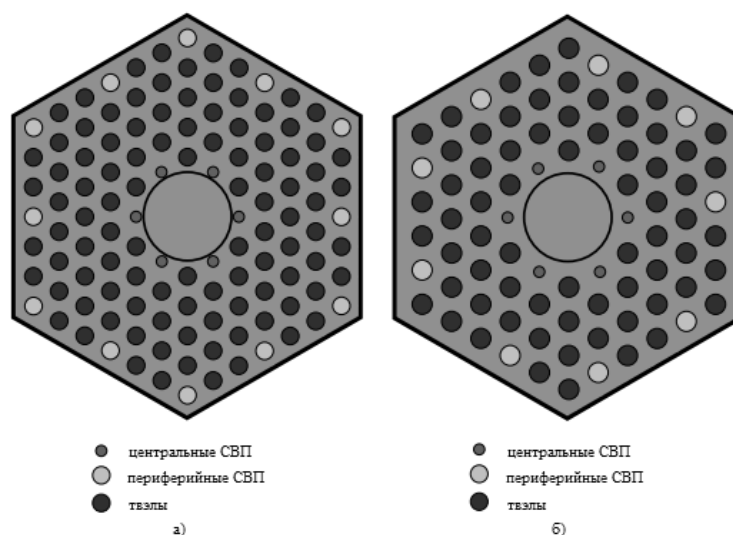


Рисунок 5 – Компоновки РУ КЛТ-40С: а) Компоновка 1; б) Компоновка 2

Представленные в таблице 5 данные показывают, что компоновка 1 имеет большую загрузку топлива, но с меньшим значением внешнего диаметра ТВЭЛ, нежели в компоновке 2. Кроме того, топливо в компоновке 2 имеет меньшее значение обогащения по ^{235}U (14,1%) по сравнению с компоновкой 1 (18,6%).

В работе [69] проведены послереакторные исследования ТВЭЛов (рисунок 6) плавучего энергоблока в оболочках из разных материалов (Э-110, Э-635) после облучения в реакторе МИР до глубины выгорания 153 МВт·сут/кг_U. Обнаружено, что на поверхности оболочек из сплава Э-110 проявилась начальная стадия язвенной коррозии (толщина язв < 60 мкм), а на оболочке из сплава Э-635 – равномерная коррозия (толщина оксидной плёнки < 20 мкм). Показано, что при повышении энергоресурса активной зоны КЛТ-40С, материал оболочки Э-110 имеет недостаток в виде язвенной (нодульной) коррозии.

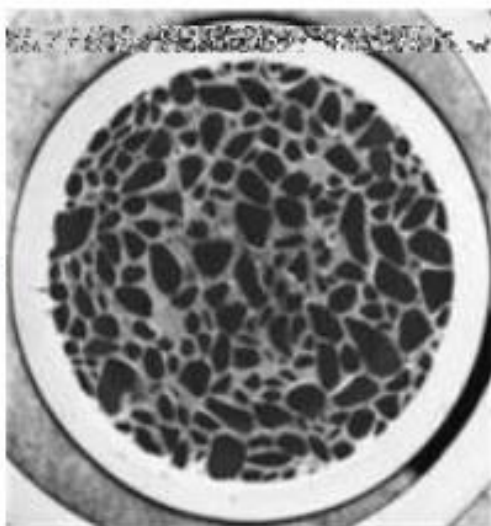


Рисунок 6 – Поперечное сечение дисперсионного тепловыделяющего элемента без газового зазора между оболочкой и топливом

Для более продолжительных кампаний топлива рекомендуется использовать либо стойкий к коррозии сплав 42ХНМ (минус сплава – высокое сечение захвата тепловых нейтронов), либо модифицированные циркониевые сплавы Э-635 или Э-635М (отсутствует язвенная коррозия оболочек даже при возникновении кипения в большом объёме или кипения недогретой жидкости; малая чувствительность к водно-химическому режиму теплоносителя) [70–73].

Исходя из анализа характеристик, а также поведения оболочек, для расчётов будет использована компоновка 2, так как она применяется на данный момент на плавучем энергоблоке «Академик Ломоносов» [64].

1.3 Применение торий-уранового ЯТЦ в энергетике

Ещё в начале развития технологий мирного атома торий считался перспективным в качестве воспроизводящего материала ввиду обилия ториевой руды и её потенциала использования из-за материаловедческих и нейтронно-физических характеристик. С другой стороны, торий-урановый ЯТЦ имел меньший интерес у ядерных держав, так как при его распаде не нарабатывался оружейный плутоний, необходимый военным для производства ядерного оружия.

По сравнению с ураном, торий не является делящимся материалом. Природный торий является воспроизводящим материалом в торий-урановом ЯТЦ. При поглощении тепловых нейтронов в ядерном реакторе, ^{232}Th проходит два последовательных бета-распада и преобразуется в ^{233}U . ^{233}U , получаемый в торий-урановом ЯТЦ является делящимся нуклидом, как и ^{239}Pu в уран-плутониевом ЯТЦ.

С нейтронно-физической точки зрения, ядро ^{232}Th привлекательно из-за большего сечения поглощения тепловых нейтронов по сравнению с ^{238}U (7,6 барн и 2,7 барн, соответственно), следовательно, торий способен воспроизводить делящиеся нуклиды в большей степени в течение более длительного облучения. Это может привести к снижению обогащения топлива, его стоимости и количеству ОЯТ на единицу произведенной энергии. Ещё одно преимущество тория заключается в устойчивости к нераспространению ядерного материала ввиду низкого содержания изотопов плутония во время длительного облучения.

С материаловедческой точки зрения диоксид тория обладает следующими преимуществами: высокая стабильность (не подвергается окислению больше, чем позволяет стехиометрический состав); температура плавления на $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ выше, чем у диоксида урана ($3300\text{ }^{\circ}\text{C}$ вместо $2800\text{ }^{\circ}\text{C}$).

Существует несколько недостатков торий-уранового ЯТЦ. Один из них заключается в том, что изотоп ^{233}U отсутствует в природе, а это накладывает необходимость использования других делящихся нуклидов (^{235}U , ^{239}Pu) на старте ЯТЦ. Избежать этого можно путём наработки ^{233}U в ускорителях при использовании только ториевого топлива, однако такой способ крайне неэффективен на начальной стадии ЯТЦ, а также вызывает опасения в вопросах распространения ^{233}U . Другой недостаток торий-уранового ЯТЦ в том, что ^{233}U обладает меньшей энергией деления по сравнению с ^{235}U (198 МэВ вместо 202,5 МэВ), поэтому для производства единицы тепловой энергии понадобится больше реакций деления.

Вероятность резонансного поглощения в ^{232}Th ниже, чем в ^{238}U , что уменьшает негативное воздействие эффекта Доплера на реактивность во время

переходных процессов. Ещё один недостаток торий-уранового ЯТЦ заключается в том, что ^{233}U обладает меньшей долей запаздывающих нейтронов по сравнению с ^{235}U , но примерно такой же, что и у ^{239}Pu (таблица 6), а это создает необходимость в более быстрой системе управления изменениями мощности при недостатке ^{235}U . Также ^{233}U обладает высокой эффективностью деления (отношение микроскопического сечения радиационного захвата к сечению поглощения).

Таблица 6 – Нейтронно-физические характеристики нуклидов торий-уранового и уран-плутониевого ЯТЦ для тепловых нейтронов (0,0252 эВ) [74]

Характеристика	^{232}Th	^{233}U	^{235}U	^{238}U	^{239}Pu
σ_c , барн	7,6	53	101	2,7	286
σ_f , барн	-	525	582	-	742
σ_a , барн	7,6	578	683	2,7	1028
ν_f	-	2,48	2,43	-	2,87
$\alpha = \sigma_c / \sigma_a$	1	0,09	0,15	1	0,28
$\beta_{эфф}$	-	0,0031	0,0069	-	0,0029

Ещё одно значительное отличие между торий-урановым и уран-плутониевым ЯТЦ состоит в более выраженном введении положительной реактивности в течение длительного останова, так как ^{233}Pa (промежуточный изотоп при радиационном захвате нейтрона ядром ^{232}Th) обладает периодом полураспада в 27 сут. В уран-плутониевом ЯТЦ промежуточный изотоп – ^{239}Np с периодом полураспада 2,3 сут.

В работе [75] проведено исследование РЕМИКС-топлива для реактора ВВЭР. Предложено несколько топливных композиций на основе диоксида тория для замкнутого ЯТЦ. Показано, что процентная концентрация ^{232}U в уране должна быть менее $5 \cdot 10^{-7} \%$ для обеспечения радиационной безопасности персонала при обращении с торий-урановым топливом и ОЯТ. Переработке торий-уранового ОЯТ будет наблюдаться более сильная активность

в сравнении с уран-плутониевым ЯТЦ, так как образуется изотоп ^{232}U ($T_{1/2} = 1,92$ г), превращающийся в ^{228}Th (рисунок 7).

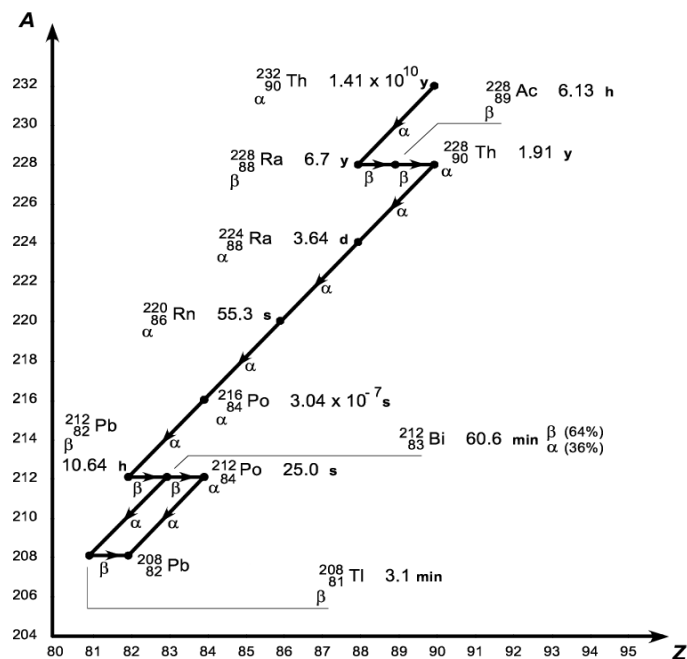


Рисунок 7 – Ряд радиоактивного распада ^{232}Th

Из рисунка 7 видно, что в цепочке распада присутствуют средне- и высокоактивные гамма-излучатели:

- ^{233}Pa ($T_{1/2} = 27$ сут, $E_\gamma = 0,3$ МэВ);
- ^{212}Bi ($T_{1/2} = 60,6$ мин, $E_\gamma = 1,8$ МэВ);
- ^{208}Tl ($T_{1/2} = 3,1$ мин, $E_\gamma = 2,6$ МэВ).

Присутствие продуктов распада ^{232}U (^{233}Pa , ^{212}Bi , ^{208}Tl накладывает трудности в обращении с ^{233}U : любые остатки ^{232}U необходимо отделять, иначе с топливом можно работать только дистанционно из-за высокой активности. На рисунке 8 показана активность ^{233}U и его дочерних нуклидов в зависимости от времени [37].

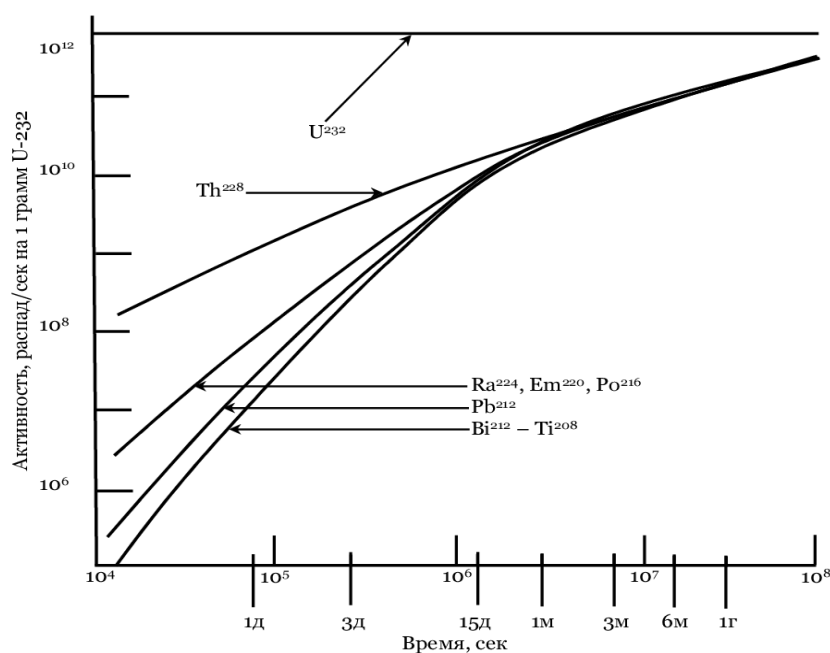


Рисунок 8 – Динамика распада ^{233}U и накопления дочерних нуклидов [37]

Так как в водо-водяных реакторах традиционно используется уран-плутониевый ЯТЦ на базе керамического топлива из диоксида урана, топливо в торий-урановом ЯТЦ будет содержать диоксид тория. Оба вида топлива могут использовать в качестве делящегося нуклида ^{235}U в начале цикла, чтобы впоследствии заменить его на ^{239}Pu в случае уран-плутониевого ЯТЦ и на ^{233}U в случае торий-уранового ЯТЦ. Ввиду того, что эти искусственные нуклиды будут составлять лишь малую долю топлива, можно сравнить виды топлива по свойствам соответствующих оксидов урана и тория. В таблице 7 приведены физические свойства тория, урана и их диоксидов.

Таблица 7 – Физические свойства тория, урана и их диоксидов [36]

Материал	Плотность, г/см ³	Теплопроводность, Вт/(м·К) при t, °C		Температура плавления, °C	Теплоемкость, кДж/(моль·K)
		100	1000		
U	19,0	28,2	46,3	1130	27,9
Th	11,7	38,4	50,5	1750	27,5

Продолжение таблицы 7

UO ₂	10,9	10,6	3,5	2760	69,7
ThO ₂	10,0	10,4	3,1	3300	61,7

Диоксид тория обладает на 10% меньшей плотностью, чем диоксид урана. Использование UO₂ приводит к большей концентрации тяжелых ядер при одинаковом объеме в сравнении с ThO₂. Значения коэффициентов теплопроводности у обоих материалов близки и имеют схожее убывающее поведение при нагреве. Высокое значение температуры плавления ThO₂ позволяет утверждать, что топливный сердечник на основе данного материала может работать при более высоких значениях энергонапряженности в случае, если температура в центре топливной таблетки – это основной ограничивающий фактор [34].

Применение торий-уранового ЯТЦ и его преимущества активно обсуждаются в научных работах. В статье [76] показано сравнение топливных загрузок из UO₂ и (²³²Th+²³³U)O₂ для реактора Westinghouse AP-1000 с помощью пакета программ DRAGON и пришли к выводу, что торий-урановая загрузка приводит к увеличению запаса реактивности и длительности кампании ядерного топлива на 21%.

В работах [41; 42] промоделировано поведение топлива на базе тория в тяжеловодном реакторе CANDU с помощью пакета программ WIMS-AECL.

Показано, что ториевое топливо может применяться при условии повышенной чистоты тяжеловодного теплоносителя, использовании циркониевых оболочек с высоким содержанием ⁹⁰Zr, а также при специальной схеме перегрузки и выдержки топлива в течение 70 сут, чтобы дать нуклидам ²³³Pa распасться до ²³³U.

В статье [40] проведено моделирование реактора CANDU, загруженного MOX-топливом на основе тория, с помощью пакетов программ WIMS-AECL и RFSP. Показано, что использование топлива на основе тория приводит к

увеличению коэффициента воспроизводства и глубины выгорания ядерного топлива.

В работе [41] проведено моделирование активной зоны реактора ВВЭР-1200 с различными бланкетными загрузками топлива на базе диоксида тория с помощью пакета программ MCNPX [77] на базе метода Монте-Карло. Показано, что использование ^{232}Th вместо ^{238}U приводит к снижению наработки плутония и трансурановых нуклидов, а также к высокому коэффициенту воспроизводства и высокому коэффициенту размножения нейтронов по сравнению с топливом из диоксида урана.

В статье [42] применены пакеты программ MCNPX и Comsol Multiphysics для нейтронно-физического и теплогидравлического анализов реактора типа PWR с загрузками на базе диоксида урана и на базе диоксида тория: $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ и $(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})\text{O}_2$. Установлено, что ториевое топливо приводит не только к снижению радиоактивности ОЯТ за счёт снижения количества актинидов в нуклидном составе, но и повышению коэффициента запаса до кризиса теплообмена по сравнению с топливом на основе UO_2 с 1,6 до 1,7.

В работе [78] использован пакет программ MCNP6 для нейтронно-физического анализа реактора ВВЭР-1200 с загрузкой из $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ и покрытием из PaO_2 в качестве выгорающего поглотителя по сравнению с топливом на базе диоксида урана.

Показано, что применение топлива на базе тория приводит к сниженной наработке отравителей (^{135}Xe и ^{149}Sm), а также повышает глубину выгорания на 6%.

Таким образом, применение торий-уранового ЯТЦ в легководных реакторах (в том числе, и в малых модульных) заслуживает внимания.

1.4 Способы повышения длительности кампании ядерного топлива

Кампания ядерного топлива считается законченной, когда значение эффективного коэффициента размножения нейтронов становится меньше 1 и реактор переходит в подкритическое состояние. Очевидный способ повысить

длительность кампании – получить более высокий коэффициент размножения на старте кампании.

Во время работы реактора на мощности происходит, как выгорание делящегося нуклида, так и наработка новых делящихся нуклидов. Например, в традиционном уран-плутониевом ЯТЦ выгорает ^{235}U , а нарабатывается ^{239}Pu посредством захвата нейтрона воспроизводящим нуклидом. Нарработка делящихся нуклидов описывается коэффициентом воспроизводства (КВ), который показывает отношение скорости образования делящихся ядер к скорости их выгорания.

Второй очевидный способ повысить длительность кампании – это увеличение коэффициента воспроизводства.

Эффективный коэффициент размножения можно увеличить за счёт более высокого обогащения ядерного топлива. При этом вырастет концентрация делящегося нуклида, но упадет концентрация воспроизводящего нуклида. Первый процесс увеличит $k_{\text{эфф}}$, но уменьшит КВ. Более низкое обогащение ядерного топлива приведет к обратному эффекту. Рассматриваемый реактор КЛТ-40С использует дисперсионное ядерное топливо с обогащением по ^{235}U 14,1%.

Имеет смысл рассмотреть альтернативные топливные композиции, так как скорости реакций деления и поглощения напрямую зависят от микроскопических сечений поглощения и деления топливных нуклидов. В работе предлагаются к рассмотрению следующие дисперсионные топливные композиции в инертной матрице из силумина (с сохранением объёмных долей матрицы и топлива в сердечнике):

1. $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ (с концентрацией ^{235}U 14,1%);
2. $(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$ (с концентрацией ^{239}Pu 14,1%);
3. $(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ (с концентрацией ^{235}U 14,1%);
4. $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ (с концентрацией ^{233}U 14,1%).

Композиция 1 предложена к рассмотрению, так как это стандартное топливо, используемое в реакторе КЛТ-40С. Результаты расчёта позволят сравнить полученные параметры с проектными значениями и сделать вывод о

корректности расчётов. Композиция 2 предложена, так как в Российской Федерации хранится огромное количество облученного ядерного топлива с реакторов ВВЭР, а содержащийся в ОЯТ плутоний можно выделить и применить в новых реакторах. Композиция 3 предложена как промежуточный вариант топлива при переходе на торий-урановый ЯТЦ. Так как ^{233}U –искусственный изотоп и не существует в природе, его необходимо сначала наработать из ^{232}Th . Композиция 4 предложена как финальный вариант топлива при переходе на торий-урановый ЯТЦ.

Ещё один способ повышения $k_{эфф}$ – это изменение водно-топливного соотношения посредством увеличения или уменьшения внешнего диаметра тепловыделяющего элемента.

Так как предложенные для анализа композиции (кроме диоксида урана) ещё не использовались в ядерных реакторах, необходимо провести нейтронно-физические и теплогидравлические исследования. Это позволит определить, какая композиция будет наиболее эффективной для использования в ядерных реакторах, а также провести сравнение топливных композиций и провести их технико-экономический анализ. Эти исследования можно проводить как опытным, так и математическим путём. Для реализации опытных исследований топливных композиций требуются полномасштабные ядерные установки. Реализация исследований при помощи математических моделей более доступна, так как существует множество прикладных пакетов программ для выполнения тех или иных расчётов.

1.5 Пакет прикладных программ Monte Carlo Universal: MCU-PTR

Monte Carlo Universal (MCU-PTR) – многоцелевой пакет прикладных программ, разработанный в Курчатовском Институте [79]. Пакет позволяет проводить нейтронно-физические расчёты и моделирование процессов переноса нейтронов, позитронов, фотонов и электронов методом Монте-Карло с использованием библиотек оцененных ядерных данных MCU/ABBN или MCU/ACE с учётом изменения нуклидного состава материалов [80].

Процессы переноса частиц моделируются в системах с трехмерной геометрией, задаваемой с помощью инструментов геометрического модуля. Модуль воплощает в себе комбинаторный подход и позволяет создавать сложные пространственные формы путём комбинирования простых тел и поверхностей с помощью операций пересечения, дополнения и объединения. Системы могут состоять из конечного числа геометрических зон, ограниченных поверхностями второго порядка или плоскостями, чьи параметры задаются пользователем. Каждая зона заполняется однородным материалом со следующими параметрами:

- список нуклидов в материале;
- ядерная концентрация нуклидов;
- температура материала.

Пакет программ позволяет также регистрировать эффективный коэффициент размножения нейтронов, плотность потока частиц, распределение энерговыделения по тепловыделяющим сборкам и тепловыделяющим элементам, эффективную долю запаздывающих нейтронов, а также другие нейтронно-физические функционалы [81].

Пакет программ Monte-Carlo Universal использован в нескольких научных работах. В работе [82] применены пакеты программ MCU-PTR и Serpent 2 для моделирования бенчмарка БН-600 с МОКС-топливом. Показано, что результаты, полученные с помощью обоих пакетов программ, удовлетворительно согласуются с данными бенчмарка.

В статье [83] применен пакет программ MCU-PTR для анализа скорости реакции поглощения для различных изотопов в реакторе ИРТ-Т и сделали вывод о том, что оптимальный расчётный шаг по времени – до 100 эфф. сут, так как такое значение приводит к минимальным погрешностям расчёта.

В работе [84] проведен сравнительный анализ пакетов программ MCNP, MCU-PTR и Serpent 2 для задачи конверсии исследовательского реактора с высокообогащенным ураном (90% по ^{235}U) до низкообогащённого урана (19,7%

по ^{235}U). Показано, что результаты, полученные при использовании всех трех пакетов программ, удовлетворительно сходятся между собой.

В статье [85] проведено моделирование нейтронно-физических характеристик реактора ИР-8 (водо-водяной исследовательский реактор бассейнового типа, использующий дисперсионное топливо на базе урана и алюминия) с помощью MCU-PTR. Проведено сравнение расчётных значений с измеренными величинами (плотность потока быстрых нейтронов, скорость реакции деления ^{235}U). Сделан вывод об удовлетворительной сходимости между измеренными и смоделированными значениями.

В статье [86] проведено моделирование реакторов ИРТ-Т и ИРТ МИФИ с помощью MCU-PTR для калибровки регулирующих стержней. Показано, что разница в значениях ценности стержней между измеренными и смоделированными характеристиками не превышает 15%.

В работе [87] проведено моделирование ТВС 16ZS реактора ВВЭР-1000 с помощью MCU-PTR с целью определения полной энергии деления. Показано, что во время одной кампании полная энергия деления увеличивается на 3%.

На основе анализа вышеуказанных источников, можно сделать вывод о применимости MCU-PTR к расчёту реакторной установки КЛТ-40С, так как пакет программ применялся для расчётов реакторных установок на быстрых нейтронах, исследовательских бассейновых водо-водяных реакторов и водо-водяных энергетических реакторов.

Помимо проведения нейтронно-физических расчётов, необходимо провести теплогидравлические расчёты, чтобы исключить нарушение условий теплотехнической надёжности при эксплуатации топливных композиций, предложенных в пункте 1.4.

1.6 Подходы к проведению теплогидравлических расчётов реакторных установок

В ряде профильных работ, описывающих активные зоны реакторов, нет строгого разделения между терминами «характеристика» и «параметр» [88–92].

Рассчитываемые в данной работе теплофизические характеристики активной зоны (например, объёмное энерговыделение) являются параметрами для последующего расчёта других теплофизических характеристик (например, плотность теплового потока или температура в центре твэла). Поэтому в рамках данной работы термины «характеристика» и «параметр» совпадают по смыслу.

В качестве теплофизических характеристик (параметров) активной зоны реактора рассматриваются: объёмное энерговыделение, плотность теплового потока, линейная плотность теплового потока, температура наружной и внутренней стенки оболочки, температура в центре топливного сердечника, критическая плотность теплового потока, коэффициент запаса до кризиса теплообмена. В качестве теплогидравлических характеристик (параметров) активной зоны реактора: скорость течения теплоносителя, числа Рейнольдса и Прандтля.

Теплогидравлические расчёты выполняются для определения характеристик потока теплоносителя, режима его течения и распределения температуры материалов.

Проводить такой расчёт можно как аналитически (с помощью фундаментальных соотношений и констант), так и при помощи специализированных теплогидравлических кодов:

- RELAP-5 (Национальная лаборатория Айдахо, США) [93; 94];
- ATHLET (GRS, Германия) [95];
- КАНАЛ-97 (ОКБ «Гидропресс», Россия) [96];
- КОРСАР (НИИ, Россия) [97];
- HYDRA-IBRAE (ИБРАЭ, Россия) [98];
- Flowvision (ТЕСИС, Россия) [99].

Помимо теплогидравлических кодов, такие расчёты могут проводиться при помощи систем автоматического проектирования (САПР):

- SolidWorks [100];
- Ansys [101];

– COMSOL Multiphysics [102].

Вопросам теплообмена и массообмена в реакторной установке КЛТ-40С посвящены немногочисленные исследования. В работе [43] проведены экспериментальные гидродинамические исследования тепловыделяющих сборок реакторов ВВЭР, ВБЭР, КЛТ-40С с помощью газового трассера. Показано, что во всех ячейках ТВС поток теплоносителя носит осевой характер.

В работе [44] проведены исследования гидродинамики и межъячеечного массообмена потока теплоносителя тепловыделяющей сборки КЛТ-40С с помощью газового трассера (пропан). Показано, что часть потока теплоносителя переходит в соседние ячейки путём турбулентного переноса, а дистанционирующие пластинчатые решетки не приводят к интенсивному перемешиванию потока теплоносителя.

В работе [48] применен пакет теплогидравлических программ RELAP5 для моделирования реактора КЛТ-40С со стандартной топливной композицией. Давление теплоносителя варьировалось в интервале 10...20% от номинального. Получены значения температур оболочки и топлива, не превышающие температуры плавления для этих материалов.

В существующих публикациях освещены лишь теплогидравлические расчёты реактора КЛТ-40С со стандартной топливной композицией при проектном диаметре твэла. Следовательно, расчёт теплогидравлических характеристик различных дисперсионных топливных композиций в реакторе малой мощности КЛТ-40С является актуальной проблемой.

Выводы по главе 1

Таким образом, анализ литературных источников показал, что наиболее перспективные для строительства АСММ территории Российской Федерации – это Чукотский автономный округ и Якутский автономный округ. В этих удаленных территориях электроэнергетика носит децентрализованный характер и обеспечивается лишь автономными источниками энергии.

Проведенный анализ проектов малых модульных реакторов показал, что большинство из них находятся в стадии лицензирования или в самом начале строительства. Большинство проектов малых модульных реакторов основаны на технологии легководных реакторов (вода под давлением как теплоноситель и замедлитель). Из всех проектов малых модульных реакторов лишь российские реакторы КЛТ-40С и РИТМ-200 введены в эксплуатацию. КЛТ-40С эксплуатируется в составе плавучего энергоблока Академик Ломоносов, РИТМ-200 – в составе атомных ледоколов «Арктика», «Сибирь» и «Урал». Реакторы РИТМ-200М планируются для использования в составе модернизированных плавучих энергоблоков. Реакторы РИТМ-200М планируются для использования в составе наземной АСММ в Якутии. Наибольший интерес представляет РУ КЛТ-40С, которая на момент 2023 г. находится в стадии промышленного производства электроэнергии в г. Певек Чукотского АО.

Анализ литературных источников по торий-урановому ЯТЦ показал его преимущества, как с нейтронно-физической, так и с материаловедческой точек зрения. Анализ расчётных исследований применения топлива на базе диоксида тория в ядерных реакторах показал такие преимущества, как снижение содержания трансурановых изотопов в конце кампании, увеличение длительности кампании топлива и глубины выгорания (удельной энергovyработки). Обнаружены недостатки торий-уранового ЯТЦ: низкая доля запаздывающих нейтронов и высокая радиоактивность ОЯТ из-за накопления ^{232}U и его продуктов распада, что потребует оценки его концентрации в конце кампании для каждой топливной композиции.

Рассмотрены способы увеличения длительности кампании ядерного топлива. Предложены и обоснованы перспективные топливные композиции для использования в реакторах малой мощности: $(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$, $(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})\text{O}_2$, $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$.

Глава 2. Определение нейтронно-физических параметров активной зоны реактора КЛТ-40С с помощью решения системы многогрупповых уравнений диффузии нейтронов

2.1 Методика решения системы многогрупповых уравнений диффузии нейтронов итерационным способом

В качестве первого приближения необходимо провести нейтронно-физический расчёт реактора КЛТ-40С с помощью решения системы многогрупповых уравнений диффузии нейтронов итерационным способом [103–105] и оценить влияние стартовой загрузки и внешнего диаметра твэла на длительность кампании топлива и удельную энергосработку.

Нейтронно-физические расчёты обычно проводятся с использованием системы СГС, поэтому рассчитанные параметры приведены в соответствующих размерностях (г/см^3 ; см^{-3} ; $\text{см}^{-2}\cdot\text{с}^{-1}$; г/моль и т.д.). Внешний диаметр твэла приводятся в мм, в соответствии с проектной документацией [64].

Расчет начинается с определения ядерной концентрации материалов активной зоны: топливо, теплоноситель, замедлитель, конструкционные материалы. Ядерные концентрации материалов (N_i) рассчитаны по следующему соотношению:

$$N_i = \frac{\rho_i \cdot N_A}{M_i}, \text{ см}^{-3} \quad (2.1)$$

где ρ_i – плотность i -ого материала, г/см^3 ; N_A – постоянная Авогадро, моль^{-1} ; M_i – молярная масса материала, г/моль .

Зачастую материалы активной зоны (топливо, конструкционные материалы, замедлитель и т.д.) – это смесь нескольких нуклидов, поэтому молярная масса такого составного материала рассчитывается по следующей формуле:

$$M_i = \sum_{i=1}^N \omega_i \cdot C_i \cdot A_i, \text{ г/моль} \quad (2.2)$$

где ω_i – количество атомов i -ого нуклида в смеси; C_i – массовая концентрация i -ого нуклида в смеси; A_i – атомная масса i -ого нуклида в смеси, г/моль .

Примером составного материала в реакторе КЛТ-40С может служить дисперсионное топливо (частицы UO_2 , растворенные в инертной матрице из силуминового сплава, состоящего на 90% из алюминия и на 10% из кремния). Топливо КЛТ-40С характеризуется величиной ураноемкости (плотность урана в сердечнике твэла), поэтому необходимо оценить плотность дисперсионного топлива:

$$\rho_{\text{дисп.т}} = \rho_{\text{ураноемкость}} \cdot \frac{M(\text{UO}_2 + \text{AlSi})}{M(\text{U} + \text{AlSi})}, \text{ г/см}^3 \quad (2.3)$$

где $\rho_{\text{ураноемкость}}$ – ураноемкость топлива, $\text{гU}/(\text{см}^3)_{\text{топ}}$.

Доли топлива и матрицы рассчитаны по формуле [106]:

$$\begin{aligned} \rho_{\text{дисп.т}} &= \rho(\text{UO}_2) \cdot x + \rho(\text{AlSi}) \cdot (1 - x) = \\ &= \rho(\text{UO}_2) \cdot X_T + \rho(\text{AlSi}) \cdot X_M \end{aligned}, \text{ г/см}^3 \quad (2.4)$$

где x – доля топлива; $1-x$ – доля матрицы.

Необходимо найти произведение ядерной концентрации смеси и массовой концентрации нуклида, количества атомов для данного нуклида в смеси, а также массовой доли вещества, чтобы получить ядерную концентрацию содержащихся в смеси нуклидов. Например, ядерная концентрация кислорода и кремния в дисперсионном топливе определялась по следующим соотношениям:

$$\begin{aligned} N_{\text{O}} &= N_{\text{дисп.т}} \cdot X_T \cdot 2; \\ N_{\text{Si}} &= N_{\text{дисп.т}} \cdot X_M \cdot C_{\text{Si}}, \end{aligned} \text{ см}^{-3} \quad (2.5)$$

где C_{Si} – массовая концентрация кремния в материале инертной матрицы (0,1).

Теплоноситель реактора КЛТ-40С – вода под давлением 12,7 МПа и со средней температурой 298 °С, поэтому плотность необходимо определить с помощью таблиц параметров воды и водяного пара или с помощью прикладных программ, реализующих расчёт по этим таблицам. В данном расчёте применена программа WaterSteamPro [107], с помощью которой получено значение плотности воды 0,7253 г/см³.

После определения необходимых ядерных концентраций необходимо провести гомогенизацию ячейки. Для этого рассчитываются объёмы всех

материалов, из которых будут рассчитаны гомогенизированные ядерные концентрации. Например, для кислорода, который содержится и в топливе, и в теплоносителе гомогенизированная концентрация вычисляется по следующему соотношению:

$$N_{\text{гом}}(\text{O}) = \frac{N_{\text{мон}}(\text{O}) \cdot V_{\text{мон}} + N_{\text{тн}}(\text{O}) \cdot V_{\text{тн}}}{V_{\text{яч}}}, \text{ см}^{-3} \quad (2.6)$$

где $N_{\text{мон}}(\text{O})$ и $N_{\text{тн}}(\text{O})$ – гетерогенные ядерные концентрации кислорода в топливе и теплоносителе, соответственно, см^{-3} ; $V_{\text{мон}}$ и $V_{\text{тн}}$ – объёмы топлива и теплоносителя, соответственно, см^3 .

Если нуклид содержится только в одном материале, достаточно умножить его гетерогенную ядерную концентрацию на отношение объемов соответствующего материала и ячейки. Например, для определения гомогенизированной концентрации Zr в конструкционных материалах, необходимо использовать следующее соотношение:

$$N_{\text{гом}}(\text{Zr}) = N_{\text{км}}(\text{Zr}) \cdot \frac{V_{\text{км}}}{V_{\text{яч}}}, \text{ см}^{-3} \quad (2.7)$$

где $V_{\text{км}}$ – объем конструкционных материалов, см^3 .

После расчёта гомогенизированной ядерной концентрации всех материалов и содержащихся в них нуклидов, на основе литературных данных [74] рассчитываются многогрупповые ядерные константы (микроскопические сечения упругого и неупругого рассеяния, радиационного захвата, деления, а также средний косинус угла рассеяния) для каждого нуклида. Библиотека микроскопических констант БНАБ-64 [74] подразумевает разбиение энергетического спектра нейтронов на 26 энергетических групп (таблица 8).

Помимо вышеперечисленных величин требуется определить транспортное микроскопическое сечение ($\sigma_{tr,i}$) для каждого нуклида и каждой группы:

$$\sigma_{tr,i} = \sigma_{c,i} + \sigma_{f,i} + \sigma_{in,i} + \sigma_{e,i} \cdot \left(1 - \overline{\cos(\theta)}\right)_i, \text{ барн} \quad (2.8)$$

где $\sigma_{c,i}$ – микроскопическое сечение радиационного захвата, барн; $\sigma_{f,i}$ – микроскопическое сечение деления, барн; $\sigma_{e,i}$ – микроскопическое сечение

упругого рассеяния, барн; $\sigma_{in,i}$ – микроскопическое сечение неупругого рассеяния, барн.

Важно отметить, что микроскопические сечения аддитивны только для одного нуклида, то есть сложение или вычитание микроскопических сечений разных реакций для разных нуклидов запрещено.

После подготовки микроскопических констант, необходимо рассчитать макроскопические сечения $\Sigma_{i,j,k}$ путём умножения соответствующего микроскопического сечения реакции j на гомогенизированную концентрацию нуклида и коэффициент перевода из барн в см^2 :

$$\Sigma_{i,j} = \sigma_{i,j} \cdot N_{\text{гом}} \cdot 10^{24}, \text{ см}^{-1} \quad (2.9)$$

где i – номер группы нейтронов; j – тип ядерной реакции; $N_{\text{гом}}$ – гомогенизированная концентрация нуклида, см^{-3} ; $\sigma_{i,j}$ – микроскопическое сечение j -ой реакции для i -ой группы, барн.

Таблица 8 – Энергетические интервалы для каждой группы нейтронов согласно библиотеке БНАБ-64 [74]

Номер группы	Энергия, эВ	Номер группы	Энергия, эВ
1	$(6,5 \dots 10,5) \cdot 10^6$	14	$(1,0 \dots 2,15) \cdot 10^3$
2	$(4,0 \dots 6,5) \cdot 10^6$	15	465...1000
3	$(2,5 \dots 4,0) \cdot 10^6$	16	215...465
4	$(1,4 \dots 2,5) \cdot 10^6$	17	100...215
5	$(0,8 \dots 1,4) \cdot 10^6$	18	46,5...100
6	$(0,4 \dots 0,8) \cdot 10^6$	19	21,5...46,5
7	$(0,2 \dots 0,4) \cdot 10^6$	20	10,0...21,5
8	$(0,1 \dots 0,2) \cdot 10^6$	21	4,65...10
9	$(46,5 \dots 100) \cdot 10^3$	22	2,15...4,65
10	$(21,5 \dots 46,5) \cdot 10^3$	23	1,0...2,15
11	$(10,0 \dots 21,5) \cdot 10^3$	24	0,465...1,0
12	$(4,65 \dots 10,0) \cdot 10^3$	25	0,215...0,465
13	$(2,15 \dots 4,65) \cdot 10^3$	26	0,0252

Рассчитанные макроскопические сечения всех нуклидов складываются в каждой энергетической группе, чтобы получить макроскопические константы для дальнейшего расчёта реактора. В отличие от микроскопических сечений, макроскопические сечения реакций аддитивны между нуклидами.

В расчёте также введены поправки на резонансную самоэкранировку и температуру нейтронного газа. Резонансная самоэкранировка учтена с помощью f -факторов Бондаренко [108], подбираемых согласно температуре материала и значению приведенного полного микроскопического сечения:

$$\sigma_n = \sigma_{n0} \cdot f_n(\sigma_0, T), \quad (2.10)$$

где σ_n – микроскопическое сечение n -го процесса с учетом поправки на резонансную самоэкранировку, барн; σ_{n0} – микроскопическое сечение n -го процесса без учета поправки на резонансную самоэкранировку, барн; f_n – поправочный коэффициент резонансной самоэкранировки (f -фактор Бондаренко), зависящий от значения температуры и приведенного полного сечения (σ_0):

$$\sigma_{0,i,k} = \frac{\sum_{j \neq k}^N \sigma_{t,i,j} \cdot N_{zom,j}}{N_{zom,k}}, \text{ барн} \quad (2.11)$$

где $\sigma_{t,i,j}$ – полное микроскопическое сечение в i -ой группе для j -ого нуклида, барн; $N_{zom,j}$ – гомогенизированная ядерная концентрация j -ого нуклида, см⁻³; $N_{zom,k}$ – гомогенизированная ядерная концентрация нуклида, для которого рассчитывается значение приведенного полного сечения.

Поправки на температуру нейтронного газа в тепловой группе применены согласно следующему соотношению:

$$\sigma_m = \sigma_{m0} \cdot \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot \sqrt{\frac{293}{T_{н.г.}}}, \text{ барн} \quad (2.12)$$

где σ_m – микроскопическое сечение m -ой ядерной реакции с учетом поправки на температуру нейтронного газа, б; σ_{m0} – микроскопическое сечение m -ой ядерной реакции без учета поправки на температуру нейтронного газа, б; $T_{н.г.}$ – температура нейтронного газа, К.

Расчёт температуры нейтронного газа проводится по формуле [105]:

$$T_{н.г.} = T_0 \cdot \left(1 + 1,4 \frac{\Sigma_a(T_0)}{\xi \cdot \Sigma_s} \right), \text{ К} \quad (2.13)$$

где $\xi \cdot \Sigma_s$ – замедляющая способность среды, см^{-1} ; T_0 – средняя температура теплоносителя, К; $\Sigma_a(T_0)$ – макроскопическое сечение поглощения гомогенизированной среды активной зоны, соответствующая средней температуре среды (T_0) для тепловой группы нейтронов, см^{-1} .

Многогрупповой метод нейтронно-физического расчёта реализуется путём решения системы уравнений диффузии для критического ядерного реактора (стационарная задача):

$$\begin{aligned} D^{(i)} \cdot \Delta \Phi^{(i)} - \Sigma_a^{(i)} \cdot \Phi^{(i)} - \sum_{k=i+1}^I \Sigma_R^{i \rightarrow k} \cdot \Phi^{(i)} + \\ + \sum_{k=1}^{i-1} \Sigma_R^{k \rightarrow i} \cdot \Phi^{(k)} + \varepsilon^{(i)} \cdot \sum_{k=1}^I v_f^{(k)} \cdot \Sigma_f^{(k)} \cdot \Phi^{(k)} = 0, \end{aligned} \quad (2.14)$$

где i – номер группы нейтронов; k – номер группы нейтронов; $D^{(i)}$ – коэффициент диффузии нейтронов i -ой группы, см; $\Phi^{(i)}$, $\Phi^{(k)}$ – плотность потока нейтронов в соответствующих группах, $\text{см}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$; $\Sigma_a^{(i)}$ – макроскопическое сечение поглощения нейтронов i -ой группы, см^{-1} ; $\Sigma_R^{i \rightarrow k}$, $\Sigma_R^{k \rightarrow i}$ – макроскопическое сечение перехода нейтронов из i -ой группы в ниже лежащую k -ую (из выше лежащей k -ой в рассматриваемую i -ую) группу, соответственно, см^{-1} ; $\varepsilon^{(i)}$ – вероятность для нейтрона деления попасть непосредственно в i -ую группу; $v_f^{(k)}$ – среднее число нейтронов на акт деления; $\Sigma_f^{(k)}$ – макроскопическое сечение деления для нейтронов k -ой группы, см^{-1} ; I – число групп нейтронов (26).

В уравнении (2.14) первый член описывает утечку нейтронов из системы. В диффузионно-возрастном приближении это слагаемое определяется из следующего соотношения:

$$D^{(i)} \cdot \Delta \Phi^{(i)} = -D^{(i)} \cdot B^2 \cdot \Phi^{(i)}, \quad (2.15)$$

где B^2 – геометрический параметр системы, см^{-2} .

Коэффициент диффузии D рассчитывается согласно следующему соотношению:

$$D^{(i)} = \frac{1}{3 \cdot \Sigma_{tr,i}}, \quad (2.16)$$

где $\Sigma_{tr,i}$ – транспортное макроскопическое сечение для реактора, см⁻¹.

Геометрический параметр B характеризует утечку нейтронов из системы и рассчитывается для цилиндрической активной зоны с экстраполированными размерами по следующему соотношению:

$$B_i^2 = \left(\frac{2,405}{R_{A3} + \frac{0,7104}{\Sigma_{tr,i}}} \right)^2 + \left(\frac{\pi}{H_{A3} + 2 \cdot \frac{0,7104}{\Sigma_{tr,i}}} \right)^2, \text{ см}^{-2} \quad (2.17)$$

где R_{A3} – радиус активной зоны, см; H_{A3} – высота активной зоны, см.

Чтобы организовать итерационный способ решения системы уравнений, нужно составить систему уравнений для определения плотности потока нейтронов в каждой группе в виде следующего соотношения:

$$\Phi_j^{(i)} = f(\Phi_{j-1}^{(1)}, \Phi_{j-1}^{(2)}, \dots, \Phi_{j-1}^{(k)}, \dots, \Phi_{j-1}^{(26)}), \text{ при } k \neq i, \quad (2.18)$$

где j – номер текущей итерации, причём нумерация начинается с 1.

Учитывая (2.15), система (2.14) приводится к виду:

$$\begin{aligned} & -D^{(i)} \cdot B_i^2 \cdot \Phi^{(i)} - \Sigma_a^{(i)} \cdot \Phi^{(i)} - \sum_{k=i+1}^{26} \Sigma_R^{i \rightarrow k} \cdot \Phi^{(i)} + \sum_{k=1}^{i-1} \Sigma_R^{k \rightarrow i} \cdot \Phi^{(k)} + \\ & + \varepsilon^{(i)} \cdot \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^{26} \nu_f^{(k)} \cdot \Sigma_f^{(k)} \cdot \Phi^{(k)} + \varepsilon^{(i)} \cdot \nu_f^{(i)} \cdot \Sigma_f^{(i)} \cdot \Phi^{(i)} = 0 \end{aligned} \quad (2.19)$$

Тогда плотности потока нейтронов в i -ой группе выражаются из (2.19) в виде:

$$\Phi_j^{(i)} = \frac{\varepsilon^{(i)} \cdot \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^{26} \nu_f^{(k)} \cdot \Sigma_f^{(k)} \cdot \Phi_{j-1}^{(k)} + \sum_{k=1}^{i-1} \Sigma_R^{k \rightarrow i} \cdot \Phi_j^{(k)}}{D^{(i)} \cdot B_i^2 + \Sigma_a^{(i)} + \sum_{k=i+1}^{26} \Sigma_R^{i \rightarrow k} - \varepsilon^{(i)} \cdot \nu_f^{(i)} \cdot \Sigma_f^{(i)}}. \quad (2.20)$$

Тогда система уравнений (2.14) приобретает следующий вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} \Phi_j^{(1)} = \frac{\varepsilon^{(1)} \cdot \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^{26} v_f^{(k)} \cdot \Sigma_f^{(k)} \cdot \Phi_{j-1}^{(k)}}{D^{(1)} \cdot B_i^2 + \Sigma_a^{(1)} + \sum_{k=2}^{26} \Sigma_R^{1 \rightarrow k} - \varepsilon^{(1)} \cdot v_f^{(1)} \cdot \Sigma_f^{(1)}}; \\ \Phi_j^{(2)} = \frac{\varepsilon^{(2)} \cdot \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^{26} v_f^{(k)} \cdot \Sigma_f^{(k)} \cdot \Phi_{j-1}^{(k)} + \Sigma_R^{1 \rightarrow 2} \cdot \Phi_j^{(1)}}{D^{(2)} \cdot B_i^2 + \Sigma_a^{(2)} + \sum_{k=3}^{26} \Sigma_R^{2 \rightarrow k} - \varepsilon^{(2)} \cdot v_f^{(2)} \cdot \Sigma_f^{(2)}}; \\ \Phi_j^{(3)} = \frac{\varepsilon^{(3)} \cdot \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^{26} v_f^{(k)} \cdot \Sigma_f^{(k)} \cdot \Phi_{j-1}^{(k)} + \Sigma_R^{1 \rightarrow 3} \cdot \Phi_j^{(1)} + \Sigma_R^{2 \rightarrow 3} \cdot \Phi_j^{(2)}}{D^{(3)} \cdot B_i^2 + \Sigma_a^{(3)} + \sum_{k=4}^{26} \Sigma_R^{3 \rightarrow k} - \varepsilon^{(3)} \cdot v_f^{(3)} \cdot \Sigma_f^{(3)}}; \\ \dots \\ \Phi_j^{(25)} = \frac{\sum_{k=1}^{24} \Sigma_R^{k \rightarrow 25} \cdot \Phi_j^{(k)}}{D^{(25)} \cdot B_i^2 + \Sigma_a^{(25)} + \Sigma_R^{25 \rightarrow 26}}; \\ \Phi_j^{(26)} = \frac{\sum_{k=1}^{25} \Sigma_R^{k \rightarrow 26} \cdot \Phi_j^{(k)}}{D^{(26)} \cdot B_i^2 + \Sigma_a^{(26)}}. \end{array} \right. \quad (2.21)$$

В полученной системе не известна плотность потока нейтронов в итерации $j-1$ ($\Phi_{j-1}^{(k)}$), а это в свою очередь не позволяет рассчитать величину

$\sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^{26} v_f^{(k)} \cdot \Sigma_f^{(k)} \cdot \Phi_{j-1}^{(k)}$, описывающую число нейтронов, которые рождаются во втором

поколении при делении ядер всеми нейтронами первого поколения за исключением нейтронов из i -ой группы. Эта проблема решается введением нулевой итерации. В этом случае плотности потока нейтронов в нулевой итерации рассчитываются по следующему соотношению, полученному из (2.1) и (2.2):

$$\Phi_0^{(i)} = \frac{\varepsilon^{(i)} + \sum_{k=1}^{i-1} \Sigma_R^{k \rightarrow i} \cdot \Phi_0^{(k)}}{D^{(i)} \cdot B_i^2 + \Sigma_a^{(i)} + \sum_{k=i+1}^{26} \Sigma_R^{i \rightarrow k}}, \quad (2.22)$$

где число нейтронов второго поколения, появляющихся путем деления ядер всеми нейтронами первого поколения, задается равным единице

$$\left(\sum_{k=1}^{26} v_f^{(k)} \cdot \Sigma_f^{(k)} \cdot \Phi^{(k)} = 1 \right) [103].$$

После получения значений плотностей потока, необходимо сделать нормировку на мощность системы. Вначале определяется доля плотности потока в i -ой группе нейтронов:

$$\delta_i = \frac{\Phi_i}{\sum_{i=1}^{26} \Phi_i}. \quad (2.23)$$

После этого необходимо определить суммарную плотность потока нейтронов в абсолютных единицах из соотношения:

$$\Phi_{\Sigma} = \frac{Q_{\text{тепл}}}{\bar{\Sigma}_f \cdot E_f \cdot V_{\text{АЗ}}}, \text{ см}^{-2} \cdot \text{с}^{-1} \quad (2.24)$$

где $Q_{\text{тепл}}$ – тепловая мощность реактора, Вт; $\bar{\Sigma}_f$ – среднее значение макроскопического сечения деления, см^{-1} ; E_f – энергия деления одного ядра урана, Дж; $V_{\text{АЗ}}$ – объем активной зоны, см^3 .

Тогда спектр потока нейтронов в абсолютных единицах рассчитывается по следующему соотношению:

$$\Phi_{\text{абс},i} = \delta_i \cdot \Phi_{\Sigma} \cdot \text{см}^{-2} \cdot \text{с}^{-1} \quad (2.25)$$

Эффективный коэффициент размножения нейтронов в многогрупповом расчёте определяется по формуле:

$$k_{\text{эфф}} = \frac{\overline{v_f \cdot \Sigma_f}}{D \cdot \overline{B^2} + \overline{\Sigma_a}}, \quad (2.26)$$

где $\overline{v_f}$ – усредненное по спектру значение выхода нейтронов при делении; $\bar{\Sigma}_f$ – усредненное по спектру значение макроскопического сечения деления, см^{-1} ; $\bar{D}$ – усредненное по спектру значение коэффициента диффузии, см; $\overline{B^2}$ – усредненное по спектру значение геометрического параметра, см^{-2} ; $\bar{\Sigma}_a$ – усредненное по спектру значение макроскопического сечения поглощения, см^{-1} .

Усреднение величин по спектру проводится путём умножения соответствующих величин на долю плотности потока в i -ой группе и последующим суммированием по всему спектру:

$$\begin{aligned}\overline{D \cdot B^2} &= \sum_{i=1}^I D^{(i)} \cdot B_i^2 \cdot \delta^{(i)}; \\ \overline{\Sigma_a} &= \sum_{i=1}^I \Sigma_a^{(i)} \cdot \delta^{(i)}; \\ \overline{v_f \cdot \Sigma_f} &= \sum_{i=1}^I v_f^{(i)} \cdot \Sigma_f^{(i)} \cdot \delta^{(i)}.\end{aligned}\tag{2.27}$$

2.2 Методика определения длительности кампании ядерного топлива и удельной энерговыработки

Необходимо рассчитать изменение нуклидного состава системы, чтобы определить длительность кампании ядерного топлива и удельную энерговыработку. Приняты следующие допущения:

- влияние отравления самарием и ксеноном не учитывается;
- влияние выгорающего поглотителя не учитывается;
- ядерный реактор работает на номинальной мощности до конца кампании ядерного топлива;
- на каждом этапе расчёта подбирается гомогенизированная концентрация B_4C таким образом, чтобы запас реактивности равнялся 10^{-4} ;
- кампания ядерного топлива заканчивается, когда запас реактивности достигает 0;
- шаг интегрирования составляет 50 эфф. сут.

Эффективные сутки (эфф. сут) обозначают 24 часа работы реактора на номинальном уровне мощности (100%). Для перевода эфф. сут в сут, необходимо разделить длительность кампании в эфф. сут на КИУМ.

Изменение нуклидного состава происходит в процессе выгорания топлива, что в свою очередь приводит к снижению концентрации делящихся нуклидов и запаса реактивности. Одновременно при выгорании ядер ^{235}U идёт наработка

изотопов плутония: ^{239}Pu , ^{240}Pu , ^{241}Pu и ^{242}Pu . ^{239}Pu и ^{241}Pu могут делиться под действием тепловых нейтронов и увеличивать запас реактивности. При делении ядер образуются осколки деления, способные поглощать нейтроны и снижать запас реактивности.

Для расчётов изменения нуклидного состава применена конечно-разностная схема, преобразующая систему дифференциальных уравнений накопления и распада нуклидов в систему линейных уравнений. Для расчёта изменения нуклидного состава топлива при уран-плутониевом ЯТЦ используется следующая система линейных уравнений:

$$\begin{aligned}
 N_{i+1}^{235\text{U}} &= N_i^{235\text{U}} \cdot (1 - \bar{\sigma}_a^{235\text{U}} \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t); \\
 N_{i+1}^{238\text{U}} &= N_i^{238\text{U}} \cdot (1 - \bar{\sigma}_a^{238\text{U}} \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t); \\
 N_{i+1}^{239\text{Pu}} &= N_i^{239\text{Pu}} + (\bar{\sigma}_c^{238\text{U}} \cdot N_i^{238\text{U}} - \bar{\sigma}_a^{239\text{Pu}} \cdot N_i^{239\text{Pu}}) \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t; \\
 N_{i+1}^{240\text{Pu}} &= N_i^{240\text{Pu}} + (\bar{\sigma}_c^{239\text{Pu}} \cdot N_i^{239\text{Pu}} - \bar{\sigma}_a^{240\text{Pu}} \cdot N_i^{240\text{Pu}}) \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t; \\
 N_{i+1}^{241\text{Pu}} &= N_i^{241\text{Pu}} + (\bar{\sigma}_c^{240\text{Pu}} \cdot N_i^{240\text{Pu}} - \bar{\sigma}_a^{241\text{Pu}} \cdot N_i^{241\text{Pu}}) \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t; \\
 N_{i+1}^{242\text{Pu}} &= N_i^{242\text{Pu}} + (\bar{\sigma}_c^{241\text{Pu}} \cdot N_i^{241\text{Pu}} - \bar{\sigma}_a^{242\text{Pu}} \cdot N_i^{242\text{Pu}}) \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t; \\
 N_{i+1}^{\text{ПД } 235\text{U}} &= N_i^{\text{ПД } 235\text{U}} + 2 \cdot \bar{\sigma}_f^{235\text{U}} \cdot N_i^{235\text{U}} \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t; \\
 N_{i+1}^{\text{ПД } 239\text{Pu}} &= N_i^{\text{ПД } 239\text{Pu}} + 2 \cdot \bar{\sigma}_f^{239\text{Pu}} \cdot N_i^{239\text{Pu}} \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t,
 \end{aligned} \tag{2.28}$$

где $N_{i+1}^{\text{U}235}$, $N_{i+1}^{\text{U}238}$, $N_{i+1}^{\text{Pu}239}$, $N_{i+1}^{\text{Pu}240}$, $N_{i+1}^{\text{Pu}241}$, $N_{i+1}^{\text{Pu}242}$, $N_{i+1}^{\text{ПД U}235}$, $N_{i+1}^{\text{ПД Pu}239}$ – гомогенизированная концентрация ядер ^{235}U , ^{238}U , ^{239}Pu , ^{240}Pu , ^{241}Pu , ^{242}Pu , продуктов деления ^{235}U , продуктов деления ^{239}Pu , соответственно, см^{-3} ;

Φ_Σ – суммарная плотность потока нейтронов, $\text{см}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$; Δt – интервал времени, с;

$\bar{\sigma}$ – микроскопическое сечение, усредненное по спектру, барн:

$$\bar{\sigma} = \sum_{i=1}^I \sigma_i \cdot \delta_i. \tag{2.29}$$

Наработка нуклидов в торий-урановом ЯТЦ описывается следующей системой линейных уравнений:

$$\begin{aligned}
N_{i+1}^{233\text{U}} &= N_i^{233\text{U}} + (\overline{\sigma_c^{232\text{Th}}} \cdot N_i^{232\text{Th}} - \overline{\sigma_a^{233\text{U}}} \cdot N_i^{233\text{U}}) \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t; \\
N_{i+1}^{234\text{U}} &= N_i^{234\text{U}} + (\overline{\sigma_c^{233\text{U}}} \cdot N_i^{233\text{U}} - \overline{\sigma_a^{234\text{U}}} \cdot N_i^{234\text{U}}) \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t; \\
N_{i+1}^{235\text{U}} &= N_i^{235\text{U}} + (\overline{\sigma_c^{234\text{U}}} \cdot N_i^{234\text{U}} - \overline{\sigma_a^{235\text{U}}} \cdot N_i^{235\text{U}}) \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t; \\
N_{i+1}^{232\text{Th}} &= N_i^{232\text{Th}} \cdot (1 - \overline{\sigma_a^{232\text{Th}}} \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t); \\
N_{i+1}^{\text{ПД } 233\text{U}} &= N_i^{\text{ПД } 233\text{U}} + 2 \cdot \overline{\sigma_f^{233\text{U}}} \cdot N_i^{233\text{U}} \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t; \\
N_{i+1}^{\text{ПД } 235\text{U}} &= N_i^{\text{ПД } 235\text{U}} + 2 \cdot \overline{\sigma_f^{235\text{U}}} \cdot N_i^{235\text{U}} \cdot \Phi_\Sigma \cdot \Delta t.
\end{aligned} \tag{2.30}$$

Для определения глубины выгорания топлива (удельной энергосработки) необходимо рассчитать массу начальной загрузки тяжелых металлов (урана, смеси урана и плутония или смеси урана и тория) по следующему соотношению (на примере диоксида урана):

$$m_{\text{TM}} = V_T \cdot X_T \cdot \rho_{\text{UO}_2} \cdot \frac{M(\text{U})}{M(\text{UO}_2)}, \text{ кг}_{\text{TM}} \tag{2.31}$$

где V_T – объём топлива, см³; X_T – доля топлива в дисперсионной композиции; ρ_{UO_2} – плотность диоксида урана (10,9 г/см³); $M(\text{U})$ и $M(\text{UO}_2)$ – молярные массы урана и диоксида урана, соответственно, г/моль.

Тогда удельная энергосработка рассчитывается по формуле:

$$B = \frac{P \cdot t_{\text{камп}}}{m_{\text{TM}}}, \text{ МВт} \cdot \text{сут} / \text{кг}_{\text{TM}} \tag{2.32}$$

где P – тепловая мощность реактора, МВт; $t_{\text{камп}}$ – длительность кампании ядерного топлива, эфф. сут; m_{TM} – масса загрузки тяжелого металла, кг_{TM}.

2.3 Основные параметры эффективности использования различных топливных композиций

Для проведения анализа эффективности использования той или иной топливной композиции необходимо определить параметры, по которым будет проводиться их сравнение.

Первый параметр – это длительность кампании ядерного топлива. Эта величина обозначает период времени между двумя загрузками свежего ядерного топлива в активную зону. Параметр вычисляется по зависимости запаса

реактивности от времени: как только значение запаса реактивности пересекает ось X , считается, что кампания ядерного топлива завершена.

Второй параметр для оценки эффективности использования топливной композиции – удельная энерговыработка (или глубина выгорания топлива). Этот параметр показывает, какое количество тепловой энергии (МВт·сут) можно получить за одну кампанию ядерного топлива с 1 кг тяжелого металла.

Третий параметр для оценки эффективности использования топливной композиции – это эффективность использования делящегося нуклида. Для его вычисления достаточно найти отношение удельной энерговыработки к начальной массовой концентрации делящегося нуклида [39]:

$$B_{\text{дел}} = \frac{B}{C_{\text{дел}}}, \text{ МВт} \cdot \text{сут} / \text{кг}_{\text{дел}} \quad (2.33)$$

где $C_{\text{дел}}$ – массовая концентрация делящегося нуклида.

По значению этого параметра можно вычислить, сколько тепловой энергии можно получить с 1 кг делящегося нуклида за одну кампанию топлива. По этому параметру можно сравнить эффективность топливной композиции с аналогичными реакторами, работающими на схожих топливных композициях. Например, для КЛТ-40С можно провести сравнение с реактором ВВЭР-1000, который работает на низкообогащенном топливе из диоксида урана.

2.4 Результаты расчёта проектной загрузки топлива для реактора КЛТ-40С

Проведен расчёт реактора КЛТ-40С со стандартной дисперсионной топливной композиции $(^{238}\text{U} + ^{235}\text{U})\text{O}_2$ (концентрация ^{235}U составляет 14,1%) в силуминовой матрице (объёмные доли топлива и матрицы определены по формуле 2.31 и составляют 50,5% и 49,5%, соответственно) при проектном диаметре твэла 6,8 мм. Проведено сравнение расчётных данных с данными в проектной документации [64]. На рисунке 9 представлена зависимость запаса реактивности от времени.

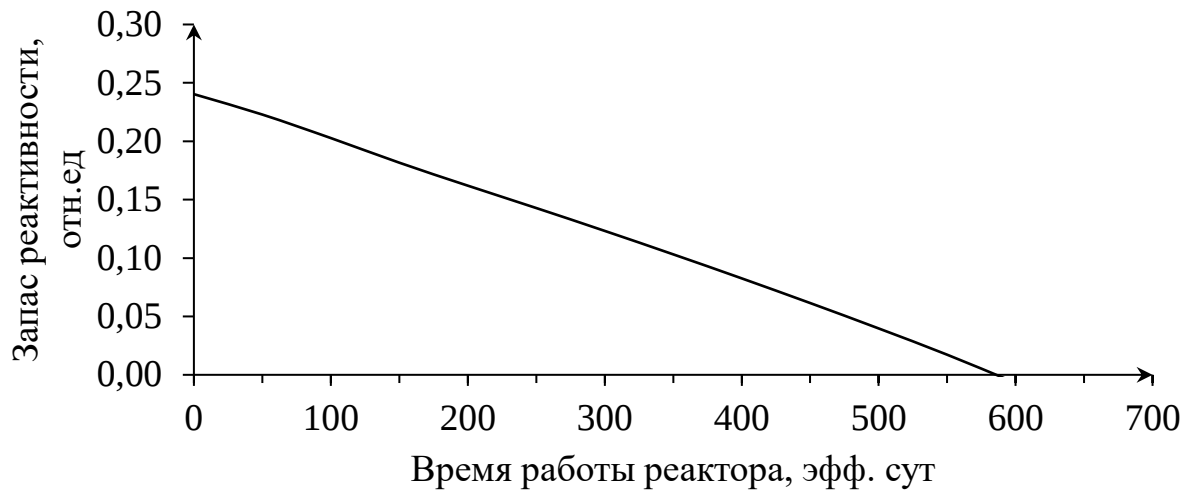


Рисунок 9 – Зависимость запаса реактивности от времени для стандартной дисперсионной композиции реактора КЛТ-40С

Длительность кампании топлива рассчитывается по пересечению оси ОХ и линии зависимости. Длительность кампании равна 550 эфф. сут, что составляет 13200 эфф. ч (в проектной документации [64] длительность кампании указывается в эфф. ч).

Энергоресурс определяется как произведение длительности кампании топлива в эфф. ч на тепловую мощность реактора. Расчётное значение энергоресурса (при тепловой мощности 150 МВт и длительности кампании 13200 эфф. ч) составило 1,98 ТВт·ч.

Период между перегрузками топлива определяется как отношение длительности кампании к коэффициенту использования установленной мощности (КИУМ). Расчётное значение периода между перегрузками (при длительности кампании в 550 эфф. сут и КИУМ равном 0,65) составило 2,3 года.

Расчётная масса загруженного урана (m_U) – 1284 кг (из них 179 кг ^{235}U (m_{235U})). Глубина выгорания (удельная энергосработка) топлива (B) равна 64 МВт·сут/кг_U.

Удельный расход делящегося материала ($C_{дел}/B$) определяется как отношение концентрации делящегося материала (обогащение) к глубине выгорания и измеряется в г_{дел}/МВт·сут. Расчётное значение удельного расхода

делящегося материала (при концентрации ^{235}U 14,1% и глубине выгорания 64 МВт·сут/кг_U) составило 2,2 г_{дел}/МВт·сут.

Объёмное энерговыделение (q_v) вычисляется как отношение тепловой мощности активной зоны к эффективным объёмам активной зоны. Расчётное значение объёмного энерговыделения (при тепловой мощности 150 МВт, диаметре активной зоны в 1,155 м и высоте активной зоны 1,2 м) составило 119,3 МВт/м³.

Линейное энерговыделение (q_l) определяется как отношение тепловой мощности одного ТВЭЛ к высоте ТВЭЛ. Расчётное значение линейного энерговыделения (при тепловой мощности 150 МВт, количестве ТВС 121 шт., количестве ТВЭЛ в одной ТВС 69 шт. и высоте активной зоны 1,2 м) составило 14,97 кВт/м.

В таблице 9 приведено сравнение расчётных характеристик реактора КЛТ-40С с данными из проектной документации [64].

Таблица 9 – Сравнение расчётных данных реактора КЛТ-40С с данными в проектной документации [64]

Параметр, ед. измерения	Расчётные данные	Данные в проектной документации	Разница между расчётом и проектным значением, %
$t_{\text{камп}}$, эфф. ч	13200	14000	5,7
Энергоресурс, ТВТ·ч	1,98	2,10	5,7
КИУМ	0,65	0,65	0
Период между перегрузками, лет	2,3	2,1	9,5
m_U , кг	1284	1273	0,9
$m_{^{235}\text{U}}$, кг	179,2	179,0	0,1

Продолжение таблицы 9

B , МВт·сут/кг _U	64,0	68,7	6,8
$C_{\text{дел}}/B$, $\Gamma_{235\text{U}}/(\text{МВт} \cdot \text{сут})$	2,2	2,1	7,3
q_v , МВт/м ³	119,3	119,0	0,3
q_l , кВт/м	14,97	14,00	6,9

Из таблицы 9 видно, что разница между расчётными данными и данными из проектной документации [64] не превышает 10%. Максимальное различие наблюдается для периода между перегрузками (9,5%). Минимальное различие наблюдается для массы загрузки ^{235}U (0,1%).

2.5 Влияние стартовой загрузки на длительность кампании и удельную энерговыработку ядерного топлива

Оценка влияния стартовой загрузки проведена для следующих дисперсионных топливных композиций в силуминовой матрице: $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$, $(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$, $(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ и $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$. Концентрация делящегося нуклида во всех случаях – 14,1%, а внешний диаметр твэла принят равным проектному значению 6,8 мм.

На рисунке 10 приведена зависимость запаса реактивности от времени работы реактора для четырёх дисперсионных топливных композиций.

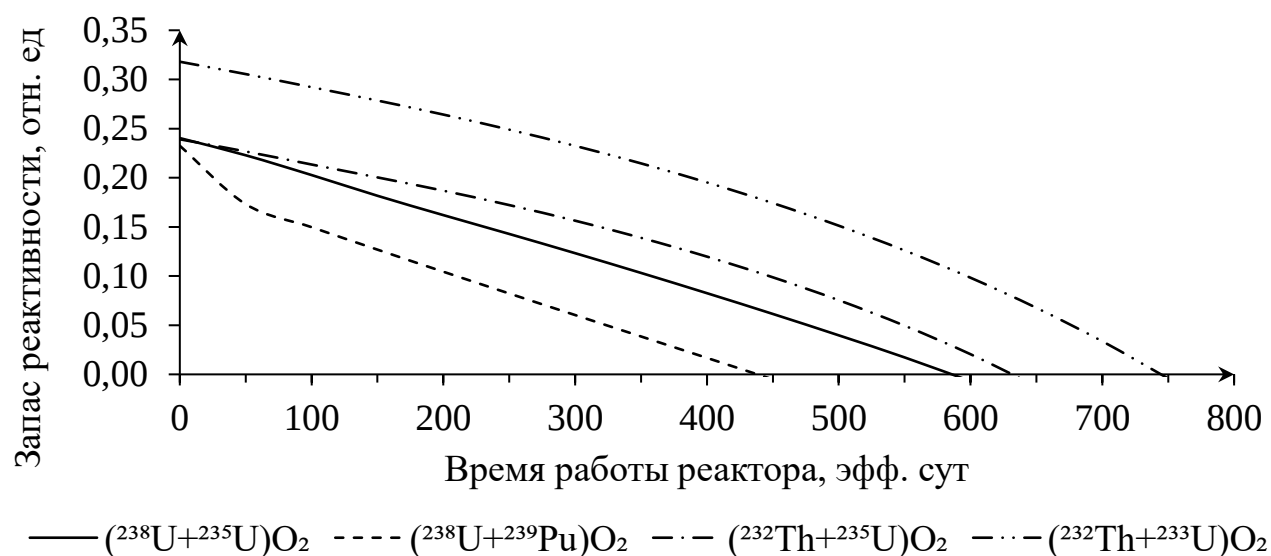


Рисунок 10 – Изменение запаса реактивности во время работы реактора для различных дисперсионных топливных композиций при проектном диаметре ТВЭЛ 6,8 мм

В таблице 10 приведены параметры эффективности использования топливных композиций при проектном диаметре ТВЭЛ.

Таблица 10 – Параметры эффективности использования различных дисперсионных топливных композиций

Параметр	$(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$	$(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$	$(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})\text{O}_2$	$(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$
$t_{\text{камп}}, \text{ эфф. сут}$	550	450	600	700
$m_{\text{ТМ}}, \text{ кг}$	1284	1284	1284	1284
$B, \text{ МВт} \cdot \text{сут} / \text{кг}_{\text{ТМ}}$	64	53	70	82
$B_{\text{дел}}, \text{ МВт} \cdot \text{сут} / \text{кг}_{\text{дел}}$	456	373	498	582

Наибольшая длительность кампании ядерного топлива достигается для дисперсионной топливной композиции $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ и составляет 700 эфф. сут. Наименьшая длительность кампании достигается для композиции $(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$ и составляет 450 эфф. сут.

Наибольшая удельная энерговыработка и эффективность использования делящегося нуклида достигаются для дисперсионной топливной композиции $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$: 82 МВт·сут/кг_{ТМ} и 582 МВт·сут/кг_{дел}, соответственно. Наименьшая удельная энерговыработка и эффективность использования делящегося нуклида достигаются для топливной композиции $(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$: 53 МВт·сут/кг_{ТМ} и 373 МВт·сут/кг_{дел}, соответственно. Сравнение полученных данных с реактором ВВЭР-1000, который также является водо-водяным реактором под давлением, как и КЛТ-40С, приведено в таблице 11.

Таблица 11 – Сравнение длительности кампании, удельной энерговыработки и эффективности использования делящегося нуклида для реакторов КЛТ-40С и ВВЭР-1000:

Параметр	КЛТ-40С				ВВЭР
	$(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$	$(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$	$(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})\text{O}_2$	$(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$	$(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$
$t_{\text{камп}}$, эфф. сут	550	450	600	700	900
B , МВт·сут/кг _{ТМ}	64	53	70	82	53
$C_{\text{дел}}$	0,141	0,141	0,141	0,141	0,045
$B_{\text{дел}}$ МВт·сут/кг _{дел}	456	373	498	582	1187

Несмотря на низкую удельную энерговыработку ядерного топлива в реакторе ВВЭР-1000, эффективность использования делящегося нуклида для этого реактора значительно выше, чем для КЛТ-40С. Это объясняется следующими факторами:

- реактор ВВЭР-1000 использует керамическое топливо из диоксида урана плотностью 10,9 г/см³, что увеличивает массу загрузки тяжелого металла в сравнении с КЛТ-40С, где дисперсионное топливо имеет плотность 6,95 г/см³ и, соответственно, более низкую массу загрузки урана.

- реактор ВВЭР-1000 использует топливо с обогащением по ^{235}U 4,5%, тогда как КЛТ-40С использует почти в 4 раза более высокое обогащение (14,1%)

из-за меньших габаритных размеров активной зоны и большей геометрической утечки, соответственно.

Из таблицы 11 видно, что для реактора КЛТ-40С лишь композиция $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ близка по эффективности использования делящегося нуклида к реактору ВВЭР-1000 со стандартной композицией на основе диоксида урана.

На рисунке 11 приведены спектры плотности потока нейтронов в относительных единицах для различных топливных композиций:

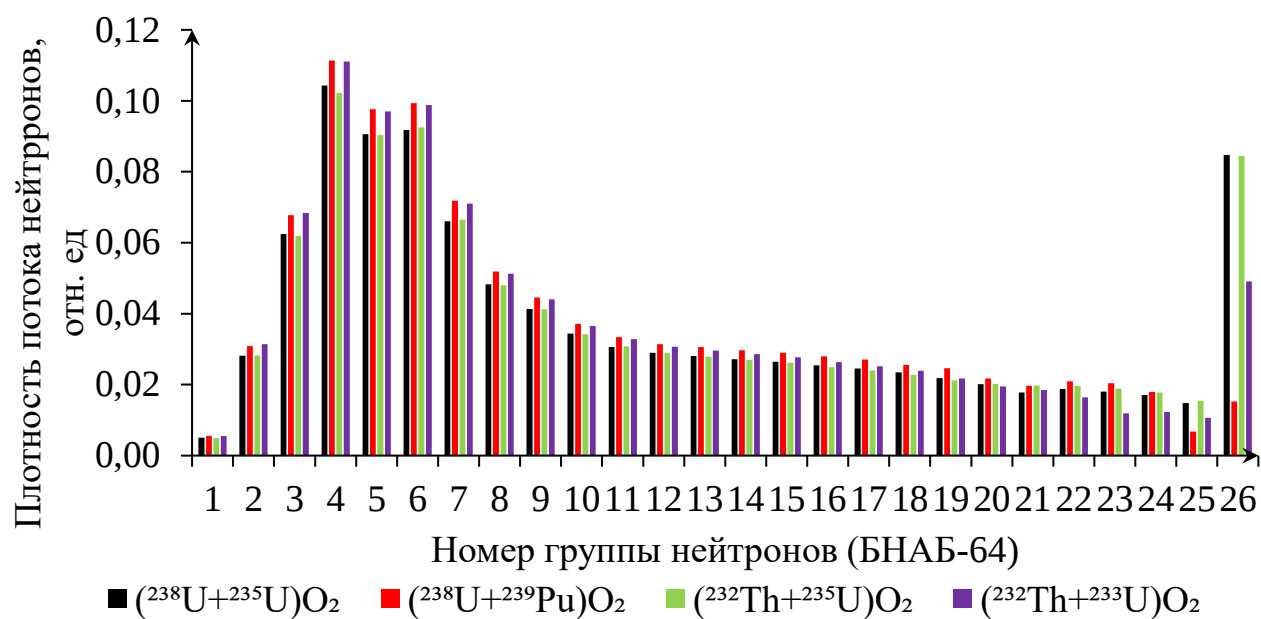


Рисунок 11 – Спектры плотности потока нейтронов для различных дисперсионных топливных композиций

При смене делящегося нуклида с ^{235}U на ^{239}Pu происходит резкое снижение плотности потока нейтронов в 25 и 26 группах (на 54% и на 82%, соответственно). Одновременно с этим, плотности потока нейтронов в 1-24 группах выше в среднем на 9%, чем в спектре стандартной топливной композиции.

Смена воспроизводящего нуклида с ^{238}U на ^{232}Th приводит к небольшому повышению плотности потока нейтронов в 1-25 группах в среднем на 2%.

Последующая смена делящегося нуклида с ^{235}U на ^{233}U приводит к снижению плотности потока нейтронов в 22 группе на 12%, в 23 группе на 34%, а

в 24–26 группах в среднем на 33%. Это связано с тем, что ^{233}U обладает высоким сечением поглощения в 20-26 группах нейтронов.

Низкая эффективность композиции $(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$ объясняется тем, что во время работы реактора образуются нуклиды ^{240}Pu и ^{242}Pu , которые являются сильными поглотителями нейтронов, как в резонансной области спектра, так и в тепловой. Кроме того, отношение микроскопических сечений для реакций радиационного захвата и деления для ^{239}Pu и ^{241}Pu выше, чем это отношение для ^{235}U и ^{233}U , причём последний нуклид обладает наименьшим отношением сечений захвата и деления (таблица 12):

Таблица 12 – Сравнение отношения микроскопических сечений радиационного захвата и деления для различных делящихся нуклидов [109]

Нуклид	^{239}Pu	^{241}Pu	^{235}U	^{233}U
σ_c/σ_f (тепловая группа)	0,385	0,392	0,173	0,101

2.6 Влияние внешнего диаметра твэла на длительность кампании и удельную энерговыработку ядерного топлива

Проведен расчёт длительности кампании и удельной энерговыработки для реактора КЛТ-40С с дисперсионными композициями в силуминовой матрице: $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$, $(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$, $(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ и $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$. Внешний диаметр твэла варьировался в интервале 4,8...8,8 мм с шагом в 1 мм. Диаметр 8,8 мм выбран как максимально возможный, так как твэлы большего диаметра не помещаются в чехол тепловыделяющей сборки. На рисунке 12 приведена зависимость длительности кампании ядерного топлива от внешнего диаметра твэла для различных дисперсионных топливных композиций. На рисунке 13 приведена зависимость удельной энерговыработки от внешнего диаметра твэла для различных дисперсионных топливных композиций.

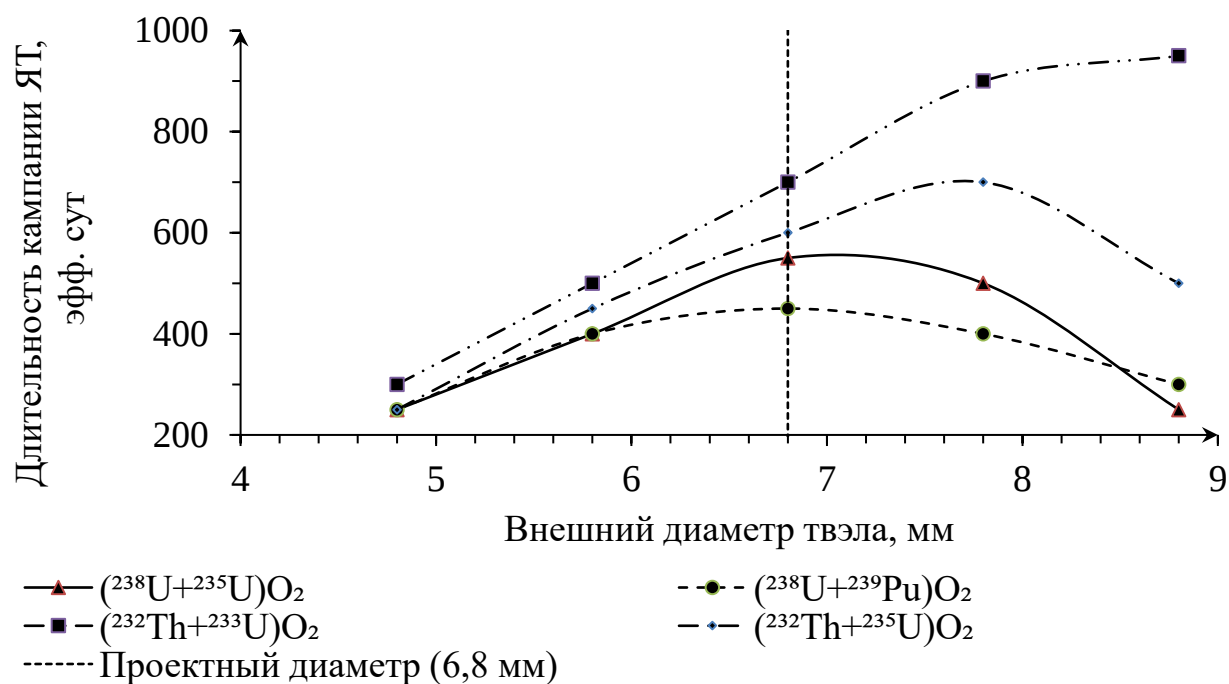


Рисунок 12 – Зависимость длительности кампании ядерного топлива от внешнего диаметра твэла для различных дисперсионных топливных композиций

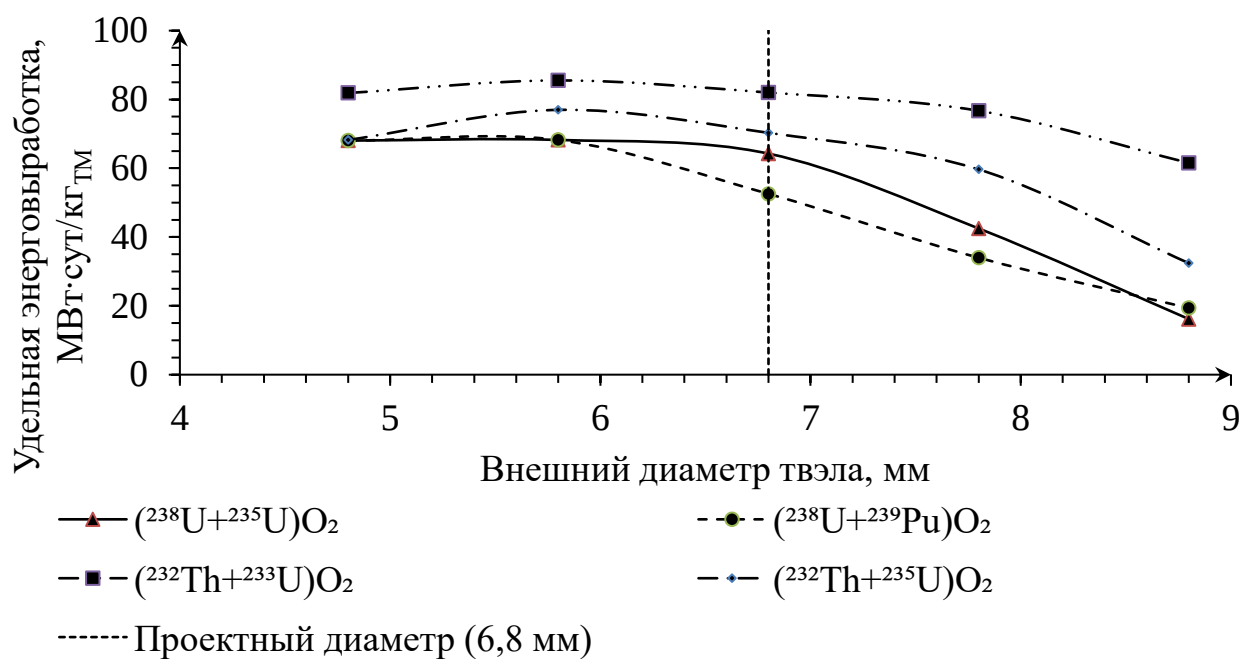


Рисунок 13 – Зависимость удельной энерговыработки от внешнего диаметра твэла для различных дисперсионных топливных композиций

В таблице 13 приведена масса загрузки тяжелого металла для каждого из исследуемых внешних диаметров твэла.

Таблица 13 – Масса загрузки тяжелого металла для различных внешних диаметров твэла

$d_{\text{внеш}}, \text{ мм}$	4,8	5,8	6,8	7,8	8,8
$m_{\text{ТМ}}, \text{ кг}$	551	879	1284	1765	2322

Для стандартной дисперсионной топливной композиции ($^{238}\text{U}+^{235}\text{U}$)O₂ наибольшая длительность кампании достигается при проектном диаметре твэла 6,8 мм и составляет 550 эфф. сут, при этом удельная энерговыработка равна 64 МВт·сут/кг_{ТМ}. Наименьшая длительность кампании ядерного топлива достигается при внешнем диаметре твэла 4,8 мм и составляет 250 эфф. сут. Максимальная удельная энерговыработка достигается при внешних диаметрах твэла 4,8...5,8 мм (68 МВт·сут/кг_{ТМ}), а минимальная – при диаметре 8,8 мм (16 МВт·сут/кг_{ТМ}).

Наименьшую эффективность показывает дисперсионная топливная композиция ($^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu}$)O₂ ввиду наименьшей длительности кампании и удельной энерговыработки. Максимальная длительность кампании достигается при проектном диаметре твэла 6,8 мм (450 эфф. сут), а минимальная – при внешнем диаметре твэла 4,8 мм (250 эфф. сут). Увеличение внешнего диаметра твэла приводит к снижению длительности кампании вплоть до 300 эфф. сут. Максимальная удельная энерговыработка достигается при внешнем диаметре твэла 4,8 мм (68 МВт·сут/кг_{ТМ}), а минимальное – при внешнем диаметре 8,8 мм (19 МВт·сут/кг_{ТМ}).

Для дисперсионной топливной композиции ($^{232}\text{Th}+^{235}\text{U}$)O₂ максимальная длительность кампании ядерного топлива достигается при внешнем диаметре твэла 7,8 мм и равна 700 эфф. сут, при этом удельная энерговыработка составляет 60 МВт·сут/кг_{ТМ}. Минимальная длительность кампании топлива достигается при внешнем диаметре твэла 4,8 мм (500 эфф. сут). Максимальная удельная

энерговыработка достигается при внешнем диаметре твэла 5,8 мм (77 МВт·сут/кг_{ТМ}), а минимальная – при диаметре 8,8 мм (32 МВт·сут/кг_{ТМ}).

Для дисперсионной топливной композиции ($^{232}\text{Th}+^{233}\text{U}$)O₂ максимальная длительность кампании ядерного топлива достигается при внешнем диаметре твэла 8,8 мм (950 эфф. сут), минимальная – при диаметре 4,8 мм (300 эфф. сут). Максимальная удельная энерговыработка достигается при внешнем диаметре твэла 5,8 мм (86 МВт·сут/кг_{ТМ}), а минимальная – при диаметре 8,8 мм (62 МВт·сут/кг_{ТМ}). Несмотря на то, что внешний диаметр твэла в 8,8 мм обеспечивает максимальную длительность кампании ядерного топлива, удельная энерговыработка при этом уменьшается на 4% по сравнению со стандартной композицией при проектном диаметре твэла 6,8 мм. Внешний диаметр твэла 7,8 мм для данной композиции увеличивает длительность кампании ядерного топлива на 64% и удельную энерговыработку на 19% по сравнению со стандартной композицией с проектным диаметром 6,8 мм.

Выводы по главе 2

Таким образом, с помощью решения многогрупповых уравнений диффузии итерационным способом, проведен нейтронно-физический расчёт реактора малой мощности КЛТ-40С для четырёх дисперсионных топливных композиций в силуминовой матрице: ($^{238}\text{U}+^{235}\text{U}$)O₂, ($^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu}$)O₂, ($^{232}\text{Th}+^{235}\text{U}$)O₂ и ($^{232}\text{Th}+^{233}\text{U}$)O₂ с концентрацией делящегося нуклида 14,1%.

Проведено сравнение рассчитанных параметров (длительность кампании, удельная энерговыработка, энергоресурс, удельный расход делящегося материала, масса загрузки топлива) для стандартной композиции с проектным диаметром реактора КЛТ-40С с данными в проектной документации. Наибольшее отклонение от проектных данных (10%) выявлено для удельной энерговыработки. Это связано с тем, что в расчётной методике не учитывается профилирование активной зоны по концентрации делящегося нуклида, а также не учтены гетерогенные эффекты. Для учёта гетерогенных эффектов, а также анализа

концентрации ^{232}U в ОЯТ для каждой дисперсионной топливной композиции необходим расчёт с помощью метода Монте-Карло.

Проанализировано влияние состава топливной загрузки на параметры: длительность кампании ядерного топлива, удельная энерговыработка и эффективность использования делящегося нуклида. Установлено, что максимальная длительность кампании ядерного топлива (700 эфф. сут) и удельная энерговыработка (82 МВт·сут/кг_{ТМ}) достигается для дисперсионной топливной композиции ($^{232}\text{Th}+^{233}\text{U}$)O₂.

Сравнительный анализ эффективности использования делящегося нуклида дисперсионных композиций КЛТ-40С с реактором ВВЭР-1000 показал, что лишь композиция ($^{232}\text{Th}+^{233}\text{U}$)O₂ близка по этому параметру к ВВЭР-1000 с низкообогащенным (4,5% по ^{235}U) керамическим топливом на базе диоксида урана (582 МВт·сут/кг_{дел} для КЛТ-40С и 1187 МВт·сут/кг_{дел} для ВВЭР-1000).

Анализ влияния внешнего диаметра твэла (в интервале от 4,8 мм до 8,8 мм) на длительность кампании ядерного топлива и удельную энерговыработку показал, что максимальная удельная энерговыработка (86 МВт·сут/кг_{ТМ}) достигается для дисперсионной топливной композиции ($^{232}\text{Th}+^{233}\text{U}$)O₂ с внешним диаметром твэла 5,8 мм. Для дисперсионной топливной композиции ($^{232}\text{Th}+^{233}\text{U}$)O₂ с внешним диаметром твэла 7,8 мм достигается максимальное увеличение длительности кампании (на 64%) и удельной энерговыработки (на 19%) по сравнению со стандартной композицией с проектным диаметром твэла 6,8 мм.

В дальнейшем необходимо провести нейтронно-физический расчёт с помощью метода Монте-Карло, чтобы учесть гетерогенные эффекты и проанализировать концентрацию ^{232}U в ОЯТ.

Глава 3. Определение нейтронно-физических параметров активной зоны реактора КЛТ-40С с помощью пакета прикладных программ MCU-PTR

3.1 Описание методики нейтронно-физического расчета активной зоны КЛТ-40С с помощью программы MCU-PTR

Расчет активной зоны реактора КЛТ-40С проведен в программе MCU-PTR. Расчёт начинается с описания материального состава, а также геометрии системы. В качестве ядерной концентрации нуклидов использована гетерогенная ядерная концентрация нуклидов, полученная в главе 2. Рассчитываемые величины приведены в системе СГС. Внешний диаметр твэла приводится в мм, в соответствии с проектной документацией [64].

Размерность этой концентрации требуется перевести из см^{-3} в $\text{барн}^{-1} \cdot \text{см}^{-1}$ для дальнейшего расчёта в MCU-PTR по соотношению:

$$N_{i,MCU} = \frac{N_i}{10^{24}}, \text{ барн}^{-1} \cdot \text{см}^{-1} \quad (3.1)$$

где $N_{i,MCU}$ – гетерогенная ядерная концентрация i -ого нуклида в размерности, необходимой для расчета в Monte-Carlo Universal, $\text{барн}^{-1} \cdot \text{см}^{-1}$; N_i – гетерогенная ядерная концентрация i -ого нуклида, см^{-3} .

При расчёте дисперсионного топлива введено упрощение: диоксидная композиция в силуминовой матрице рассчитывается как гомогенная смесь диоксидного топлива (например, UO_2) и матрицы (90% Al + 10% Si) с рассчитанными в главе 2 долями топлива и матрицы (50,5% и 49,5%, соответственно). Температура материалов (топливо, оболочка, стержни с выгорающим поглотителем (СВП)) взята из работы [26], где проведен теплофизический расчёт реактора КЛТ-40С и получена температура топлива, оболочки, и СВП: 693 К, 623 К и 573 К, соответственно.

Стоит отметить, что активная зона реактора КЛТ-40С содержит около семи типов СВП с различной плотностью оксида гадолиния в силуминовой матрице. Поэтому в расчёте также применено упрощение: доля оксида выгорающего поглотителя подобрана так, чтобы на старте кампании оставалось около 17% запаса реактивности [35].

Задание геометрии системы начинается с тела-контейнера, для которого будут определяться граничные условия задачи. В данном исследовании в качестве контейнера применен цилиндр с размерами активной зоны и граничными условиями поглощения на всех границах [110].

С помощью таких элементарных геометрических тел как цилиндр и шестигранная призма, создавался тепловыделяющий элемент: дисперсионный топливный стержень, оболочка, а также шестиугольная призма замедлителя, окружающего ТВЭЛ. Затем из таких элементарных шестиугольных ячеек с помощью функций геометрического модуля MCU/NET и MCU/LATTICE, создана геометрия тепловыделяющей сборки (рисунок 14) и полной активной зоны (рисунок 15) соответственно.

Для использования функции NET (сеть) задается заголовок сети, начало координат для размещения первого элемента сети (так называемые прототипы ячейки), число строк и столбцов в сети, а также картограмма, согласно которой будут располагаться все элементы сети.

Функция MCU/LATTICE (решетка) работает аналогичным образом: из набора элементов она воссоздаёт структуру согласно описанной картограмме, а также генератору сдвигов. В данном исследовании применен генератор сдвигов G2MP, так как его параметры задаются максимально схожим образом с функцией MCU/NET. В качестве прототипа элемента решетки использован объект, построенный ранее с помощью функции MCU/NET.

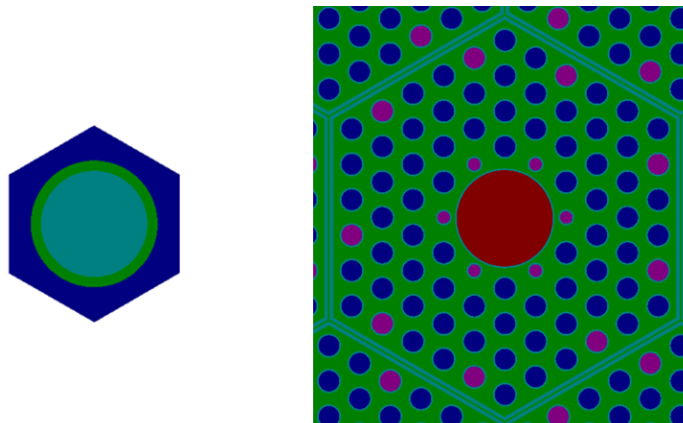


Рисунок 14 – Элементарная ячейка реактора КЛТ-40С и тепловыделяющая сборка КЛТ-40С, выполненная с помощью функции MCU/NET (построено в MCU Office)

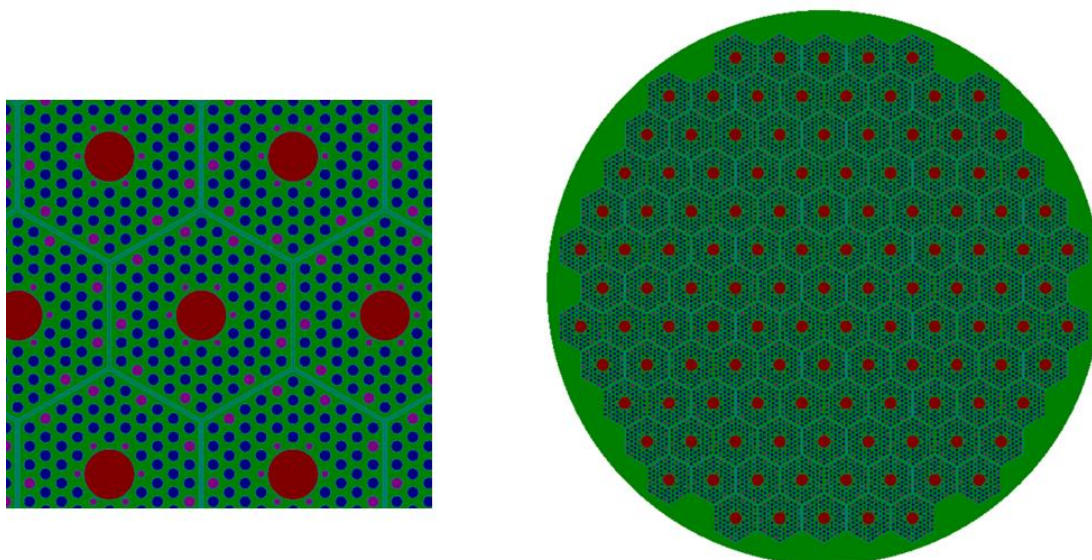


Рисунок 15 – Активная зона реактора КЛТ-40С, выполненная с помощью функции MCU/LATTICE (построено в MCU Office)

После формирования геометрии активной зоны следует определить параметры регистрационного модуля. В данном разделе в MCU регистрировался эффективный коэффициент размножения нейтронов, спектры плотности потока нейтронов (разбиение по группам проводилось согласно библиотеке микроконстант БНАБ-64 [74] для дальнейшего сравнения с результатами многогруппового расчёта).

После этого проведено описание модуля выгорания, а именно заданы:

- объём каждого материала;
- какие материалы считаются делящимися, а какие поглощающими;
- тепловая мощность рассчитываемого реактора;
- количество суток для моделирования, а также шаг моделирования;
- нуклиды для отслеживания концентрации.

После описания модуля выгорания заданы параметры алгоритма моделирования, определяющие количество промоделированных частиц (историй) и тип решаемой задачи (задача о критичности системы). Помимо этого задано количество частиц в одном поколении, количество моделируемых поколений и

количество серий с таким количеством поколений. Для расчёта активной зоны рассчитано 11 серий по 50 поколений из 1000 частиц, причем первая серия всегда пропускалась. Расчёт проведен с помощью шестиядерного процессора, соответственно, на каждом шаге выгорания рассчитано $3 \cdot 10^6$ историй. Эти параметры подобраны таким образом, чтобы добиться точности расчёта эффективного коэффициента размножения нейтронов до 10^{-4} .

Расчёты проведены для всех рассматриваемых дисперсионных топливных композиций, чтобы получить длительность кампании (момент времени, когда запас реактивности становится равным нулю), удельную энерговыработку (глубина выгорания) и процентную концентрацию ^{232}U в ОЯТ. Внешний диаметр твэла проварьирован в интервале 4,8...8,8 мм с шагом в 1 мм.

В реакторе КЛТ-40С присутствуют как ТВС с местом под стержни аварийной защиты (цилиндрический центральный канал), так и ТВС с местом под стержни регулирования (гексагональный центральный канал). В данном расчёте использовались только ТВС с цилиндрическим центральным каналом. Активная зона рассчитывалась без учёта профилирования (твэлы КЛТ-40С подразделяются на «легкие» с концентрацией делящегося нуклида 13% и на «тяжелые» с концентрацией делящегося нуклида 15%).

3.2 Влияние выгорающего поглотителя на длительность кампании ядерного топлива

Проведен расчёт динамики изменения запаса реактивности с помощью программы MCU-PTR для стандартной топливной композиции КЛТ-40С при проектном диаметре твэла 6,8 мм для двух случаев (рисунок 16): в первом случае (пунктирная линия) СВП содержат выгорающий поглотитель (Gd), а во втором (сплошная линия) СВП не содержат выгорающий поглотитель (заданы пустыми).

Расчёты проведены, чтобы выяснить влияние Gd на длительность кампании ядерного топлива, а также необходимо ли учитывать выгорающий поглотитель при дальнейших расчётах рассматриваемых топливных композиций.

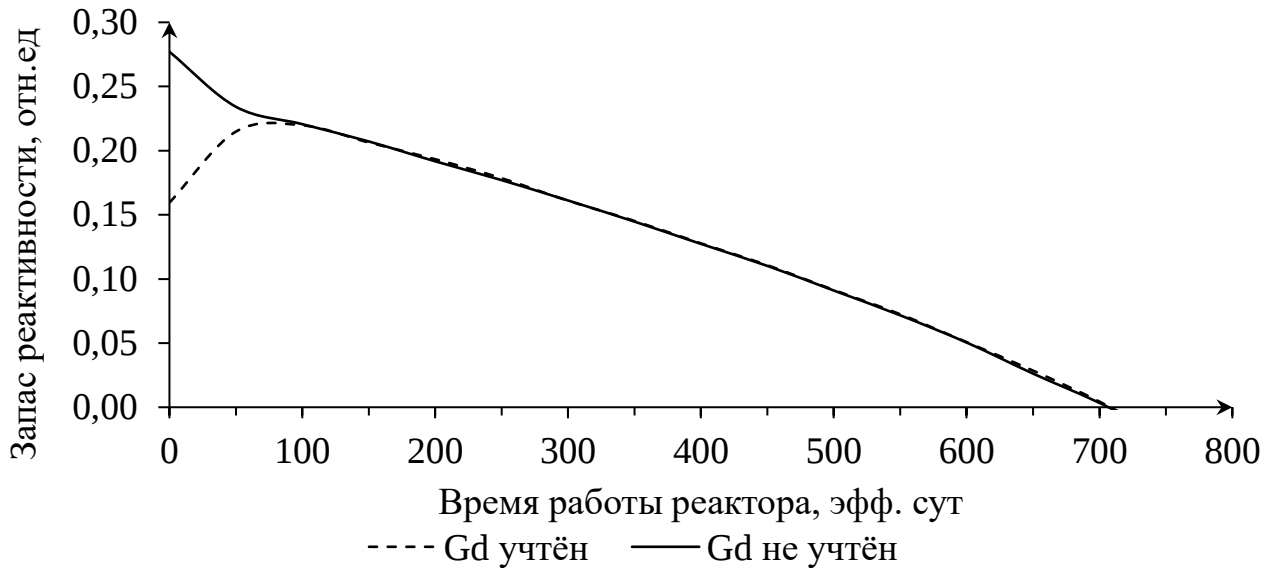


Рисунок 16 – Динамика изменения запаса реактивности с учётом влияния Gd и без учёта влияния Gd

При учёте выгорающего поглотителя максимальный запас реактивности (0,2341) достигается в момент 100 эфф. сут. После этого, запас реактивности становится равным нулю между 700 и 750 эфф. сут. Это связано с тем, что на момент 50 эфф. сут выгорает почти 100% ^{157}Gd из СВП, а на момент 100 эфф. сут выгорает ^{155}Gd . Повышение запаса реактивности происходит за счёт наработки ^{239}Pu , концентрация которого растёт вплоть до завершения кампании топлива (рисунок 17).

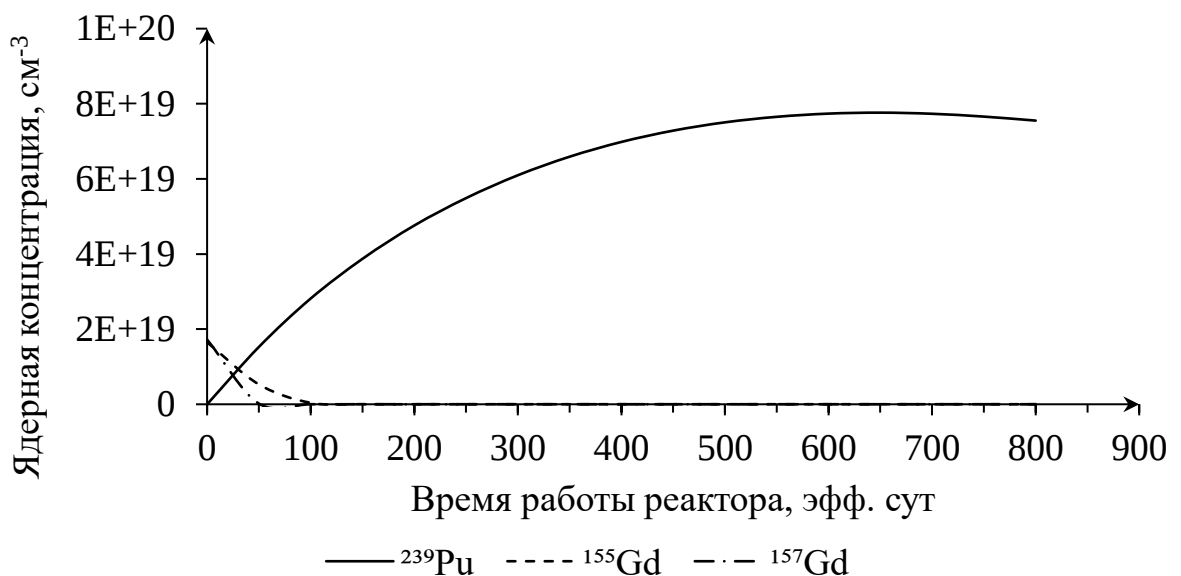


Рисунок 17 – Динамика изменения ядерной концентрации ^{239}Pu , ^{155}Gd , ^{157}Gd

При проведении расчёта без учёта Gd, максимальный запас реактивности в начале кампании топлива (0,2771). Запас реактивности становится равным нулю между 700 и 750 эфф. сут, что совпадает с результатом, полученным при учёте Gd. Существенное изменение длительности кампании топлива при учёте Gd не обнаружено. В дальнейших расчётах влияние Gd не учитывается.

3.3 Влияние стартовой загрузки на длительность кампании ядерного топлива и удельную энерговыработку

Проведен расчёт длительности кампании, удельной энерговыработки и эффективности использования делящегося нуклида с помощью программы MCSU-PTR для всех рассматриваемых топливных композиций при проектном диаметре твэла 6,8 мм (таблица 14, рисунок 18). В таблице 14 приведено сравнение полученных данных с реактором ВВЭР-1000.

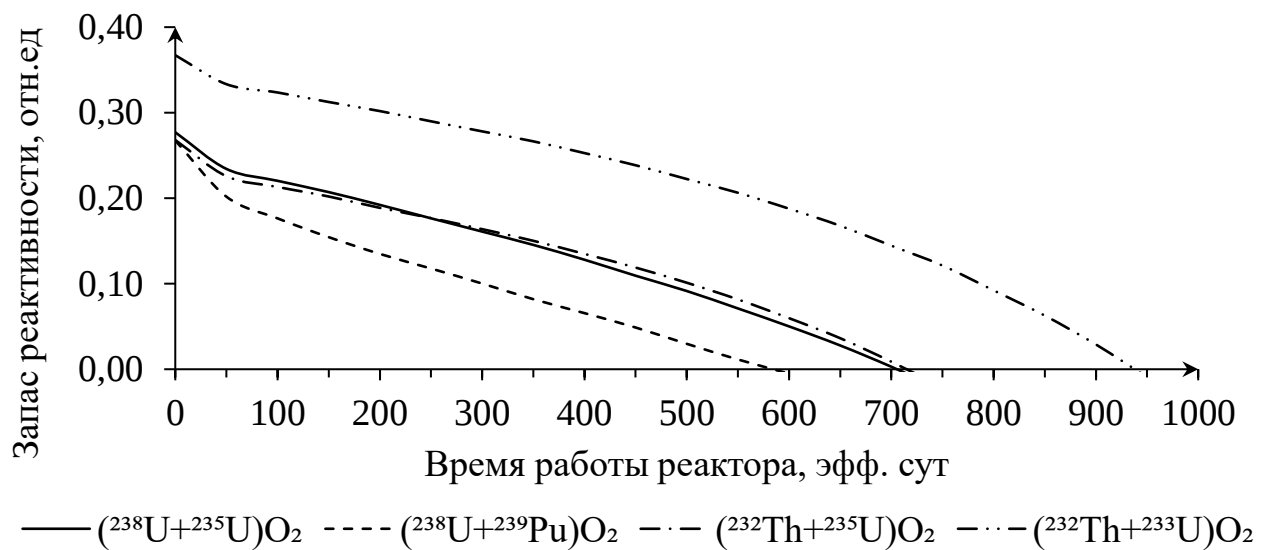


Рисунок 18 – Динамика изменения запаса реактивности для различных дисперсионных топливных композиций

Таблица 14 – Расчётные значения параметров эффективности для различных дисперсионных топливных композиций реактора КЛТ-40С в сравнении с реактором ВВЭР-1000

Параметр	КЛТ-40С				ВВЭР-1000
	$(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})$ O_2	$(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})$ O_2	$(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})$ O_2	$(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})$ O_2	$(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})$ O_2
$t_{\text{камп}}, \text{эфф. сут}$	700	550	700	900	900
$B, \text{МВт}\cdot\text{сут}/\text{кг}_{\text{ТМ}}$	82	64	82	105	53
$C_{\text{дел}}$	0,141	0,141	0,141	0,141	0,045
$B_{\text{дел}}, \text{МВт}\cdot\text{сут}/\text{кг}_{\text{дел}}$	580	456	580	746	1187

Замена делящегося изотопа с ^{235}U на ^{239}Pu в композиции $(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$ приводит к снижению длительности кампании ядерного топлива с 700 до 550 эфф. сут. Кроме того, такая замена делящегося изотопа приводит к снижению значений удельной энерговыработки и эффективности использования делящегося нуклида до 64 МВт·сут/кг_{ТМ} и 456 МВт·сут/кг_{ТМ}.

Замена воспроизводящего нуклида с ^{238}U на ^{232}Th не приводит к повышению параметров длительности кампании, удельной энерговыработки и эффективности использования делящегося материала.

Замена делящегося изотопа с ^{235}U на ^{233}U приводит к повышению длительности кампании ядерного топлива с 700 до 900 эфф. сут. Значения удельной энерговыработки и эффективности использования делящегося материала возрастают до 105 МВт·сут/кг_{ТМ} и 746 МВт·сут/кг_{дел.} соответственно.

В сравнении с реактором ВВЭР-1000, работающим на низкообогащенном керамическом топливе из диоксида урана с обогащением 4,5% по ^{235}U лишь дисперсионная композиция $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ реактора КЛТ-40С приближается по эффективности использования делящегося материала к реактору ВВЭР-1000.

3.4 Влияние внешнего диаметра тепловыделяющего элемента на длительность кампании топлива и удельную энергосвязку

Проведен расчёт длительности кампании и удельной энергосвязки для всех рассматриваемых топливных композиций с помощью программы MCU-PTR, чтобы проверить результаты, полученные с помощью решения системы многогрупповых уравнений диффузии нейтронов (глава 2). Внешний диаметр твэла варьировался в интервале 4,8...8,8 мм.

Для дисперсионной композиции $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ дополнительно оценивался вклад энергетических групп нейтронов в деление по следующему соотношению:

$$\overline{\Sigma_{f,i} \cdot \delta_i} = \frac{\Sigma_{f,i} \cdot \delta_i}{\sum_{i=1}^{26} \Sigma_{f,i} \cdot \delta_i}, \quad (3.2)$$

где $\Sigma_{f,i}$ – макроскопическое сечение деления для i -ой группы, см^{-1} ; δ_i – отношение плотности потока нейтронов Φ_i для i -ой группы к суммарной плотности потока нейтронов Φ_{Σ} .

На рисунке 19 приведена зависимость длительности кампании топлива от внешнего диаметра твэла для различных дисперсионных топливных композиций.

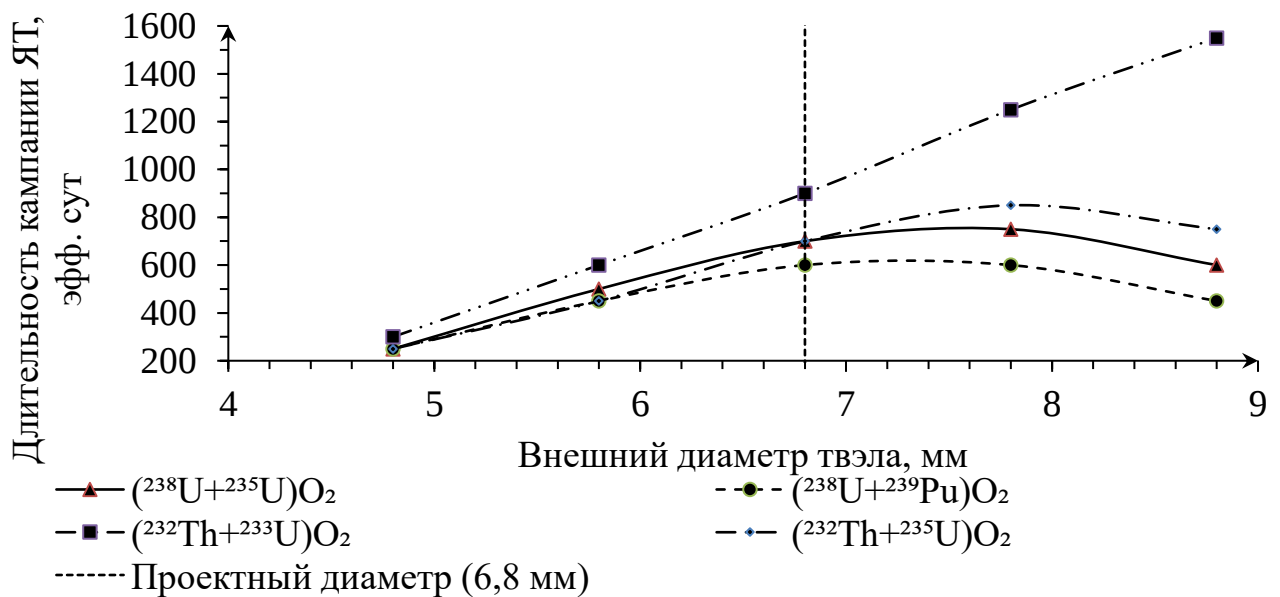


Рисунок 19 – Зависимость длительности кампании топлива от внешнего диаметра твэла для четырёх дисперсионных топливных композиций

На рисунке 20 приведена зависимость удельной энерговыработки от внешнего диаметра твэла для различных дисперсионных топливных композиций.

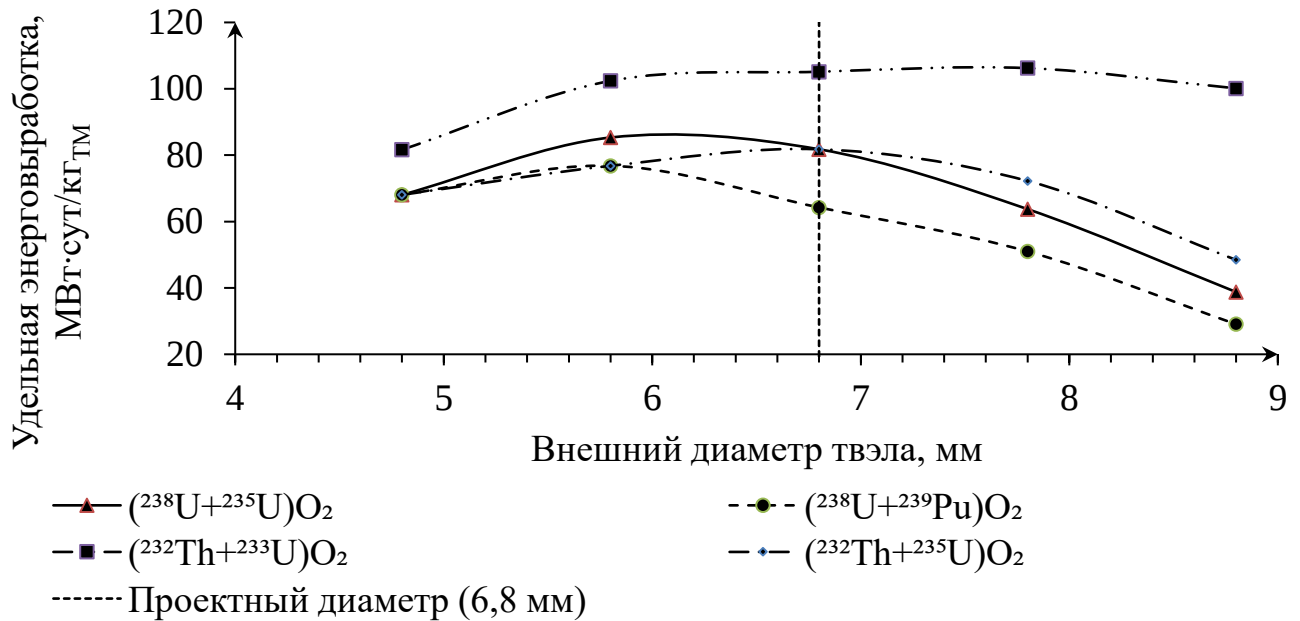


Рисунок 20 – Зависимость удельной энерговыработки от внешнего диаметра твэла для четырех дисперсионных топливных композиций

Для стандартной дисперсионной топливной композиции максимальная длительность кампании топлива (750 эфф. сут) достигается при внешнем диаметре твэла 7,8 мм. Минимальная длительность кампании топлива (250 эфф. сут) достигается при внешнем диаметре твэла 4,8 мм. Минимальная удельная энерговыработка (39 МВт·сут/кг_{ТМ}) достигается при внешнем диаметре твэла 8,8 мм. Максимальная удельная энерговыработка (85 МВт·сут/кг_{ТМ}) достигается при внешнем диаметре твэла 5,8 мм.

Для дисперсионной топливной композиции $(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$ максимальная длительность кампании топлива (600 эфф. сут) достигается при внешних диаметрах твэла 6,8...7,8 мм. Минимальная длительность кампании топлива (250 эфф. сут) достигается при внешнем диаметре твэла 4,8 мм. Максимальная удельная энерговыработка (77 МВт·сут/кг_{ТМ}) достигается при внешнем диаметре твэла 5,8 мм. Минимальная удельная энерговыработка (29 МВт·сут/кг_{ТМ}) достигается при внешнем диаметре твэла 8,8 мм.

Для дисперсионной топливной композиции ($^{232}\text{Th}+^{235}\text{U}$)O₂ максимальная длительность кампании топлива (850 эфф. сут) достигается при внешнем диаметре твэла 7,8 мм. Минимальная длительность кампании топлива (250 эфф. сут) достигается при внешнем диаметре твэла 4,8 мм. Максимальная удельная энерговыработка (82 МВт·сут/кг_{ТМ}) достигается при внешнем диаметре твэла 6,8 мм. Минимальная удельная энерговыработка (48 МВт·сут/кг_{ТМ}) достигается при внешнем диаметре твэла 8,8 мм.

Для дисперсионной топливной композиции ($^{232}\text{Th}+^{233}\text{U}$)O₂ максимальная длительность кампании топлива (1550 эфф. сут) достигается при внешнем диаметре твэла 8,8 мм. Минимальная длительность кампании топлива (300 эфф. сут) достигается при внешнем диаметре твэла 4,8 мм. Максимальная удельная энерговыработка (106 МВт·сут/кг_{ТМ}) достигается при внешнем диаметре твэла 7,8 мм. Минимальная удельная энерговыработка (82 МВт·сут/кг_{ТМ}) достигается при внешнем диаметре твэла 4,8 мм. Таким образом, внешний диаметр твэла 7,8 мм для данной дисперсионной топливной композиции позволяет получить прирост на 79% к длительности кампании топлива и на 30% к удельной энерговыработке по сравнению со стандартной дисперсионной композицией при проектном диаметре твэла 6,8 мм.

Для дисперсионной топливной композиции ($^{232}\text{Th}+^{233}\text{U}$)O₂ с увеличением внешнего диаметра твэла не наблюдается выраженный максимум длительности кампании топлива. Для объяснения этого эффекта проведен дополнительный анализ вклада нейтронов разных энергетических областей в реакцию деления (рисунок 21) для диаметров 6,8 мм; 7,8 мм; 8,8 мм. Для удобства анализа значения для 26 групп нейтронов свернуты в 3 группы: быстрые (10 МэВ – 10 кэВ), резонансные (10 кэВ – 0,215 эВ) и тепловые (0,215 эВ – 0,0252 эВ).

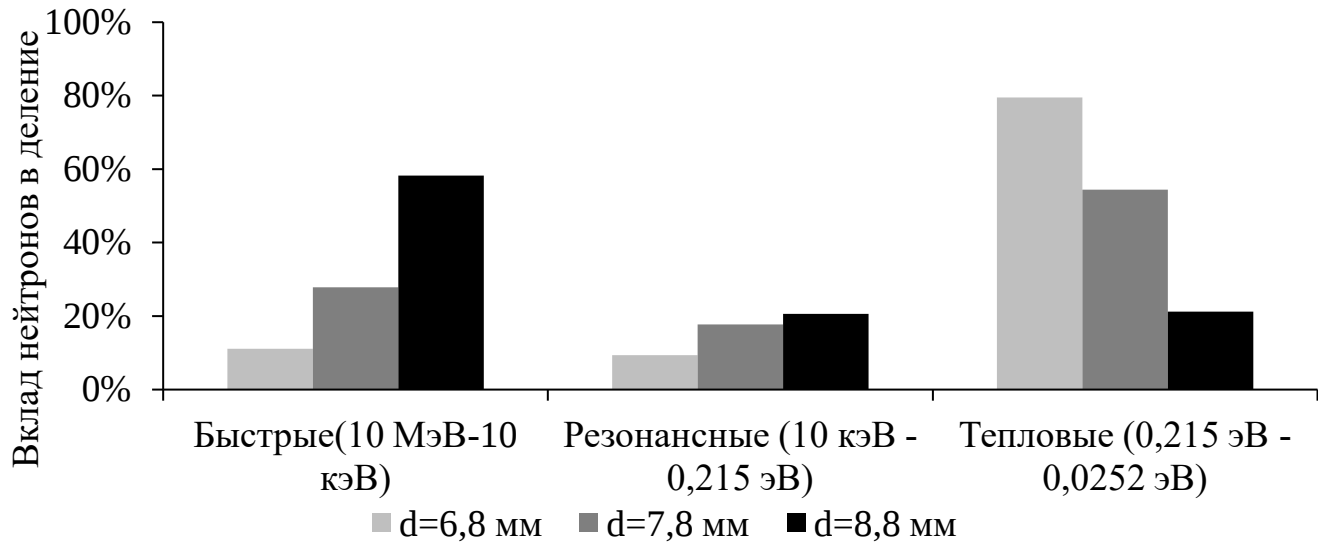


Рисунок 21 – Вклад энергетических областей нейтронов в деление для различных внешних диаметров твэла для дисперсионной композиции ($^{232}\text{Th}+^{233}\text{U}$)O₂

С увеличением внешнего диаметра твэла растёт вклад в реакцию деления за счёт быстрых и резонансных нейтронов. Вклад в деление за счёт тепловых нейтронов падает. Это связано с высокими сечениями деления ^{233}U в резонансной области по сравнению с ^{235}U . При увеличении внешнего диаметра твэла до 7,8 мм объём теплоносителя на 1 ТВС сокращается на 17% (с 0,56 м³ до 0,47 м³).

3.5 Сравнительный анализ результатов, полученных с помощью двух методов нейтронно-физического расчёта

При реализации обоих методов нейтронно-физического расчёта (решение многогрупповых уравнений диффузии итерационным способом (далее – многогрупповой метод) и расчёт с помощью программы MCU-PTR (далее – метод Монте-Карло)) использованы одинаковые ядерные концентрации нуклидов, геометрические размеры активной зоны и её компонентов, температуры материалов и шаг интегрирования (50 эфф. сут) при изменении нуклидного состава. Результаты расчётов представлены на рисунках 22 – 29.

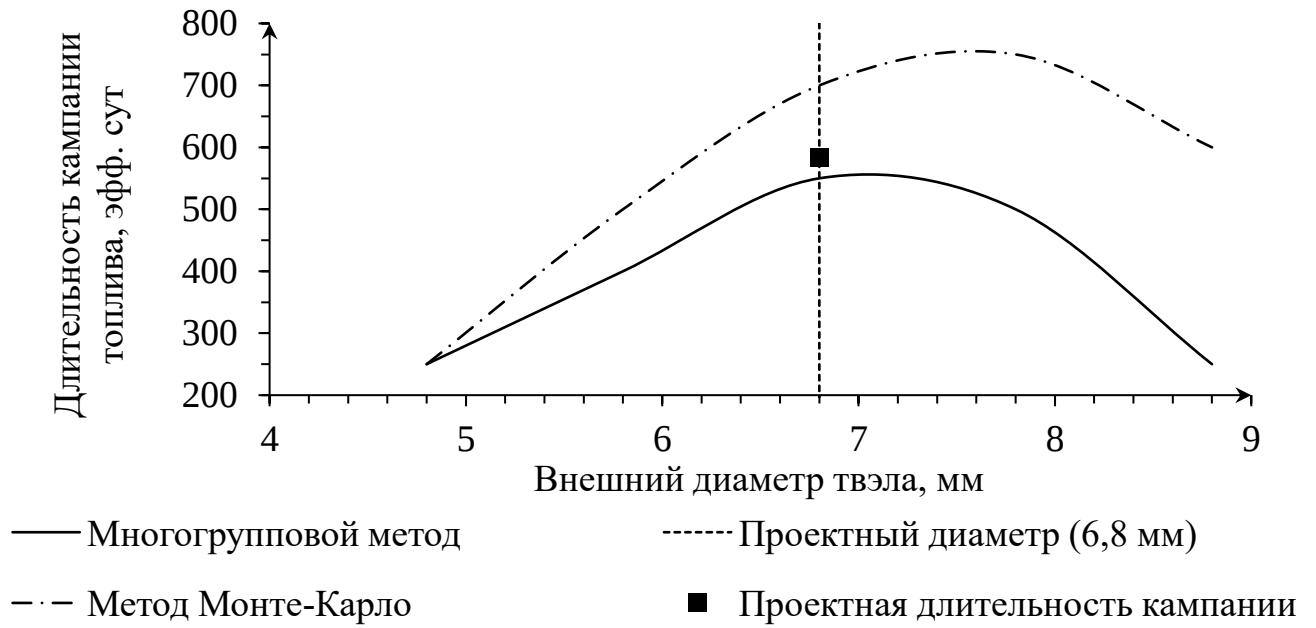


Рисунок 22 – Зависимость длительности кампании топлива от внешнего диаметра твэла для дисперсионной композиции ($^{238}\text{U}+^{235}\text{U}$)O₂

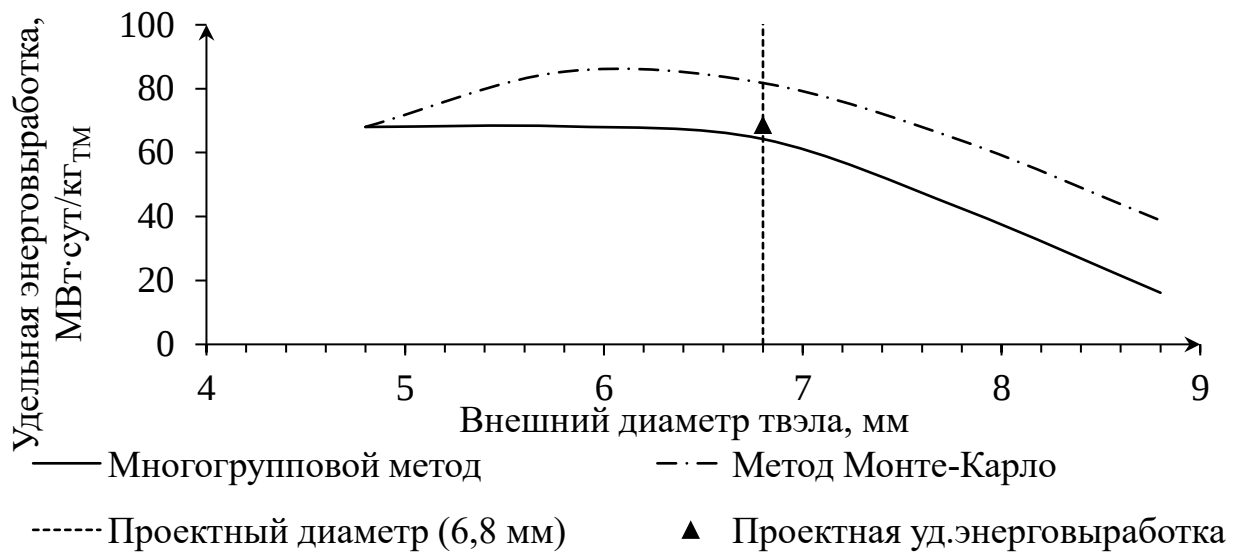


Рисунок 23 – Зависимость удельной энерговыработки от внешнего диаметра твэла для дисперсионной композиции ($^{238}\text{U}+^{235}\text{U}$)O₂

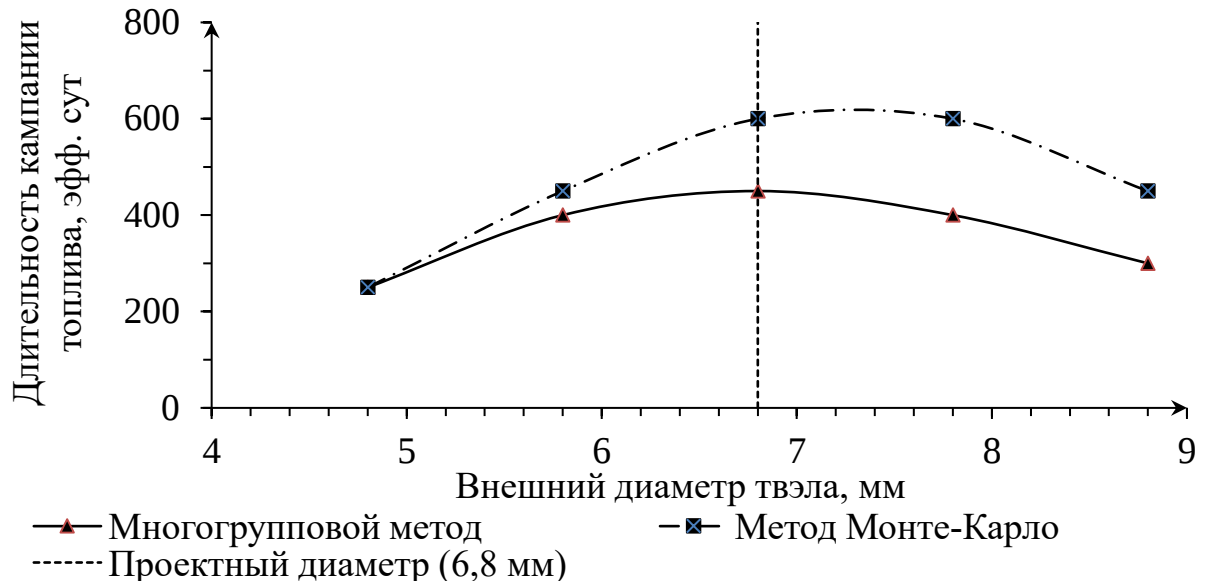


Рисунок 24 – Зависимость длительности кампании топлива от внешнего диаметра твэла для дисперсионной композиции ($^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu}$) O_2

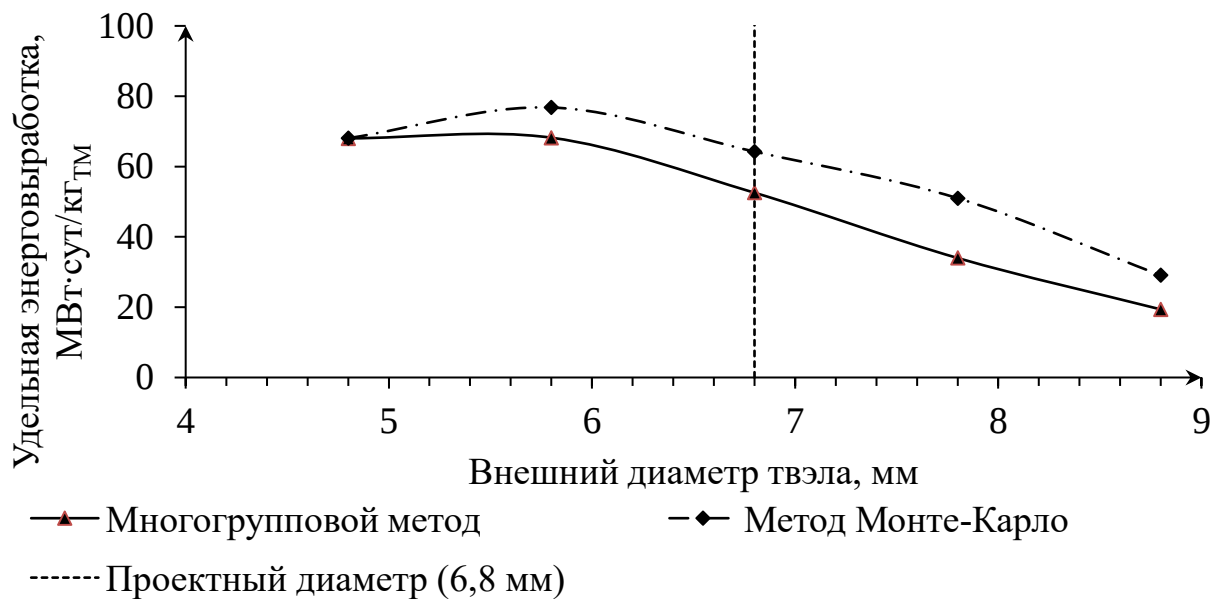


Рисунок 25 – Зависимость удельной энерговыработки от внешнего диаметра твэла для дисперсионной композиции ($^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu}$) O_2

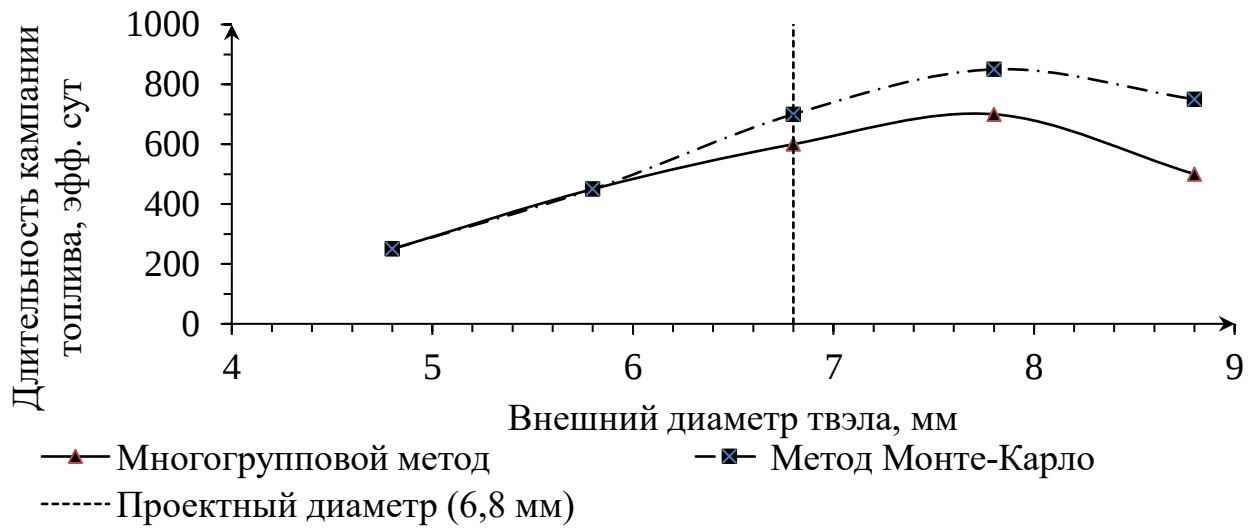


Рисунок 26 – Зависимость длительности кампании топлива от внешнего диаметра твэла для дисперсионной композиции ($^{232}\text{Th}+^{235}\text{U}$)O₂

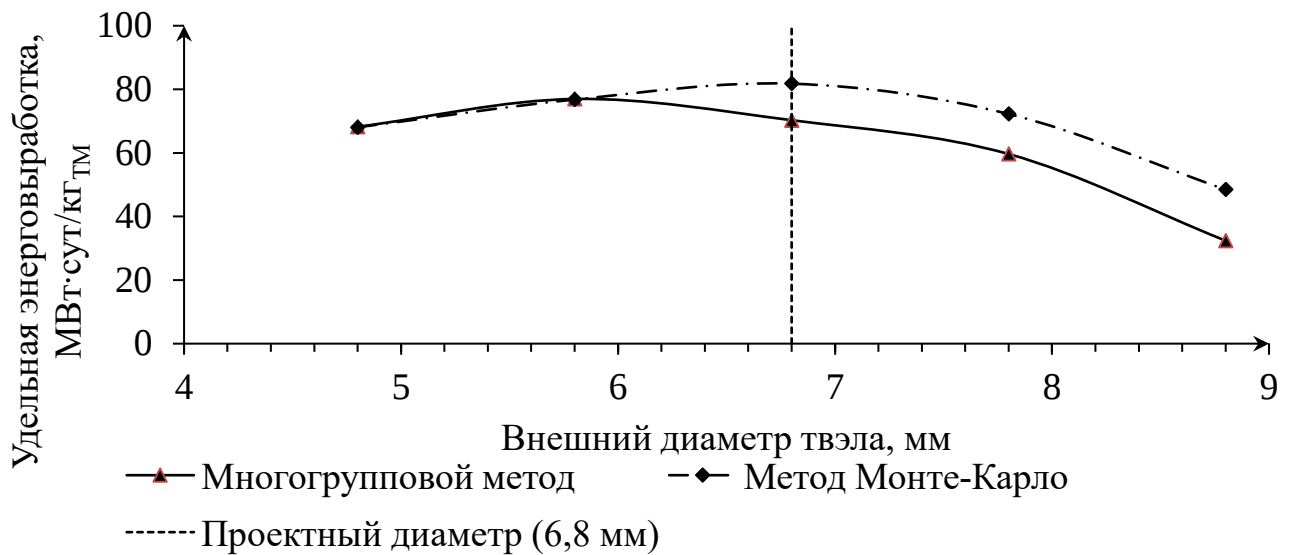


Рисунок 27 – Зависимость удельной энерговыработки от внешнего диаметра твэла для дисперсионной композиции ($^{232}\text{Th}+^{235}\text{U}$)O₂

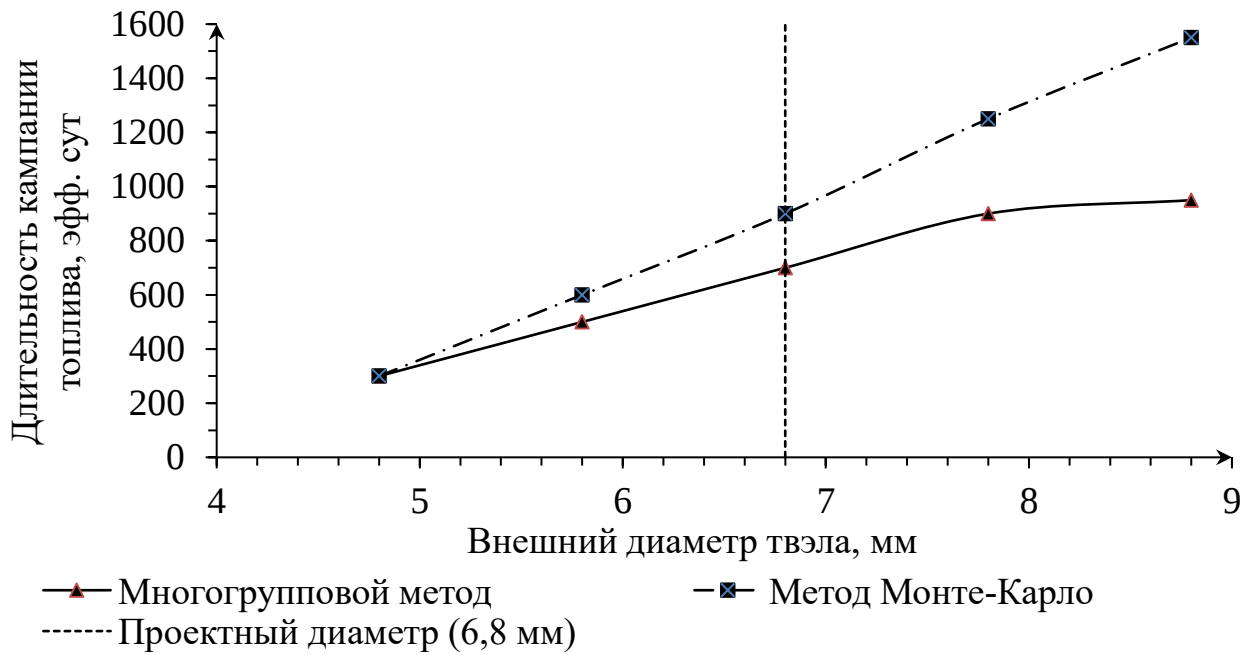


Рисунок 28 – Зависимость длительности кампании топлива от внешнего диаметра твэла для дисперсионной композиции $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$

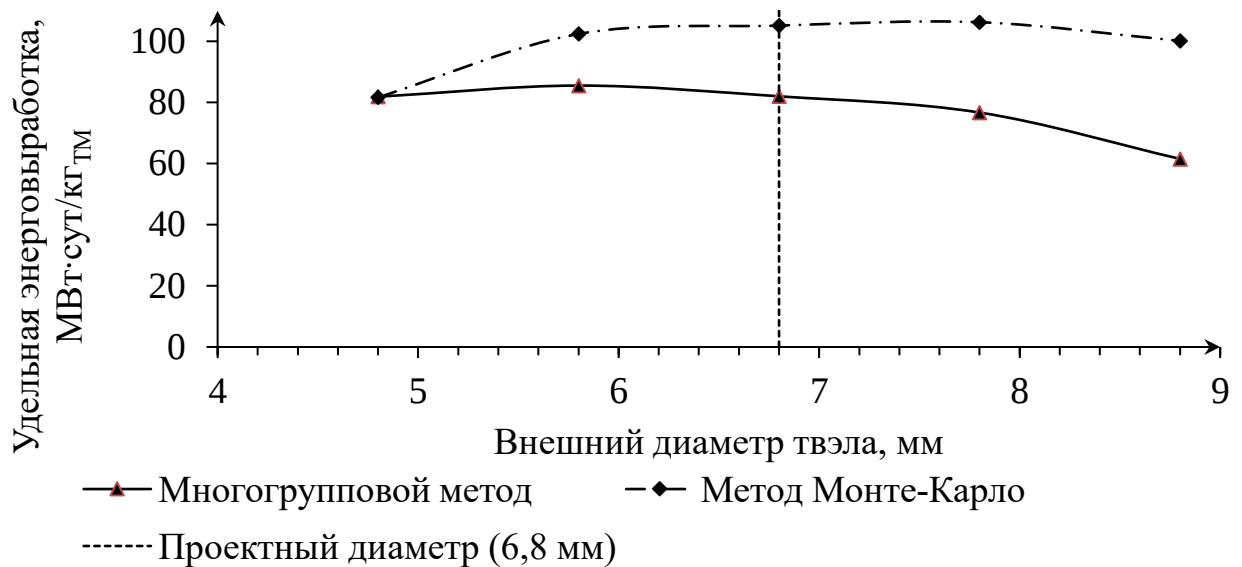


Рисунок 29 – Зависимость удельной энерговыработки от внешнего диаметра твэла для дисперсионной композиции $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$

Из рисунков 22, 23 видно, что для дисперсионной топливной композиции $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ наиболее близкие к проектной документации [64] результаты получаются при использовании многогруппового метода. Влияние гетерогенных эффектов существенно при увеличении внешнего диаметра твэла. Наибольшее

отклонение между полученными значениями наблюдается при внешнем диаметре твэла 8,8 мм (140%).

Проектная документация для остальных топливных композиций отсутствует, поэтому сравнение с ней невозможно, хотя влияние гетерогенных эффектов для них менее выражено. Наибольшие отклонения между кривыми наблюдаются при внешнем диаметре твэла 8,8 мм для всех рассматриваемых топливных композиций.

Из рисунков 24, 25 видно, что максимальная длительность кампании топлива для дисперсионной топливной композиции $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ наблюдается при внешнем диаметре твэла 6,8 мм, а максимальная удельная энергосработка – при внешнем диаметре 5,8 мм. Максимальное отклонение между кривыми наблюдается при внешнем диаметре твэла 8,8 мм (50%).

Из рисунков 26, 27 видно, что максимальная длительность кампании топлива для дисперсионной топливной композиции $(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ наблюдается при внешнем диаметре твэла 7,8 мм, а максимальная удельная энергосработка – при внешнем диаметре 6,8 мм для метода Монте-Карло и при внешнем диаметре твэла 5,8 мм (многогрупповой метод). Максимальное отклонение между кривыми наблюдается для внешнего диаметра твэла 8,8 мм (50%).

Из рисунков 28, 29 видно, что максимальная длительность кампании для дисперсионной топливной композиции $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ наблюдается при внешнем диаметре 8,8 мм, а максимальная удельная энергосработка при внешнем диаметре 7,8 мм. С другой стороны, максимальное увеличение длительности кампании топлива и удельной энергосработки по сравнению с проектной композицией и внешним диаметром топлива наблюдается для внешнего диаметра твэла 7,8 мм. Максимальное отклонение между кривыми наблюдается для внешнего диаметра твэла 8,8 мм (63%).

Проведение сравнительного анализа результатов при использовании разных библиотек оцененных данных (для многогруппового метода использована библиотека БНАБ-64, а для метода Монте-Карло – БНАБ-93) не совсем корректно

из-за разницы в исходных данных, но программа MCU-PTR не позволяет пользоваться другими библиотеками оцененных данных.

3.6 Анализ процентной концентрации ^{232}U в ОЯТ

Из-за негативного воздействия ^{232}U , отмеченного в главе 1, необходимо оценить в какой концентрации накапливается ^{232}U в процессе использования различных топливных композиций.

Проведен расчёт с помощью программы MCU-PTR ядерной концентрации всех нуклидов урана в ОЯТ для всех рассматриваемых дисперсионных топливных композиций и внешних диаметров твэла. Затем ядерная концентрация нуклида ^{232}U разделена на сумму ядерных концентраций нуклидов U. Результаты расчёта приведены в таблице 15.

Таблица 15 – Процентная концентрация ^{232}U в уране в ОЯТ для различных дисперсионных топливных композиций и внешних диаметров твэла

Внешний диаметр твэла, мм	$\%(^{232}\text{U}/\text{U})$			
	$(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$	$(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$	$(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})\text{O}_2$	$(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$
4,8	$6,3 \cdot 10^{-9}$	$7,2 \cdot 10^{-10}$	$2,1 \cdot 10^{-2}$	$2,93 \cdot 10^{-2}$
5,8	$2,8 \cdot 10^{-8}$	$2,9 \cdot 10^{-9}$	$3,7 \cdot 10^{-2}$	$6,91 \cdot 10^{-2}$
6,8	$6,1 \cdot 10^{-8}$	$4,7 \cdot 10^{-9}$	$5,7 \cdot 10^{-2}$	$9,09 \cdot 10^{-2}$
7,8	$6,4 \cdot 10^{-8}$	$4,7 \cdot 10^{-9}$	$5,6 \cdot 10^{-2}$	$1,11 \cdot 10^{-1}$
8,8	$2,9 \cdot 10^{-8}$	$2,8 \cdot 10^{-9}$	$3,3 \cdot 10^{-2}$	$1,08 \cdot 10^{-1}$

При использовании композиций на основе торий-уранового ЯТЦ процентная концентрация ^{232}U в уране превышает допустимую величину в $10^5 \dots 10^6$ раз. Предполагается, что это происходит из-за гомогенного размещения ^{232}Th в твэлах с делящимися нуклидами, так как основной канал наработки ^{232}U – это реакция $^{232}\text{Th}(n;2n)^{232}\text{U}$ на быстрых нейтронах. Для снижения количества этих реакций необходимо создать такие условия, чтобы нейтроны деления успевали замедлиться до момента столкновения с ядрами ^{232}Th . Предположительно, этого

можно достигнуть за счёт гетерогенного размещения тория в бланкете активной зоны (аналогично реакторам на быстрых нейтронах).

Выводы по главе 3

Таким образом, проведены нейтронно-физические исследования дисперсионных топливных композиций в силуминовой матрице реактора КЛТ-40С с помощью метода Монте-Карло.

Проведенные расчёты показали, что влияние выгорающего поглотителя (Gd) на длительность кампании ядерного топлива незначительно и при оценке длительности кампании и удельной энерговыработки им можно пренебречь.

Применение метода Монте-Карло показало, что учёт гетерогенных эффектов приводит к завышенной удельной энерговыработке и длительности кампании топлива по сравнению с проектной документацией.

Для дисперсионной топливной композиции $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ увеличение длительности кампании не наблюдается, а увеличение удельной энерговыработки составляет от 0 до 4%.

Для дисперсионной топливной композиции $(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$, увеличение длительности кампании топлива и удельной энерговыработки не наблюдается.

Для дисперсионной топливной композиции $(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ увеличение длительности кампании топлива составляет от 7% до 21%, а увеличение удельной энерговыработки не наблюдается.

Максимальное увеличение и длительности кампании топлива (на 79%), и удельной энерговыработки (на 30%) по сравнению с проектным топливом и внешним диаметром твэла наблюдается для дисперсионной топливной композиции $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ при внешнем диаметре твэла 7,8 мм.

Анализ процентной концентрации ^{232}U в ОЯТ показал, что при реализации торий-уранового ЯТЦ с гомогенным размещением ^{232}Th в твэле, концентрация ^{232}U в уране превышает предельную концентрацию в 10^6 раз. Предполагается, что для уменьшения (n;2n) реакций на ^{232}Th , вносящих основной вклад в образование

^{232}U , необходимо гетерогенное размещение ^{232}Th в blankets активной зоны, чтобы нейтроны деления успевали замедлиться до столкновения с ядрами ^{232}Th .

Для дальнейшего анализа теплофизических характеристик реактора малой мощности КЛТ-40С выбраны внешние диаметры ТВЭЛ:

- 5,8 мм (максимальная удельная энерговыработка для стандартной топливной композиции ($^{238}\text{U}+^{235}\text{U}$) O_2);
- 6,8 мм (проектный внешний диаметр ТВЭЛ);
- 7,8 мм (максимальная длительность кампании и удельная энерговыработка для дисперсионной топливной композиции ($^{232}\text{Th}+^{233}\text{U}$) O_2).

Глава 4. Теплогидравлический расчёт реактора КЛТ-40С

4.1 Условия теплотехнической надёжности активной зоны

Изменение внешнего диаметра и состава ТВЭЛА требует проведения теплогидравлического расчёта, чтобы исключить возможность аварийных ситуаций (расплавление топлива, разрушение оболочки, кризис теплообмена, нарушение турбулентного режима течения теплоносителя и др.) и убедиться в сохранении теплотехнической надёжности при использовании дисперсионного топлива на базе $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ с внешним диаметром ТВЭЛА 7,8 мм.

Теплотехническая надёжность водо-водяных реакторов под давлением в стационарном режиме зависит от нескольких факторов [111]:

- недопустимо плавление сердечника внутри ТВЭЛА (температура плавления силуминовой матрицы 873 К [112]);
- недопустимо превышение скорости теплоносителя выше 8 м/с (это может привести к вибрациям и механическому износу оболочек);
- температура оболочек ТВЭЛОВ не должна достигать 1133 К (условие начала пароцирконеиевой реакции);
- недопустим кризис теплообмена (отклонение от пузырькового кипения потока теплоносителя в сторону пересыхания потока).

В текущем расчёте приняты следующие допущения:

- регулирующие стержни и стержни СУЗ в расчёте не учитываются;
- местные сопротивления в виде дистанционирующих решёток не учитываются;
- радиальное и аксиальное профилирование активной зоны не учитывается;
- максимальные значения объёмной плотности теплового потока (объёмного энерговыделения) по радиусу и высоте находятся в центре ТВЭЛА, и эта точка принята за начало координат.

4.2 Методика проведения теплогидравлического расчёта

Для удобства анализа, внешние диаметры твэла в дальнейших расчётах приведены в мм.

Теплогидравлический расчёт начинается с вычисления максимального объемного энерговыделения по следующему соотношению:

$$q_{V,\max} = \frac{N \cdot k_r \cdot k_z}{n_{TBC} \cdot n_{\text{твэл}} \cdot \pi \cdot R_{ЯТ}^2 \cdot H_{АЗ}}, \text{ кВт/м}^3 \quad (4.1)$$

где N – тепловая мощность реактора, кВт; k_r , k_z – радиальный и осевой коэффициенты неравномерности энерговыделения; n_{TBC} – число ТВС в АЗ; $n_{\text{твэл}}$ – число твэлов в одной ТВС; $R_{ЯТ}$ – радиус ядерного топлива, см; $H_{АЗ}$ – высота АЗ, см.

Коэффициенты неравномерности энерговыделения рассчитаны по следующим соотношениям:

$$k_z = 1,57 \cdot \left(1 + \frac{2 \cdot \delta_{эф}}{H_{АЗ} + 2 \cdot \delta_{эф}} \right)^{-1}, \quad (4.2)$$

$$k_r = 2,32 \cdot \left(1 + \frac{\delta_{эф}}{R_{АЗ} + \delta_{эф}} \right)^{-1}, \quad (4.3)$$

где $R_{АЗ}$ – радиус активной зоны, см; $\delta_{эф}$ – эффективная добавка за счёт отражателя, см.

Эффективная добавка в первом приближении считается равной значению длины миграции в материале отражателя (0,0589 м).

Максимальная линейная плотность теплового потока рассчитана по следующему соотношению:

$$q_{l,\max} = q_{V,\max} \cdot \pi \cdot R_{ЯТ}^2, \text{ кВт/м} \quad (4.4)$$

Максимальная плотность теплового потока с поверхности твэла рассчитана по следующему соотношению:

$$q_{s,\max} = q_{V,\max} \cdot \frac{R_{ЯТ}}{2}, \text{ кВт/м}^2 \quad (4.5)$$

При расчёте, канал разделяется на равные участки (в данном расчёте $I=10$ равных участков), а их нумерация начинается от участка входа теплоносителя. Координаты по оси Z вычислены по следующему соотношению:

$$z_i = -\frac{H_{A3}}{2} \cdot \left(1 - \frac{2i-1}{I}\right), \text{ м} \quad (4.6)$$

где I – количество участков; i – порядковый номер участка ТВС.

Распределение плотности теплового потока, объёмного энерговыделения и линейной плотности теплового потока вычисляется умножением соответствующей максимальной величины на значение кусочного косинусоидального распределения для каждого участка канала. Так, аксиальное распределение объёмного энерговыделения получено с помощью следующего соотношения:

$$q_{V,i} = q_V^{\max} \cdot \cos\left(\pi \cdot \frac{z_i}{H_{A3}}\right), \text{ кВт/м}^3 \quad (4.7)$$

где z_i – координата по оси Z , см.

Количество тепла (тепловой поток), выделяемого на i -ом участке канала (Q_i), вычислено по следующему соотношению:

$$Q_i = q_{l,i} \cdot \Delta z \cdot n_{\text{твэл}}, \text{ кВт} \quad (4.8)$$

где Δz – длина участка канала, см.

Множитель $n_{\text{твэл}}$ в соотношении (4.8) учитывает, что значение линейной плотности теплового потока рассчитывалось на один твэл.

Величины с индексом i вычислены для участка канала с соответствующим порядковым номером. Параметры ρ , λ , μ , C_p , t_s , V'' , V' являются табулированными функциями температуры и давления и рассчитывались при помощи электронных таблиц термодинамических параметров воды и водяного пара при давлении теплоносителя 12,7 МПа и температуре теплоносителя на соответствующем участке канала [113].

Для соблюдения теплотехнической безопасности при использовании водяного теплоносителя необходимо, чтобы в канале поддерживался турбулентный режим течения. Для определения режима течения теплоносителя необходимо рассчитать числа Рейнольдса (Re) и Прандтля (Pr) и убедиться, что они лежат в необходимом диапазоне для турбулентного режима.

Площадь проходного сечения канала – это площадь внутри чехла ТВС, где перемещается поток теплоносителя, вычисленная по следующему соотношению:

$$F = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot b - \pi \cdot n_{\text{твэл}} \cdot R_{\text{твэл,внеш}}^2 - \pi \cdot n_{\text{СВП1}} \cdot R_{\text{СВП1,внеш}}^2 - \pi \cdot n_{\text{СВП2}} \cdot R_{\text{СВП2,внеш}}^2 - \pi \cdot R_{\text{ц.к.,внеш}}^2, \text{ м}^2 \quad (4.9)$$

где b – внутренний размер ТВС «под ключ», м; $n_{\text{твэл}}$ – количество ТВЭЛОВ в ТВС; $n_{\text{СВП1}}, n_{\text{СВП2}}$ – количество стержней выгорающего поглотителя (СВП) 1 и 2 типа в ТВС, соответственно; $R_{\text{твэл,внеш}}$ – внешний радиус твэл, м; $R_{\text{СВП1,внеш}}, R_{\text{СВП2,внеш}}$ – внешний радиус СВП 1 и 2 типа в ТВС, соответственно, м; $R_{\text{ц.к.,внеш}}$ – внешний радиус центрального канала, м.

Среднее энерговыделение на одну ТВС рассчитано по соотношению:

$$Q = \frac{N \cdot k_r}{n_{\text{ТВС}}}, \text{ кВт} \quad (4.10)$$

где Q – энерговыделение на одну ТВС, кВт; N – тепловая мощность реактора, кВт; $n_{\text{ТВС}}$ – число ТВС в АЗ; k_r – радиальный коэффициент неравномерности энерговыделения.

Расход теплоносителя на одну ТВС определена по следующему соотношению:

$$G = \frac{Q}{(t_{\text{вых}} - t_{\text{вх}}) \cdot C_p}, \text{ кг/с} \quad (4.11)$$

где $t_{\text{вых}}, t_{\text{вх}}$ – температура теплоносителя на выходе и на входе в активную зону, соответственно, К; C_p – изобарная теплоемкость теплоносителя при давлении в первом контуре (12,7 МПа) и средней температуре теплоносителя (571 К).

Скорость движения теплоносителя рассчитана по следующему соотношению:

$$v_i = \frac{G}{F \cdot \rho_i}, \text{ м/с} \quad (4.12)$$

где ρ_i – плотность теплоносителя на i -ом участке канала, кг/м³; F – площадь проходного сечения теплоносителя, м²; G – расход теплоносителя на 1 ТВС, кг/с.

Смачиваемый периметр (Π) рассчитан по следующему соотношению:

$$\Pi = 2\sqrt{3} \cdot b + 2 \cdot \pi \cdot n_{\text{твэл}} \cdot R_{\text{твэл,внеш}} + 2 \cdot \pi \cdot n_{\text{СВП1}} \cdot R_{\text{СВП1,внеш}} + \\ + 2 \cdot \pi \cdot n_{\text{СВП2}} \cdot R_{\text{СВП2,внеш}} + 2 \cdot \pi \cdot R_{\text{ц.к.,внеш}}, \text{ м} \quad (4.13)$$

Эквивалентный диаметр теплоносителя (d_9) рассчитан по следующему соотношению:

$$d_9 = \frac{4 \cdot F}{\Pi}, \text{ м} \quad (4.14)$$

Безразмерное число Рейнольдса характеризует соотношение между инерционными и вязкими силами и вычислено по формуле:

$$\text{Re}_i = \frac{v_i \cdot d_9 \cdot \rho_i}{\mu_i}, \quad (4.15)$$

где v_i – скорость движения теплоносителя, м/с; d_9 – эквивалентный диаметр теплоносителя, м; ρ_i – плотность теплоносителя, кг/м³; μ_i – динамическая вязкость теплоносителя, Па·с.

Безразмерное число Прандтля характеризует влияние физических свойств теплоносителя на теплоотдачу и вычислено по следующей формуле:

$$\text{Pr}_i = \frac{\mu_i \cdot C_{p,i}}{\lambda_i}, \quad (4.16)$$

где $C_{p,i}$ – изобарная теплоёмкость теплоносителя, Дж/(кг·К); λ_i – коэффициент теплопроводности теплоносителя, Вт/(м·К).

Для обеспечения турбулентного режима течения необходимо, чтобы выполнялись следующие условия [114]:

$$- \text{Re} > 10^4;$$

$$- \quad 0,7 < Pr < 100.$$

Безразмерное число Нуссельта (Nu_i) характеризует соотношение между интенсивностью теплообмена за счёт конвекции и интенсивностью теплообмена за счёт теплопроводности. Для вынужденного конвективного теплообмена число Нуссельта рассчитано по следующей формуле [115]:

$$Nu_i = 0,023 \cdot Re_i^{0,8} \cdot Pr_i^{0,40}. \quad (4.17)$$

Распределение температуры теплоносителя (t_i) по высоте рассчитано по следующей формуле:

$$t_i = t_{i-1} + \frac{Q_i}{G \cdot C_{pi}}, K \quad (4.18)$$

где Q_i – количество тепла, выделяемого на i -ом участке, кВт; t_{i-1} – температура теплоносителя на предыдущем участке канала, К.

Температура на поверхности твэла при течении однофазного потока водяного теплоносителя под давлением рассчитана с помощью уравнения Ньютона-Рихмана, которое связывает плотность теплового потока и перепад температуры на стенке оболочки [116]:

$$q_s = \alpha \cdot (t_{cm} - t_{жс}), \quad (4.19)$$

где q_s – плотность теплового потока, Вт/м²; α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К); t_{cm} – температура наружной стенки, К; $t_{жс}$ – температура жидкости, К.

Температура теплоносителя на внешней стенке оболочки вычисляется по соотношению:

$$t_{об,внеш,i} = t_i + \frac{q_{si}}{\alpha_i}, K \quad (4.20)$$

где α_i – коэффициент теплоотдачи для однофазного потока теплоносителя на i -ом участке канала, Вт/(м²·К).

Коэффициент теплоотдачи для однофазного потока теплоносителя вычисляется по следующему соотношению:

$$\alpha_i = \frac{\lambda_i}{d_s} \cdot Nu_i, \text{ Вт/(м}^2\text{·К)} \quad (4.21)$$

где λ_i – коэффициент теплопроводности теплоносителя на i -ом участке, Вт/(м·К); Nu_i – критерий Нуссельта на i -ом участке.

Температура внешней стенки оболочки твэла может превышать температуру насыщения теплоносителя, что приведет к кипению недогретой жидкости или пузырьковому кипению, в зависимости от равновесного паросодержания x_i . Если величина $x_i < 0$ и $t_{об,внеш,i} > t_s$, то происходит кипение недогретой жидкости. Если величина $x_i > 0$ и $t_{об,внеш,i} > t_s$, то происходит пузырьковое кипение (рисунок 30). Величина равновесного паросодержания вычислена по следующему соотношению:

$$x_i = \frac{h_i(P, T_i) - h'}{h'' - h'}, \quad (4.22)$$

где h_i – удельная энтальпия теплоносителя на i -ом участке канала при давлении P и температуре теплоносителя T_i , кДж/кг; h'' и h' – удельные энтальпии пара и воды, соответственно, на линии насыщения при температуре t_s , кДж/кг.

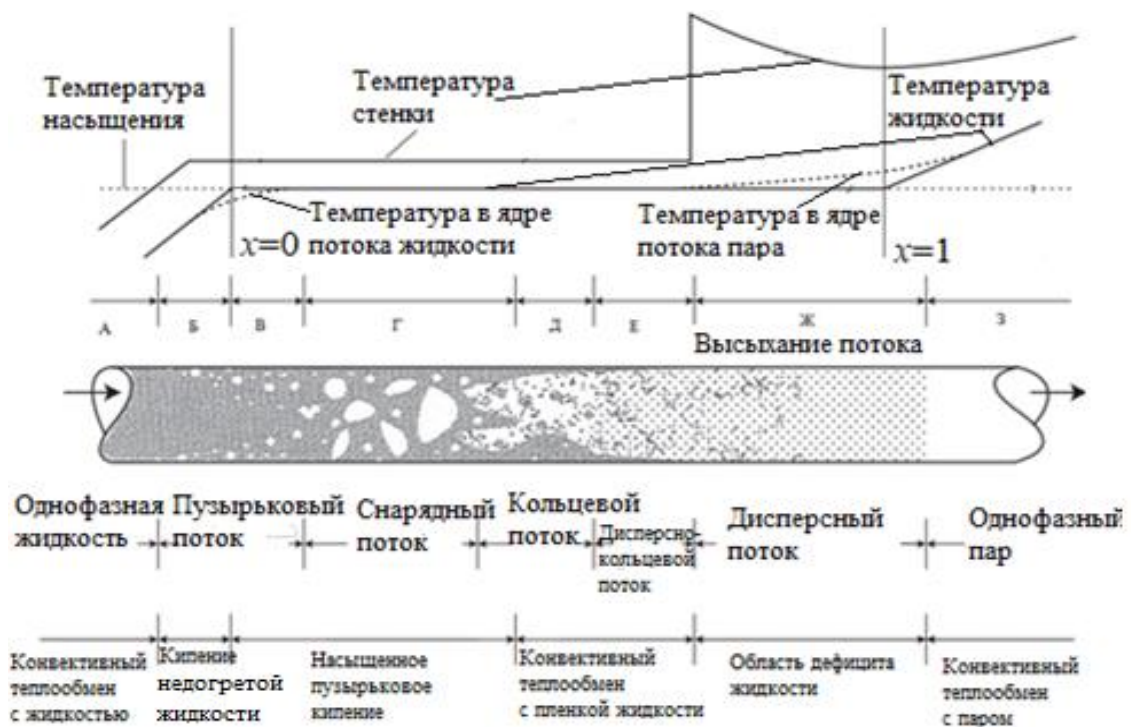


Рисунок 30 – Области конвективного теплообмена в канале [115]

При наличии кипения недогретой жидкости на участке канала, необходимо уточнить температуру внешней стенки оболочки твэла. Эта задача решена при помощи методики Кутателадзе [117], которая основывается на предположении, что на участках с кипением недогретой жидкости часть плотности теплового потока переносится за счёт однофазной конвекции, а вторая часть плотности теплового потока переносится за счёт кипения ($\Delta q_{s,i}$):

$$q_{s,i} = \alpha_i \cdot (T_s - T_i) + \Delta q_{s,i}, \text{ кВт/м}^2 \quad (4.23)$$

где α_i – коэффициент теплоотдачи для однофазного потока теплоносителя на i -ом участке канала, кВт/(м²·К)

Разница температуры между внешней стенкой оболочки и теплоносителем при кипении недогретой жидкости вычисляется по формуле:

$$T_{об,внеш,i} - T_s = \Delta T_{s,i} = \frac{\Delta q_{s,i} / \alpha_{кип,i}}{\left[1 + \left(\frac{\Delta q_{s,i} / \alpha_{кип,i}}{\Delta q_{s,i} / \alpha_{конв,i}} \right)^{3/2} \right]^{2/3}}, \text{ К} \quad (4.24)$$

где $\alpha_{кип}$ – коэффициент теплоотдачи кипящего теплоносителя на i -ом участке канала, кВт/(м²·К). Значение этого коэффициента вычисляется по формуле Кузьмина-Рассохина [27; 118]:

$$\alpha_{кип,i} = \begin{cases} 5,5 \cdot 10^{-3} (\Delta q_{s,i} \cdot 10^3)^{2/3} P^{1/4} & \text{при } 0,1 \leq P \leq 8 \text{ МПа;} \\ 0,58 \cdot 10^{-3} (\Delta q_{s,i} \cdot 10^3)^{2/3} P^{4/3} & \text{при } 8 \leq P \leq 20 \text{ МПа,} \end{cases}, \text{ кВт/(м}^2 \cdot \text{К)} \quad (4.25)$$

Уточненная температура внешней стенки оболочки твэла на участках с кипением недогретой жидкости вычисляется по следующему соотношению:

$$t_{об,внеш,i} = t_s + \Delta T_{s,i}, \text{ К} \quad (4.26)$$

Температура на поверхности ядерного топлива определяется по соотношению:

$$t_{ЯТ,нов,i} = t_{об,внеш,i} + \Delta t_{1,i} + \Delta t_{2,i}, \text{ К} \quad (4.27)$$

где $\Delta t_{1,i}$ – перепад температуры на оболочке твэла, К; $\Delta t_{2,i}$ – перепад температуры на газовом зазоре твэла, К.

В твэлах КЛТ-40С используются сердечники без газового зазора, перепадом температуры в зазоре пренебрегаем. Следовательно, температура на поверхности ядерного топлива равна температуре на внутренней стенке оболочки твэла.

Перепад температуры на оболочке твэла вычислен по соотношению:

$$\Delta t_{1i} = \frac{q_{l,i}}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_{об}(t_{об,внеш,i})} \cdot \ln \left(\frac{R_{твэл,внеш}}{R_{ЯТ}} \right), \text{ К} \quad (4.28)$$

где $\lambda_{об}$ - коэффициент теплопроводности материала оболочки, Вт/(м·К); $R_{ЯТ}$ - радиус сердечника твэла, см.

Для вычисления зависимости коэффициента теплопроводности сплава Э-110 от температуры использована корреляция из работы [119]:

$$\lambda_{об}(T) = \sum_{j=0}^4 A_j \cdot T^j, \text{ Вт/(м·К)} \quad (4.29)$$

где $A_0 = 13,4058$; $A_1 = 0,0044$; $A_2 = 1,9920 \cdot 10^{-5}$; $A_3 = -9,99 \cdot 10^{-8}$; $A_4 = 1,3 \cdot 10^{-10}$.

Распределение температуры по радиусу сердечника ядерного топлива рассчитано по формуле согласно закону теплопроводности Фурье:

$$t_{ЯТ,i}(r) = t_{ЯТ,нов,i} + \frac{q_{v,i}}{4 \cdot \lambda_{ЯТ}(t_{ЯТ,нов,i})} \cdot (R_{ЯТ}^2 - r^2), \text{ К} \quad (4.30)$$

где $\lambda_{ЯТ}$ - коэффициент теплопроводности материала топлива, Вт/(м·К); r - текущее значение радиальной координаты, м.

Твэлы КЛТ-40С состоят из частиц диоксида урана, диспергированных внутри инертной матрицы из силумина (дисперсионное топливо). Поэтому требуется учесть не только теплопроводность диоксида урана, но и теплопроводность силумина.

Для расчёта коэффициента теплопроводности составного материала зачастую используют формулу Оделевского [120]:

$$\lambda_{яТ} = \frac{[(3 \cdot V_M - 1) \cdot \lambda_M + (3 \cdot V_T - 1) \cdot \lambda_T]}{4} + \sqrt{\frac{[(3 \cdot V_M - 1) \cdot \lambda_M + (3 \cdot V_T - 1) \cdot \lambda_T]^2}{16} + \frac{\lambda_M \cdot \lambda_T}{2}}, \text{ Вт/(м·К)} \quad (4.31)$$

где V_M , V_T – объёмные доли матрицы и топлива соответственно; λ_M , λ_T – коэффициенты теплопроводности матрицы и топлива соответственно, Вт/(м·К).

Кроме формулы Оделевского, для определения коэффициента теплопроводности для составного материала может применяться формула Миснара:

$$\lambda_{яТ} = a \cdot \lambda_T \cdot \left(1 + \frac{V_M}{\Lambda - (V_M)^{1/3}}\right) + (1 - a) \cdot \lambda_M \cdot \left(1 + \frac{V_T}{1 - \Lambda - (V_T)^{1/3}}\right), \text{ Вт/(м·К)} \quad (4.32)$$

где a – эмпирический коэффициент, при температуре $100 \div 500$ °С $a = 1/3$; Λ – безразмерный коэффициент теплопроводности компонента составного материала [121]:

$$\Lambda = \frac{\lambda_M}{\lambda_M - \lambda_T}, \text{ Вт/(м·К)} \quad (4.33)$$

Зависимость коэффициента теплопроводности силумина от температуры вычислена по следующему соотношению [122]:

$$\lambda_M = 199,6 - 45 \cdot \frac{t}{1000}, \text{ Вт/(м·К)} \quad (4.34)$$

где t – температура материала, К.

Помимо формул, для расчёта коэффициента теплопроводности составного материала может применяться следующая формула:

$$\lambda_{яТ} = \lambda_T \cdot V_T + \lambda_M \cdot (1 - V_T), \text{ Вт/(м·К)} \quad (4.35)$$

Зависимость коэффициента теплопроводности от температуры для диоксида урана определена по соотношению [123]:

$$\lambda_{\text{UO}_2} = \frac{1}{\left(A_1 + A_2 \cdot T + A_3 \cdot B + A_4 \cdot \left(1 + \exp\left(\frac{T - 900}{80} \right) \right)^{-1} \right)} + \frac{A_5}{T^2} \cdot \exp\left(-\frac{A_6}{T} \right), \text{ Вт/(м·К)} \quad (4.36)$$

где T – температура материала, К; $A_1 = 0,0375$; $A_2 = 2,17 \cdot 10^{-4}$; $A_3 = 1,7 \cdot 10^{-3}$, $A_4 = 5,8 \cdot 10^{-2}$; $A_5 = 4,72 \cdot 10^9$; $A_6 = 16361$; B – удельная энерговыработка, МВт·сут/кг_{ТМ}.

Для смеси (Th,U)O₂ коэффициент теплопроводности рассчитывается по корреляции, предложенной в работах [124–126]:

$$\lambda_{(\text{Th,U})\text{O}_2} = \frac{1}{A + B \cdot T}, \text{ Вт/(м·К)} \quad (4.37)$$

где $A = 0,0797$; $B = 1,909 \cdot 10^{-4}$.

Существуют различные эмпирические формулы для оценки критической плотности теплового потока. Применение той или иной формулы регулируется набором теплофизических параметров, указываемых авторами формулы. Зачастую в эти параметры входят давление, сухость пароводяной смеси (относительная энтальпия теплоносителя), отношение длины твэла к его диаметру и другие.

Аксиальное распределение критической плотности теплового потока может вычисляться по формуле Субботина-Зенкевича [127]:

$$q_{s,i}^{\text{крит}} = 41300 \cdot (\nu_i \cdot \rho_i)^{1/2} \cdot (t_s - t_i)^{1/3} \cdot \left(\frac{V'}{V'' - V'} \right), \text{ Вт/м}^2 \quad (4.38)$$

где t_s – температура насыщения теплоносителя при заданном давлении; V'' и V' – удельные объёмы пара и воды на линии насыщения при температуре t_s .

Формула 4.38 имеет следующие ограничения: давление в 1 контуре от 14 до 20 МПа; недогрев до кипения от 10 до 100 К; скорость теплоносителя от 1,5 до 7 м/с. Исходя из ограничений, формула не подходит для расчёта КЛТ-40С, так как давление в первом контуре равно 12,7 МПа.

Для оценки значений критической плотности теплового потока может применяться формула для пучков ТВЭлов [23], широко используемая при расчётах водо-водяных реакторов под давлением:

$$q_{s,i}^{крит} = 10^6 \cdot 0,65 \cdot (\rho_i \cdot \nu_i)^{0,2} \cdot (1 - x_i)^{1,2} \cdot (1,3 - 4,36 \cdot 10^{-2} \cdot P), \text{ Вт/м}^2 \quad (4.39)$$

где x_i - относительная энтальпия (равновесное паросодержание) теплоносителя, отн.ед; P - давление теплоносителя, МПа.

Коэффициент запаса характеризует возможность возникновения кризиса теплообмена на i -ом участке. Если коэффициент запаса меньше 1, то на участке возможен кризис теплообмена и необходимы дополнительные изменения в геометрии ТВС. Для обеспечения теплотехнической надёжности, коэффициент запаса должен быть выше 1,2. Коэффициент запаса вычислен по следующему соотношению:

$$K_{зан,i} = \frac{q_{s,i}^{крит}}{q_{s,i}}. \quad (4.40)$$

Потери давления при движении теплоносителя вдоль канала вычислены с помощью следующего соотношения:

$$P(z) = P_{вх} - \Delta P \cdot \left(\frac{z}{H_0} + \frac{1}{2} \right), \quad (4.41)$$

где $P_{вх}$ - давление на входе в активную зону, МПа; z - координата по оси OZ, м; H_0 - высота канала, м; ΔP - гидравлическое сопротивление реактора (от 0,2 МПа до 0,3 МПа). В расчёте принята величина гидравлического сопротивления реактора 0,2 МПа.

4.3 Влияние внешнего диаметра твэла на объёмное энергосодержание, поверхностную и линейную плотность теплового потока

Все дальнейшие расчёты проводились для внешних диаметров твэла: 5,8 мм; 6,8 мм; 7,8 мм. Результаты приведены на рисунках 31 – 33.

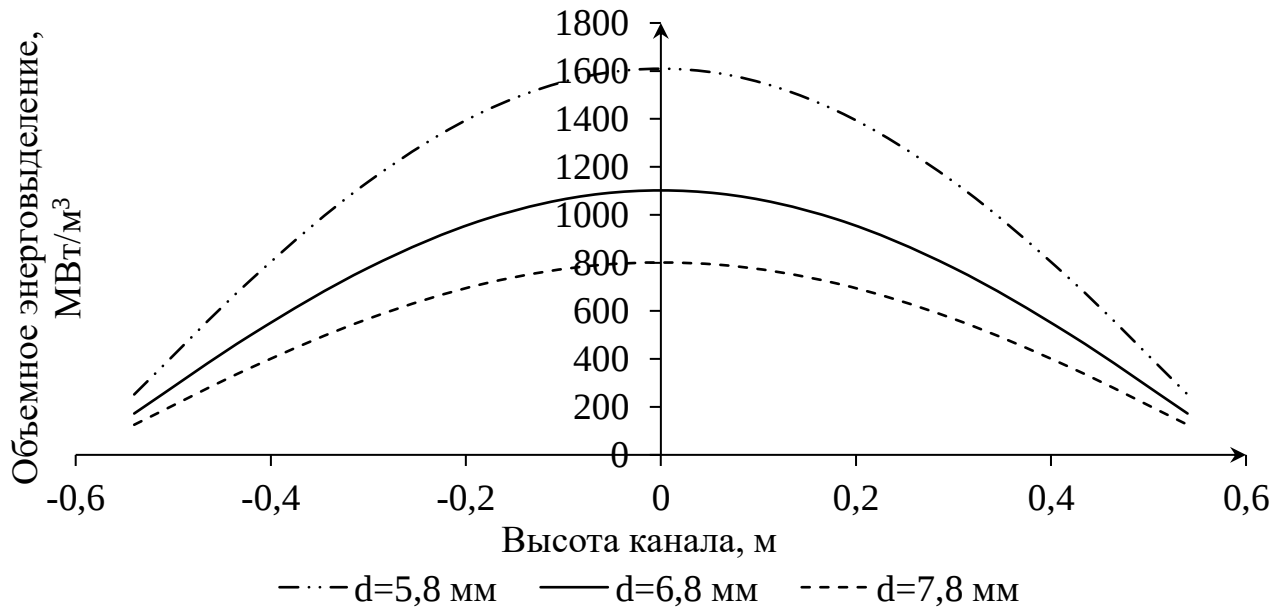


Рисунок 31 – Аксиальное распределение объёмного энерговыделения для различных внешних диаметров ТВЭЛ

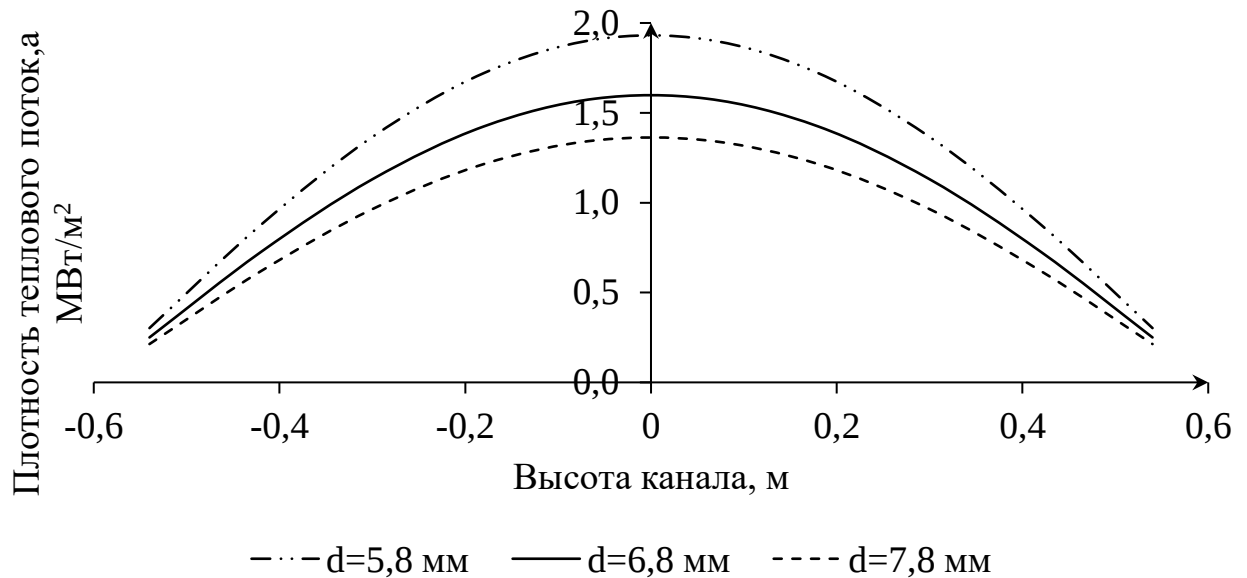


Рисунок 32 – Аксиальное распределение плотности теплового потока для различных внешних диаметров ТВЭЛ

С увеличением внешнего диаметра ТВЭЛ снижается объёмное энерговыделение (на 37%) и плотность теплового потока (на 17%), так как увеличивается площадь поверхности, с которой снимается тепло.

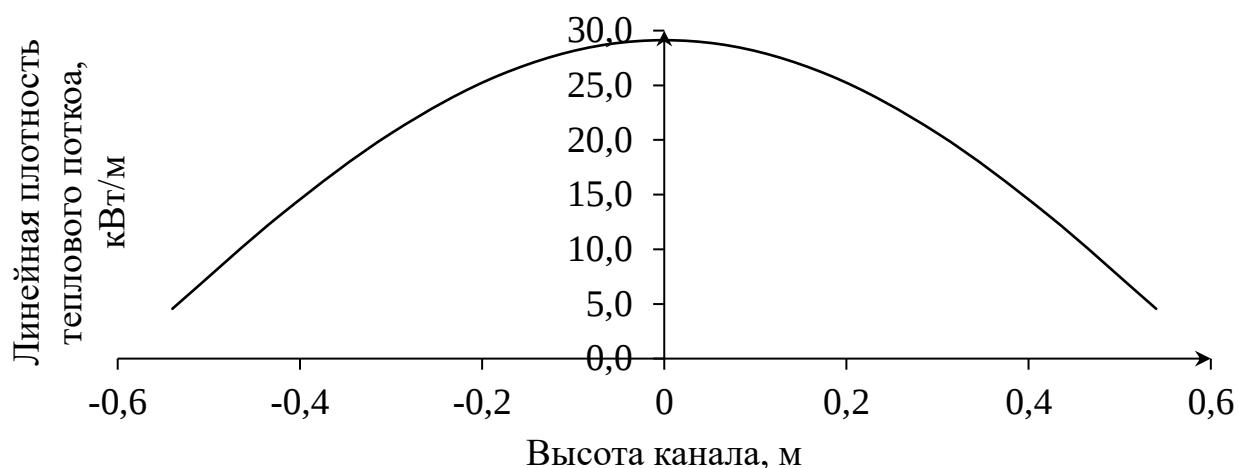


Рисунок 33 – Аксиальное распределение линейной плотности теплового потока

Так как линейная плотность теплового потока – это тепло, снимаемое с единицы длины твэла, эта величина инвариантна к внешнему диаметру твэла и распределение не изменяется при изменении внешнего диаметра твэла.

4.4 Влияние внешнего диаметра твэла на режим течения теплоносителя

Проведен расчёт аксиального распределения скорости теплоносителя, чисел Re и Pr для всех рассматриваемых внешних диаметров твэла. Результаты приведены на рисунках 34–36.

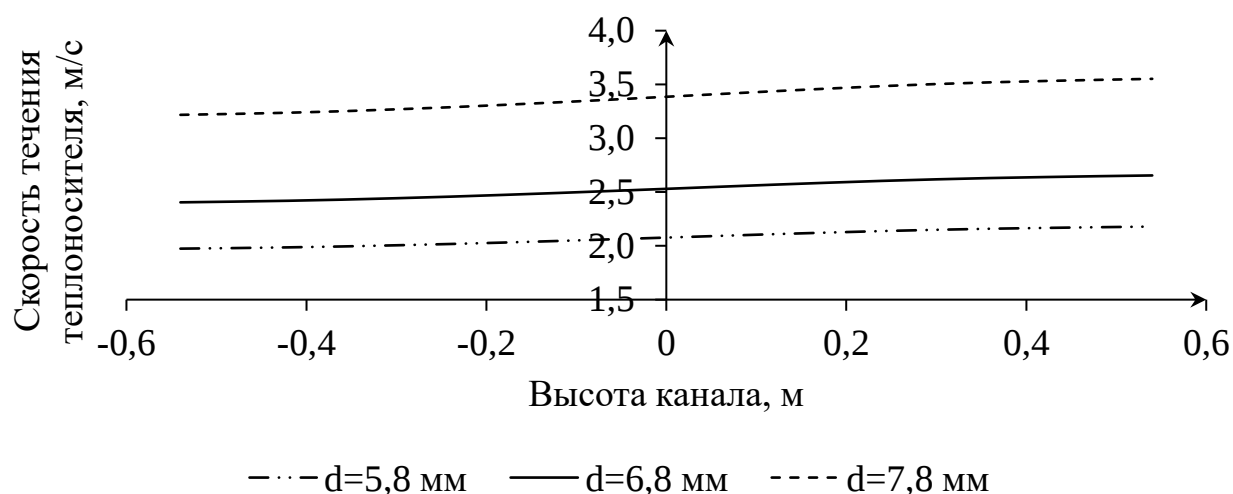


Рисунок 34 – Аксиальное распределение скорости течения теплоносителя для различных внешних диаметров твэла

Из представленных данных видно, что скорость теплоносителя остается ниже максимально допустимого значения 8 м/с при всех рассматриваемых диаметрах. Увеличение внешнего диаметра твэла до 7,8 мм увеличивает скорость течения теплоносителя на 33%.

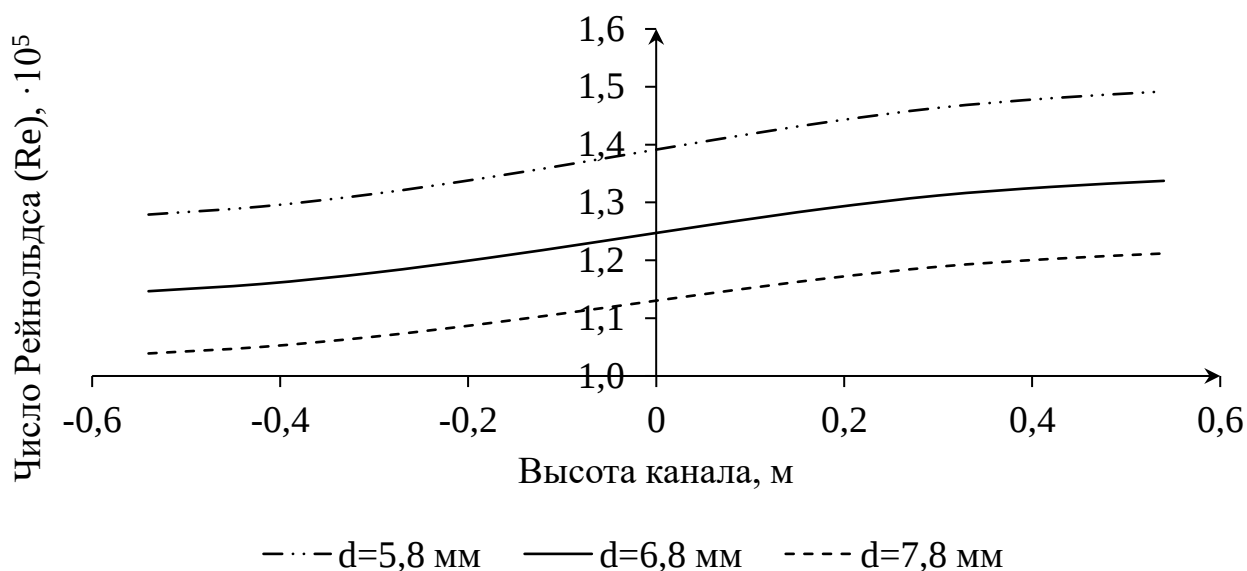


Рисунок 35 – Аксиальное распределение значений числа Re для различных внешних диаметров твэла

Число Re выше минимального значения (10^4), необходимого для поддержания турбулентного режима течения теплоносителя при всех рассматриваемых диаметрах твэла. Увеличение внешнего диаметра твэла до 7,8 мм приводит к снижению числа Re на 10%.

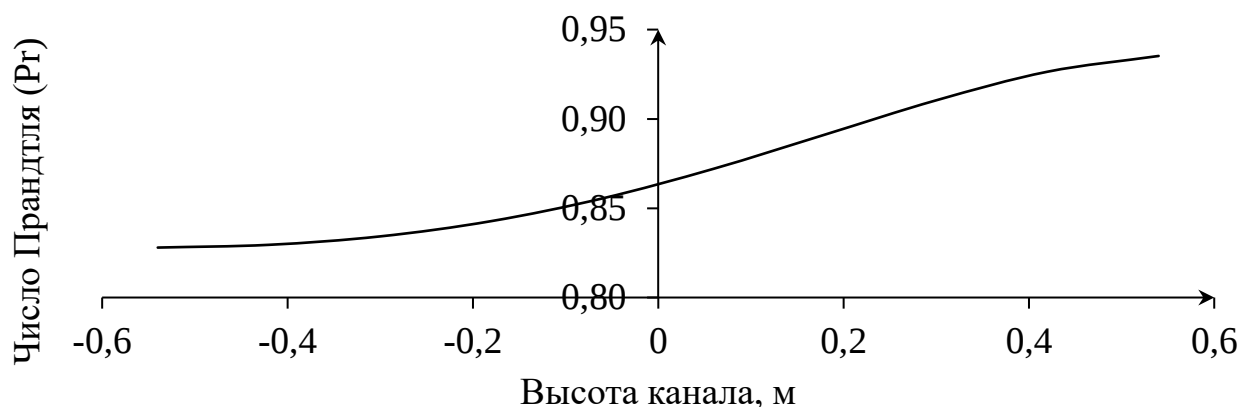


Рисунок 36 – Аксиальное распределение числа Прандтля

Число Pr не зависит от внешнего диаметра твэла и зависит только от характеристик теплоносителя. Число Pr находится в необходимом диапазоне для поддержания турбулентного режима течения теплоносителя ($0,7 < Pr < 100$).

Из рисунков 34 – 36 видно, что увеличение внешнего диаметра твэла не нарушает турбулентный режим течения теплоносителя, а также не приводит к увеличению скорости теплоносителя выше максимально допустимого значения (8 м/с), что соответствует требованиям теплотехнической надежности.

4.5 Влияние внешнего диаметра твэла на температуру внешней стенки оболочки твэла

Проведен расчёт аксиального распределения температуры внешней стенки оболочки для всех рассматриваемых внешних диаметров твэла по методике из п.4.2. Результаты, полученные по формуле 4.19, приведены на рисунке 37.

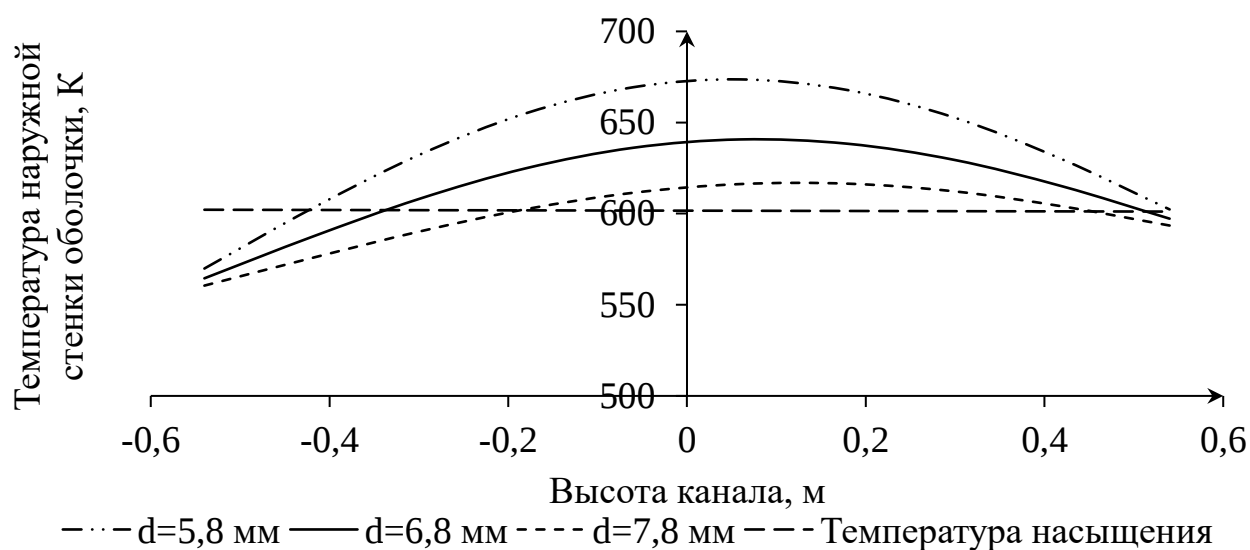


Рисунок 37 – Аксиальное распределение температуры внешней стенки оболочки твэла для различных внешних диаметров твэла для однофазного потока теплоносителя

Из рисунка 37 видно, что присутствуют участки, где температура наружной стенки оболочки превышает температуру насыщения водного

теплоносителя. Это является одним из признаков пузырькового кипения или кипения недогретой жидкости. Для определения типа кипения рассчитано и построено аксиальное распределение равновесного паросодержания теплоносителя (рисунок 38):

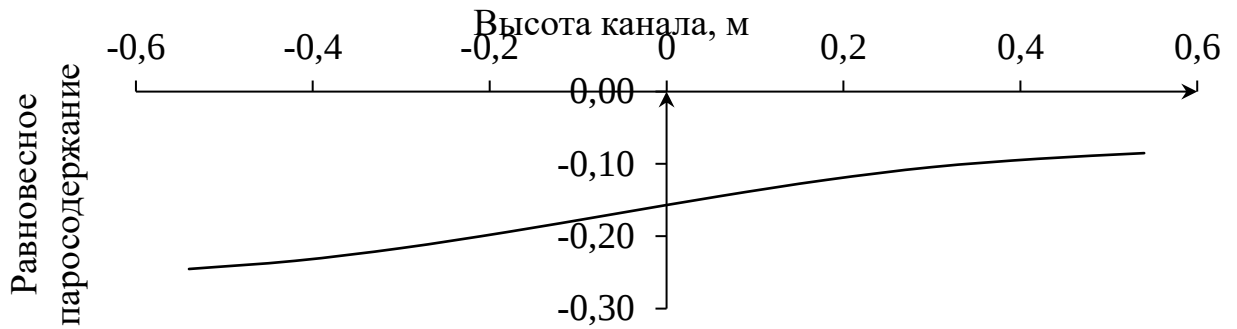
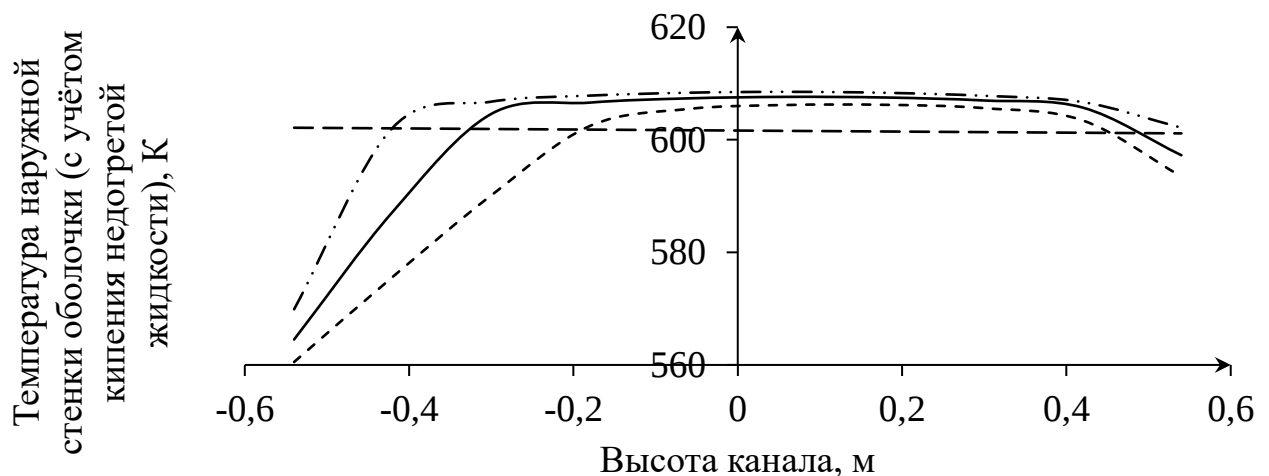


Рисунок 38 – Аксиальное распределение равновесного паросодержания

Значение равновесного паросодержания не превышает 0, что, в совокупности с условием $t_{об,внеш} > t_s$ указывает на наличие кипения недогретой жидкости. После применения методики Кутателадзе [117] уточнены температуры оболочки в зоне кипения с недогревом. На рисунке 39 приведено аксиальное распределение температуры внешней стенки оболочки твэла с учётом кипения с недогревом.



— · — · — $d=5,8$ мм — $d=6,8$ мм — — — $d=7,8$ мм — — — Температура насыщения

Рисунок 39 – Аксиальное распределение температуры внешней стенки оболочки твэла для различных внешних диаметров твэла с учётом кипения с недогревом

Из рисунка 39 видно, что температура стенки оболочки твэла существенно снижается из-за интенсификации теплообмена в областях с кипением недогретой жидкости. Пароциркониевая реакция отсутствует при всех рассматриваемых диаметрах твэла, так как температура оболочки не достигает 1133 К. Следовательно, увеличение внешнего диаметра твэла до 7,8 мм не нарушает теплотехническую безопасность.

4.6 Тепловой баланс

Для проверки правильности проведенных расчётов необходимо составить тепловой баланс системы. Тепловой поток, выделяемый топливом, должен равняться тепловому потоку, отводимому за счёт конвективного теплообмена

$$q_{v,i} \cdot V_i = \alpha_i \cdot F_i \cdot (T_{об,i} - T_i), \text{ Вт} \quad (4.41)$$

Расчёт теплового баланса для проектного диаметра твэла 6,8 мм сведен в таблице 16.

Таблица 16 – Результаты расчёта теплового баланса для проектного диаметра твэла 6,8 мм

Выделяемое тепло			Отводимое тепло			
$q_v, \text{ Вт/м}^3$	$V_i, \text{ м}^3$	$Q, \text{ Вт}$	$\Delta T, \text{ К}$	$\alpha_i, \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{ К}$	$F_i, \text{ м}^2$	$Q_i, \text{ Вт}$
$1,7 \cdot 10^8$	$3,2 \cdot 10^{-6}$	547	11	23490	0,0022	547
$5,0 \cdot 10^8$	$3,2 \cdot 10^{-6}$	1587	31	23548	0,0022	1587
$7,8 \cdot 10^8$	$3,2 \cdot 10^{-6}$	2472	48	23654	0,0022	2472
$9,8 \cdot 10^8$	$3,2 \cdot 10^{-6}$	3115	60	23802	0,0022	3115
$1,1 \cdot 10^9$	$3,2 \cdot 10^{-6}$	3452	66	23983	0,0022	3452
$1,1 \cdot 10^9$	$3,2 \cdot 10^{-6}$	3452	65	24188	0,0022	3452
$9,8 \cdot 10^8$	$3,2 \cdot 10^{-6}$	3115	58	24404	0,0022	3115
$7,8 \cdot 10^8$	$3,2 \cdot 10^{-6}$	2472	46	24610	0,0022	2472
$5,0 \cdot 10^8$	$3,2 \cdot 10^{-6}$	1587	29	24778	0,0022	1587
$1,7 \cdot 10^8$	$3,2 \cdot 10^{-6}$	547	10	24869	0,0022	547
Тепловой поток, Вт		22345	Тепловой поток, Вт:			22345

Суммарный тепловой поток инвариантен к внешнему диаметру твэла и для всех внешних диаметров твэла остается равным 22345 Вт. Из приведенных данных видно, что выделяемый тепловой поток равен отводимому тепловому потоку, следовательно, расчёт верен.

4.7 Аксиальное распределение температуры внутренней стенки оболочки твэла

Проведен расчёт распределения температуры внутренней стенки оболочки твэла по методике из п.4.2 по формулам 4.27 и 4.28. Результаты приведены на рисунке 40.

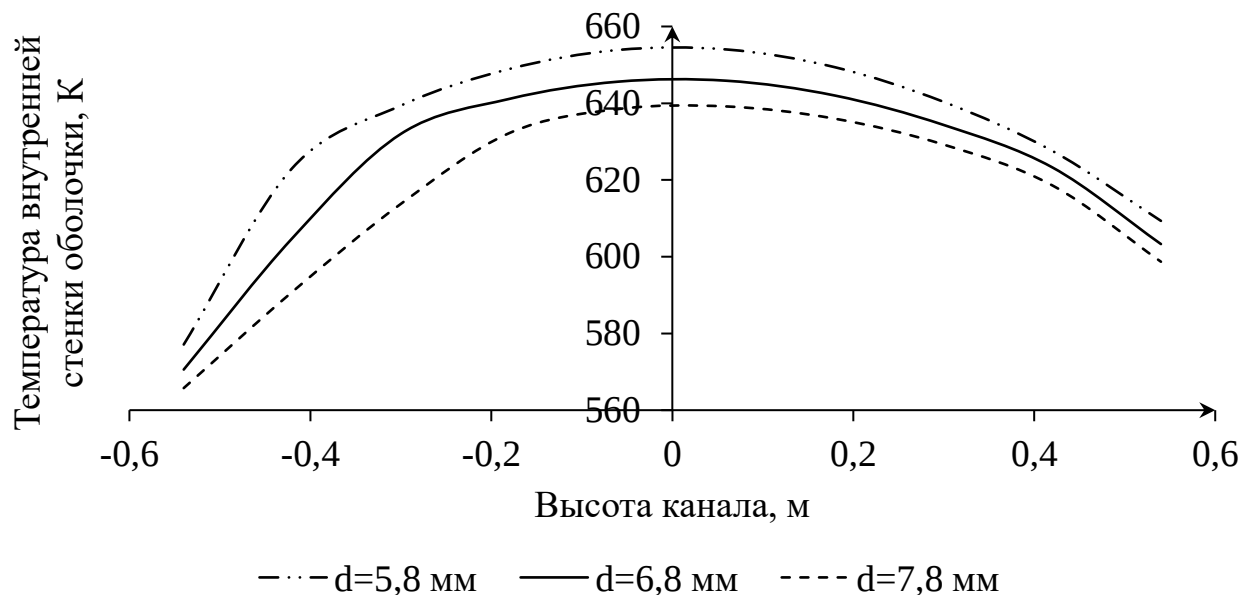


Рисунок 40 – Аксиальное распределение температуры внутренней стенки оболочки твэла для различных внешних диаметров твэла

С увеличением внешнего диаметра твэла, температура внутренней стенки оболочки уменьшается. Это связано с тем, что увеличивается площадь поверхности, с которой отводится тепло. При всех рассмотренных внешних диаметрах твэла, температура внутренней стенки оболочки твэла не превышает 873 К (температура плавления силумина).

4.8 Оценка коэффициента теплопроводности дисперсионного топлива

В рамках этого раздела для оценки значений коэффициента теплопроводности дисперсионного топлива применены формулы 4.31 и 4.32. В работе [69] ученые из ВНИИНМ им. А. А. Бочвара получили зависимость коэффициента теплопроводности (рисунок 41) от температуры для дисперсионной топливной композиции (UO_2 + силумин) при следующей объёмной концентрации топливных частиц: 60%, 63%, 66%, 69%.

В данной работе расчеты проведены для топлива с объёмной концентрацией топливных частиц 50,1%. Так как в [69] температура указана в градусах Цельсия, расчеты ведутся также в градусах Цельсия.

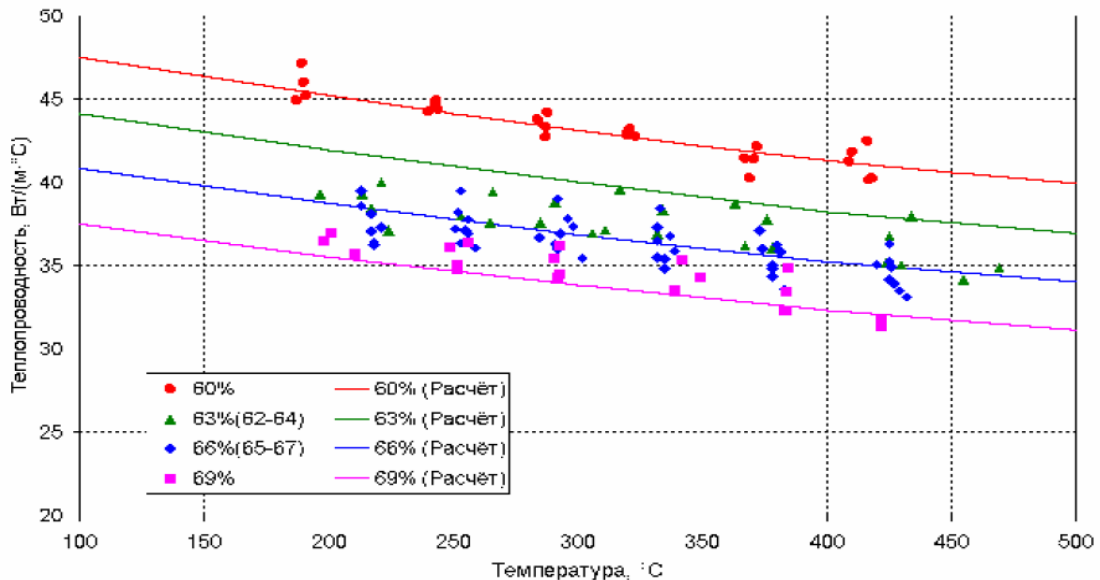


Рисунок 41 – Зависимость коэффициента теплопроводности необлученной топливной композиции UO_2 + силумин от температуры при различной объёмной концентрации частиц диоксида урана в топливном сердечнике

С помощью зависимости на рисунке 41, получена зависимость коэффициента теплопроводности дисперсионного топлива от объёмной концентрации частиц диоксида урана при различной температуре топлива (рисунок 42).

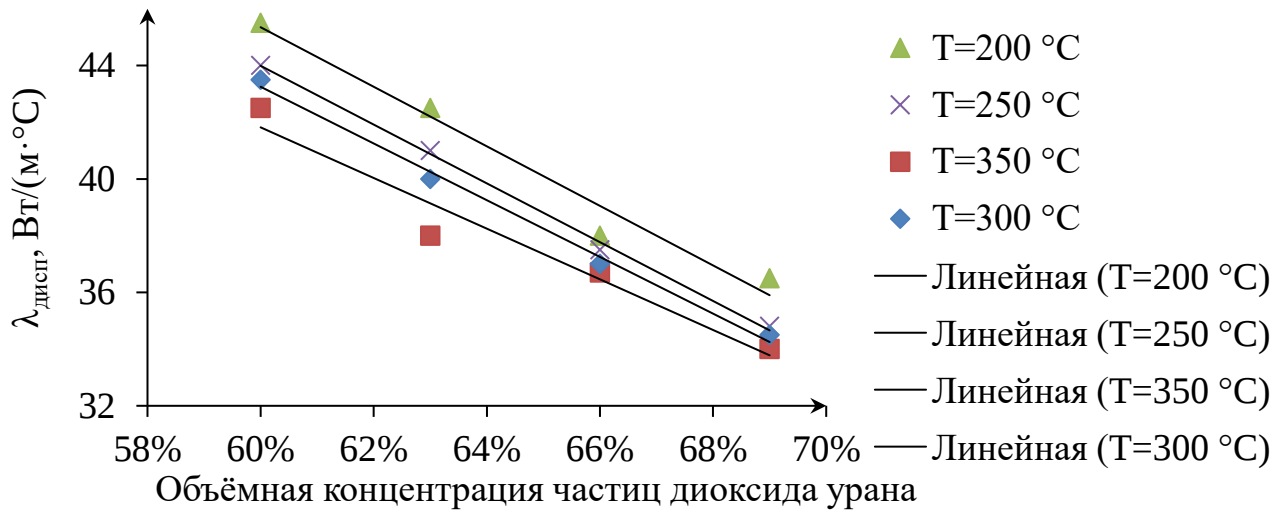


Рисунок 42 – Зависимость коэффициента теплопроводности дисперсионного топлива от объёмной доли диоксида урана при различных температурах

Полученные линейные аппроксимации для каждой рассмотренной температуры приведены в таблице 17.

Таблица 17 – Зависимость коэффициента теплопроводности дисперсионного топлива от объёмной доли диоксида урана

Температура топлива, °C	Линейная аппроксимация
200	$\lambda = -105,00 \cdot X_m + 108,35$
250	$\lambda = -103,67 \cdot X_m + 106,19$
300	$\lambda = -100,00 \cdot X_m + 103,25$
350	$\lambda = -89,33 \cdot X_m + 95,42$

По данным таблицы 17 рассчитаны коэффициенты теплопроводности для топлива с объёмной концентрацией частиц диоксида урана 50,1% при различной температуре топлива. Построена зависимость коэффициента теплопроводности от температуры (рисунок 43), которая приведена вместе с расчётными зависимостями, полученным по формулам 4.31 (формула Оделевского) и 4.32 (формула Миснара).

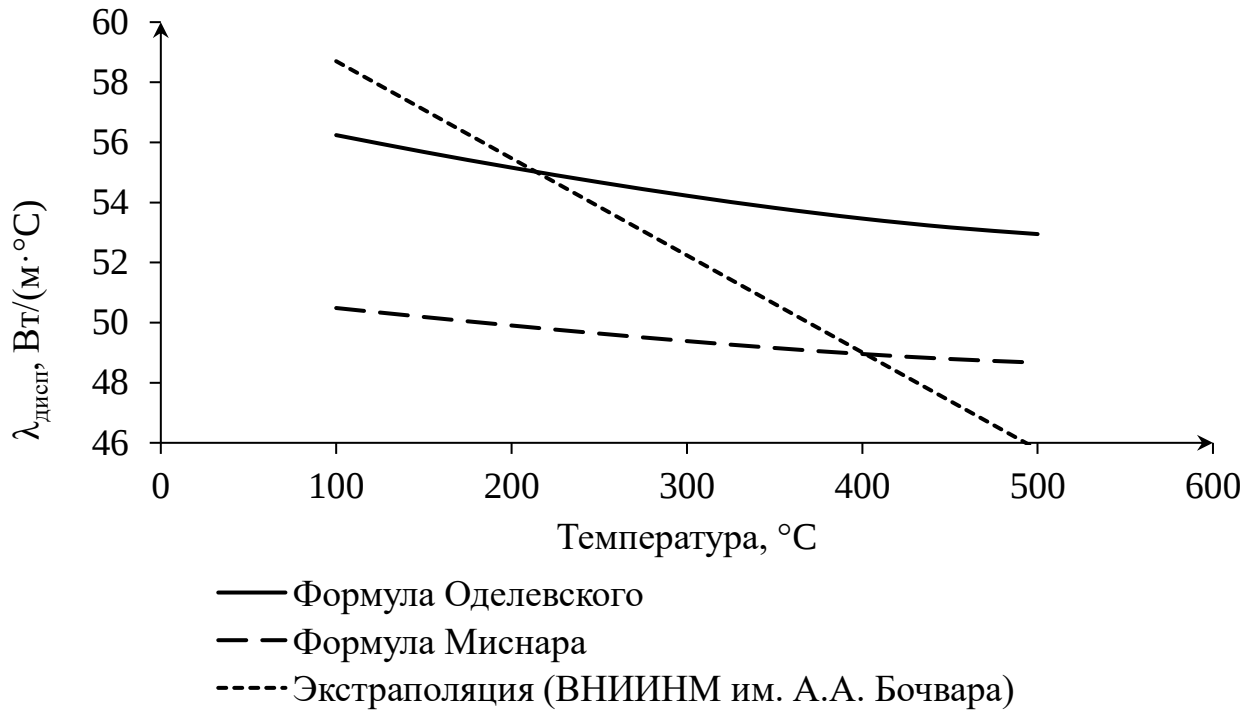


Рисунок 43 – Зависимость коэффициента теплопроводности дисперсионного топлива от температуры материала, оцененная по различным формулам

Расчётная зависимость коэффициента теплопроводности по формулам 4.31 и 4.32 согласуется со значениями, полученными при помощи экстраполяции экспериментальных данных в интервале 200...400 $^{\circ}\text{С}$. Так как коэффициент теплопроводности топлива рассчитывается по температуре внутренней стенки оболочки твэла (интервал 300...380 $^{\circ}\text{С}$), для дальнейших расчётов применена формула Миснара (полученные по ней значения ближе к экспериментальным данным в этом интервале).

Различия с экспериментальными значениями могут быть связаны с тем, что при производстве твэлов на базе дисперсионных композиций, объёмные доли гранул урановых сплавов и матрицы могут варьироваться из-за технологии производства (капиллярная пропитка), соответственно будет меняться и коэффициент теплопроводности топливной композиции.

4.9 Аксиальное распределение температуры материалов твэла в канале

Проведен расчёт температуры материалов твэла (топливо, оболочка, теплоноситель вокруг твэла) с помощью формул 4.30 – 4.37. Результаты приведены на рисунках 44 – 46.

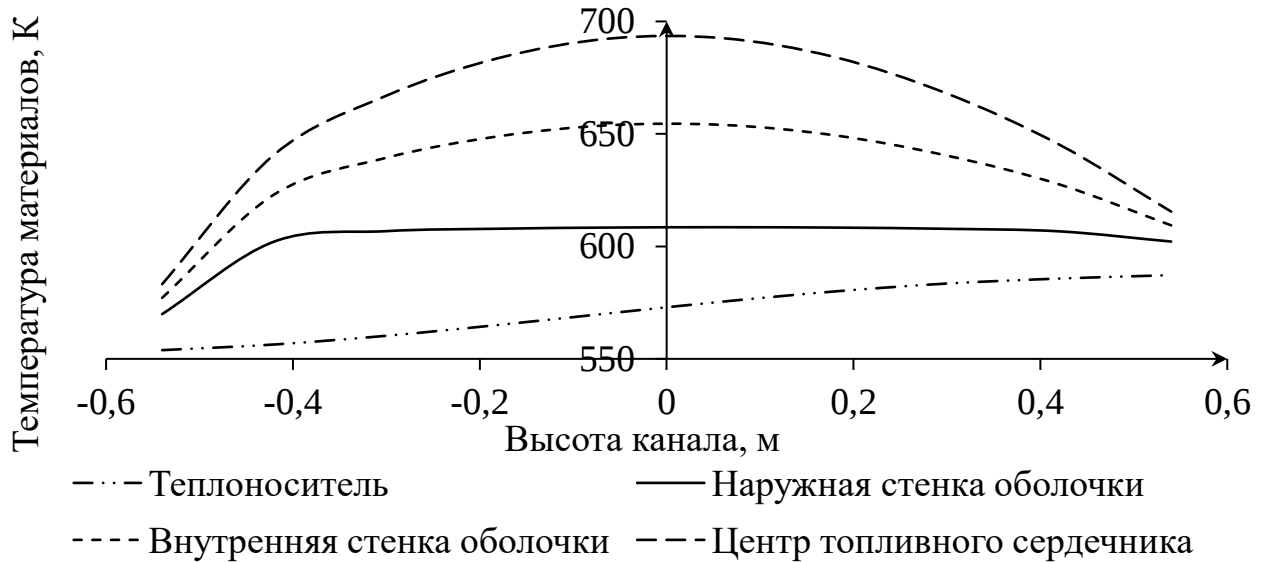


Рисунок 44 – Аксиальное распределение температуры материалов при внешнем диаметре твэла 5,8 мм

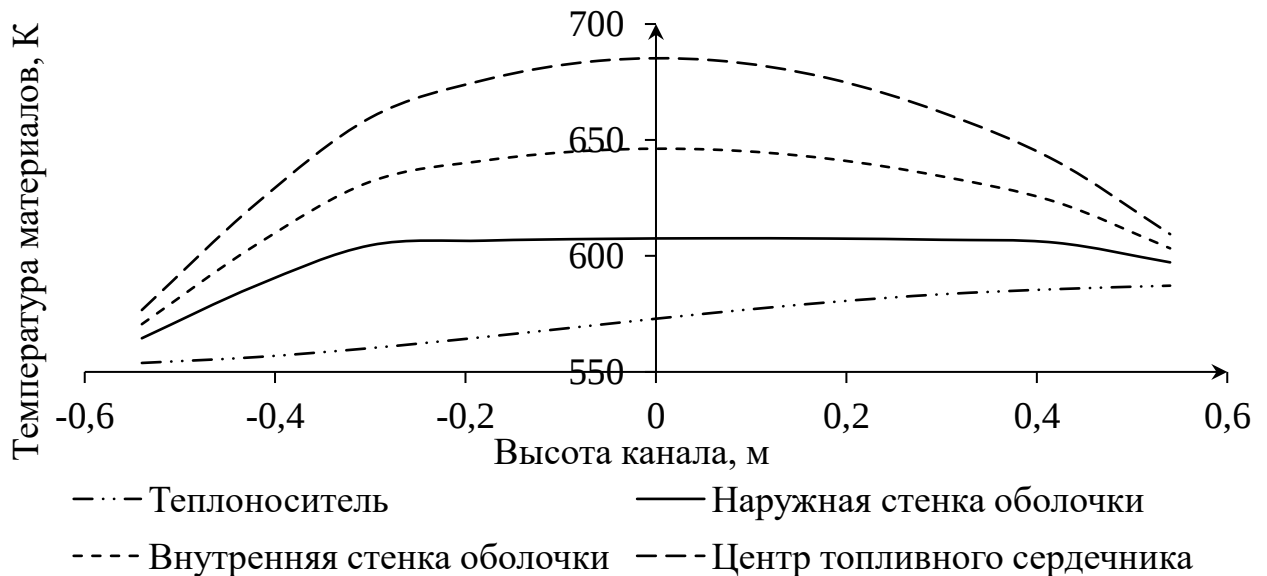


Рисунок 45 – Аксиальное распределение температуры материалов при внешнем диаметре твэла 6,8 мм

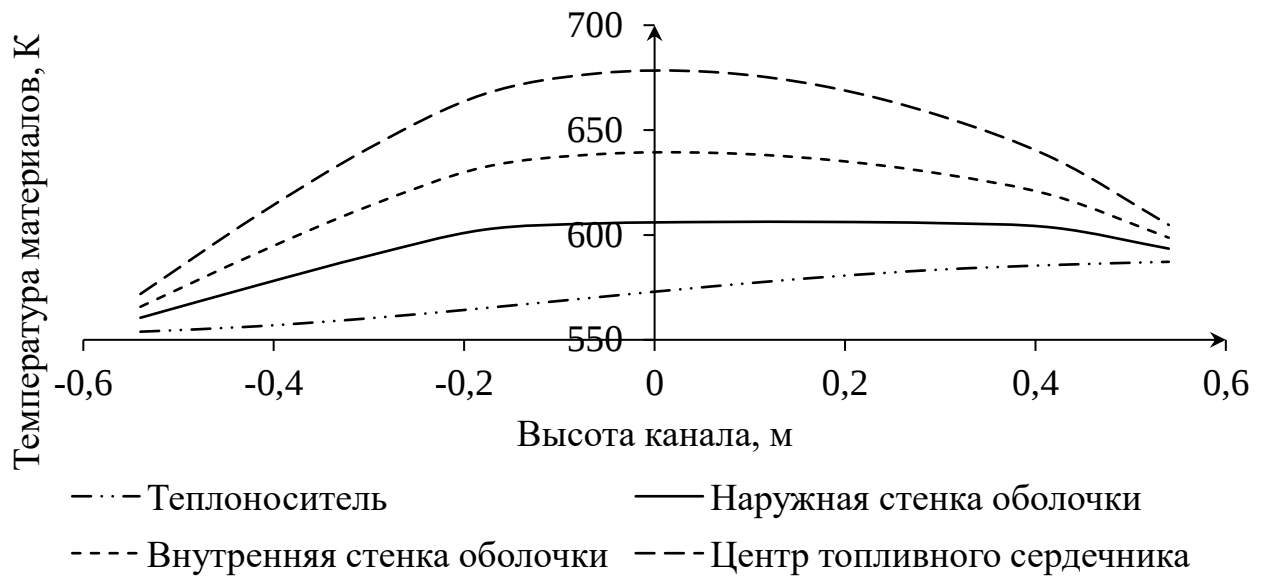


Рисунок 46 – Аксиальное распределение температуры материалов при внешнем диаметре ТВЭЛ 7,8 мм

Из рисунков 44 – 46 видно, что с увеличением внешнего диаметра ТВЭЛ снижается температура топлива, наружной и внутренней стенок оболочки.

Максимальная температура в центре топлива не превышает температуру плавления силуминового сплава (873 К) при всех рассматриваемых диаметрах ТВЭЛ.

Максимальная температура наружной стенки оболочки не превышает температуру начала парациркониевой реакции (1133 К) при всех рассматриваемых диаметрах ТВЭЛ.

Внешний диаметр ТВЭЛ можно изменять в диапазоне с 5,8 мм до 7,8 мм без нарушения условий теплотехнической надежности.

4.10 Влияние смены топливной композиции на распределение температуры топлива

Проведен расчёт распределения температуры топлива в центре топливного сердечника. Рассчитанные по формуле 4.32 значения коэффициентов теплопроводности (минимальное, максимальное, среднее значение) для

топливных дисперсионных топливных композиций $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ и $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ сведены в таблицу 18.

Таблица 18 – Расчётные значения коэффициентов теплопроводности дисперсионных топливных композиций для различных внешних диаметров ТВЭЛ

Дисперсионная композиция	Диаметр, мм	$\lambda_{\text{дисп, мин}}$, Вт/м·К	$\lambda_{\text{дисп, макс}}$, Вт/м·К	$\lambda_{\text{дисп, сред}}$, Вт/м·К
$(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$	5,8	49,0	49,5	49,2
	6,8	49,0	49,6	49,2
	7,8	49,0	49,6	49,2
$(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$	5,8	49,7	50,3	49,8
	6,8	49,7	50,3	49,9
	7,8	49,7	50,3	49,9

Различие в коэффициентах теплопроводности рассматриваемых дисперсионных топливных композиций не превышает 0,7 Вт/м·К. На рисунке 47 приведено распределение температуры в центре топливного сердечника для дисперсионных топливных композиций $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ и $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ при внешнем диаметре ТВЭЛ 7,8 мм. На рисунке 48 приведено распределение разности между температурой центра топливного сердечника для дисперсионных топливных композиций $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ и $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ при внешнем диаметре ТВЭЛ 7,8 мм.

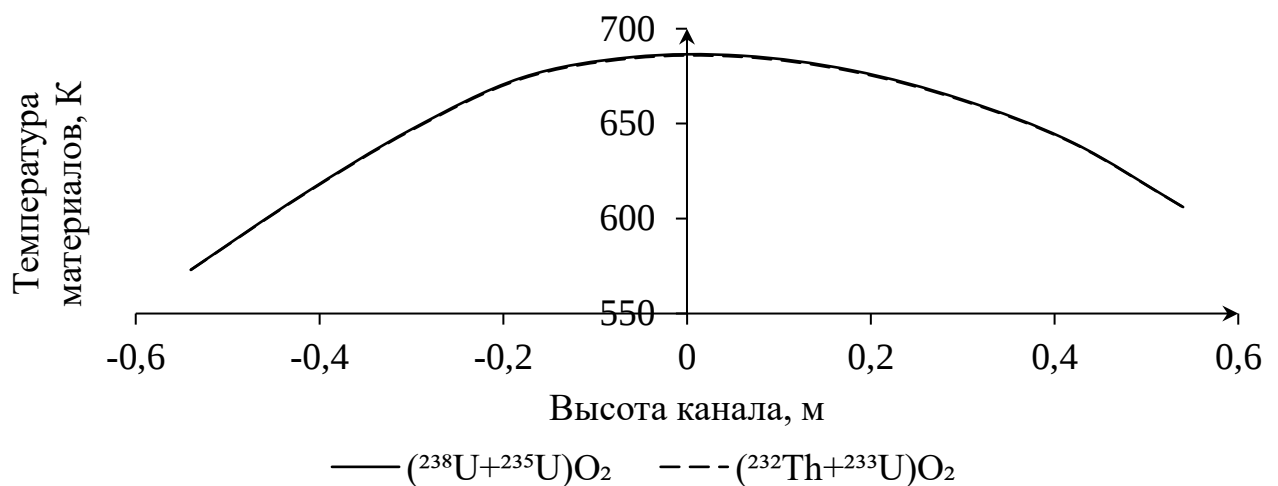


Рисунок 47 – Аксиальное распределение температуры в центре топливного сердечника для дисперсионных топливных композиций $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ и $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ при внешнем диаметре ТВЭЛ 7,8 мм

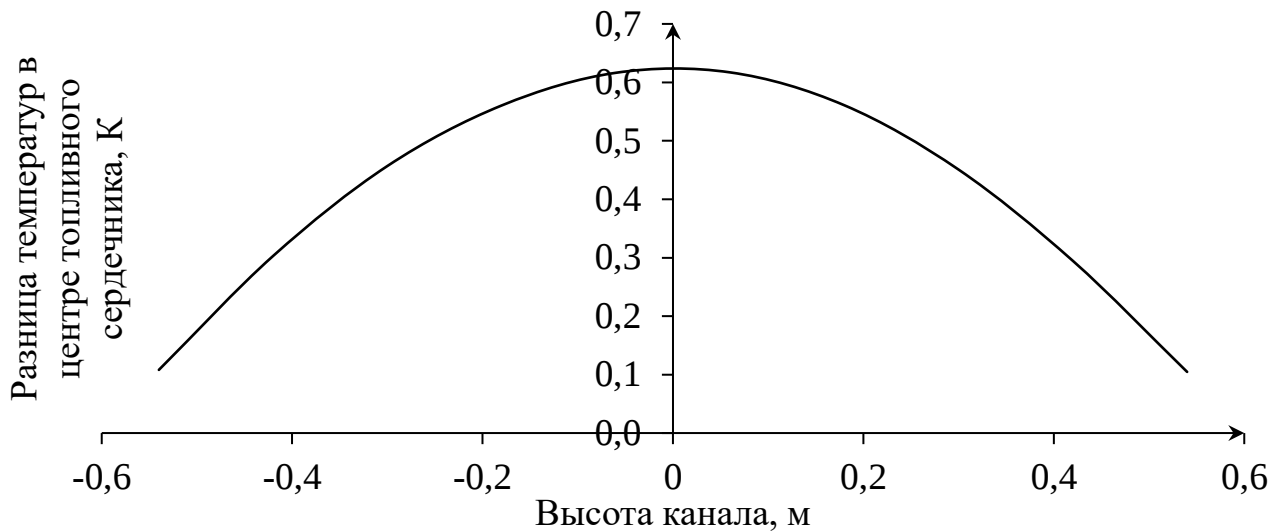


Рисунок 48 – Аксиальное распределение разницы между температурой в центре топливного сердечника для дисперсионных топливных композиций $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ и $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ при внешнем диаметре твэла 7,8 мм

Максимальная температура топлива в центре топливного сердечника равна 685,8 К $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ и 685,2 К $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$. Полученная температура не превышает температуру плавления силуминового сплава (873 К). Переход на дисперсионную топливную композицию $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ с внешним диаметром твэла 7,8 мм приводит к незначительному снижению максимальной температуры в центре топлива (на 0,1%) и не нарушает условия теплотехнической надежности.

4.11 Влияние внешнего диаметра твэла на критическую плотность теплового потока и коэффициенты запаса до кризиса теплообмена

Проведен расчёт аксиального распределения критической плотности теплового потока по формуле 4.39 и коэффициента запаса до кризиса теплообмена по формуле 4.40 для всех рассматриваемых внешних диаметров твэла. Результаты приведены на рисунках 49, 50.

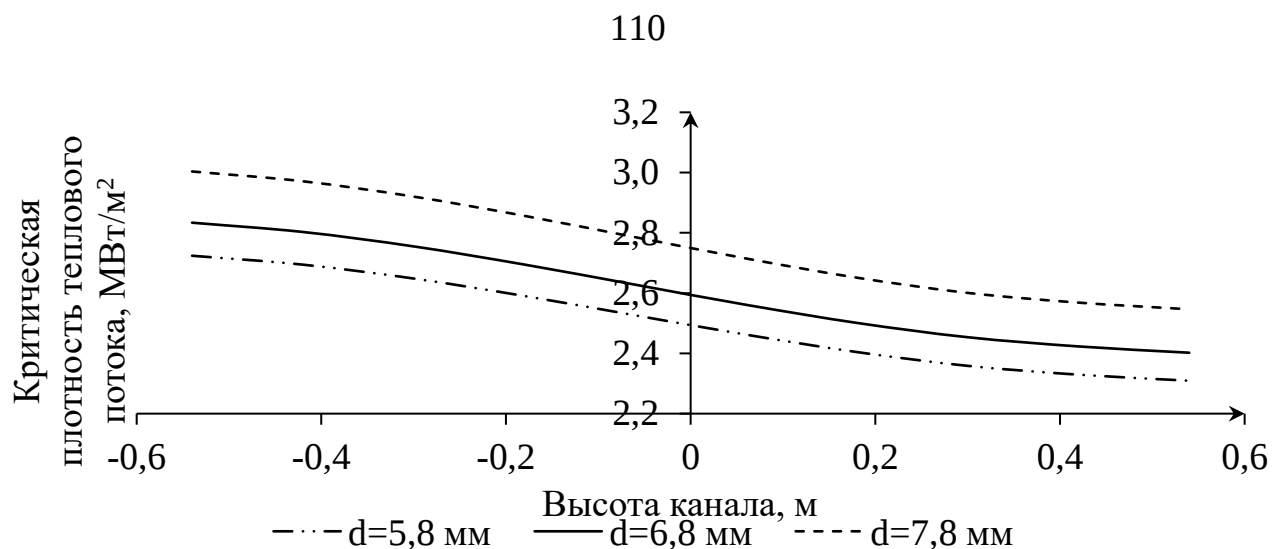


Рисунок 49 – Аксиальное распределение критической плотности теплового потока для различных внешних диаметров ТВЭЛ

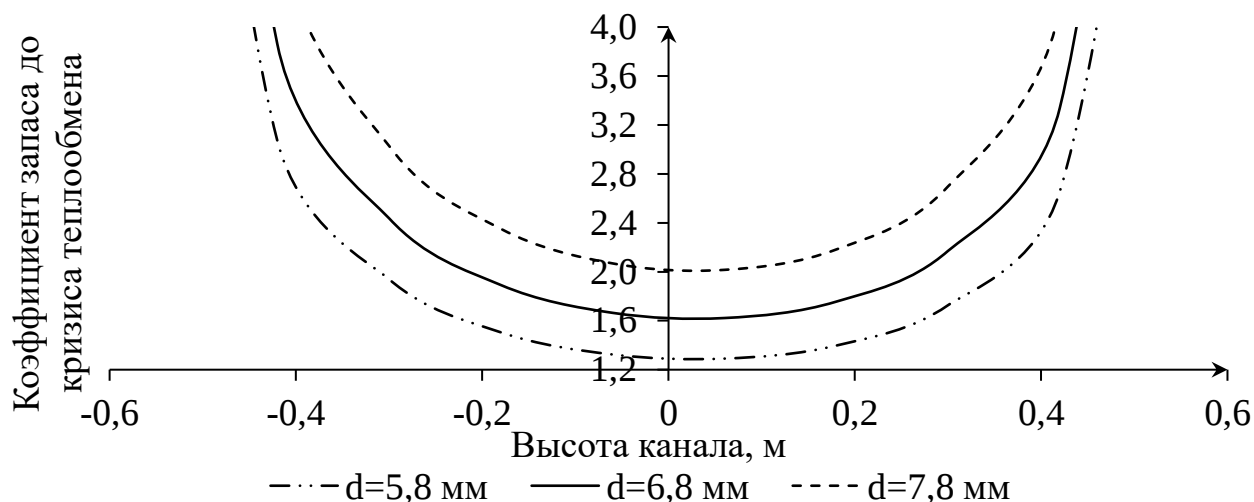


Рисунок 50 – Аксиальное распределение коэффициента запаса до кризиса теплообмена для различных внешних диаметров ТВЭЛ

Из рисунков 49, 50 видно, что с увеличением внешнего диаметра ТВЭЛ уменьшается критическая плотность теплового потока и растёт коэффициент запаса до кризиса теплообмена ($K_{зан}$). Минимальное значение $K_{зан}$ наблюдается при внешнем диаметре ТВЭЛ 5,8 мм в центре канала и составляет 1,3, что выше минимально допустимого значения 1,2. При внешнем диаметре ТВЭЛ 7,8 мм минимальный $K_{зан}$ составляет 2,1 (увеличение на 25% по сравнению с коэффициентом запаса при проектном диаметре ТВЭЛ).

При всех рассматриваемых внешних диаметрах твэла $K_{зан}$ не падает ниже 1,2 (минимальный $K_{зан}$ для реакторов с водным теплоносителем под давлением). Следовательно, при увеличении внешнего диаметра твэла до 7,8 мм не нарушаются условия теплотехнической надежности.

Выводы по главе 4

Таким образом, проведен теплогидравлический расчёт реактора малой мощности КЛТ-40С при внешнем диаметре твэла 5,8...7,8 мм.

Показано, что смена топливной композиции на $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ не приводит к плавлению топливного сердечника, а максимальная температура в центре топливного сердечника при этом падает на 0,6 К.

Увеличение внешнего диаметра твэла до 7,8 мм не приводит к нарушению условий теплотехнической безопасности, так как сохраняется турбулентный режим течения теплоносителя, а скорость течения теплоносителя остается ниже предельного значения (8 м/с).

Из анализа распределения температуры в материалах твэла установлено, что условия для возникновения пароциркониевой реакции и плавления материалов оболочки и топлива отсутствуют.

Анализ кривых коэффициента запаса до кризиса теплообмена показал, что увеличение внешнего диаметра твэла до 7,8 мм увеличивает минимальный коэффициент запаса на 25% по сравнению с проектным диаметром твэла.

Показано, что внешний диаметр твэла можно изменять в широком интервале (5,8...7,8 мм) без нарушения условий теплотехнической надежности.

ВЫВОДЫ. ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Проведен многогрупповой нейтронно-физический расчёт реактора малой мощности КЛТ-40С для дисперсионных топливных композиций $[(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$; $(^{238}\text{U}+^{239}\text{Pu})\text{O}_2$; $(^{232}\text{Th}+^{235}\text{U})\text{O}_2$; $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2]$ при изменении внешнего диаметра твэла от 4,8 до 8,8 мм.

Показано, что переход на дисперсионную топливную композицию $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ с внешним диаметром твэла 7,8 мм позволяет увеличить длительность кампании топлива на 64% и удельную энерговыработку на 19% по сравнению со стандартной дисперсионной топливной композицией $(^{238}\text{U}+^{235}\text{U})\text{O}_2$ с проектным диаметром твэла 6,8 мм.

2. С использованием метода Монте-Карло проведен расчет нейтронно-физических характеристик (длительность кампании топлива, удельная энерговыработка) реактора малой мощности КЛТ-40С для различных дисперсионных топливных композиций при изменении внешнего диаметра твэла от 4,8 до 8,8 мм.

Показано, что применение дисперсионной топливной композиции $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ с внешним диаметром твэла 7,8 мм позволяет увеличить удельную энерговыработку реактора КЛТ-40С на 30% по сравнению со стандартной дисперсионной топливной композицией. Для остальных дисперсионных топливных композиций максимальная удельная энерговыработка ниже и достигается при внешнем диаметре твэла 5,8 мм.

3. Установлено, что гомогенное размещение ^{232}Th вместе с делящимся нуклидом в твэле приводит к значительной наработке нуклида ^{232}U , а его процентное отношение к суммарной концентрации нуклидов U в ОЯТ превышает допустимое значение ($5 \cdot 10^{-7} \%$) в $10^5 \dots 10^6$ раз. Сделано предположение, что гетерогенное размещение ^{232}Th на периферии активной зоны в бланкете реактора позволит снизить наработку ^{232}U во время кампании.

4. Проведен расчет теплофизических характеристик (объёмное энерговыделение, плотность теплового потока, линейная плотность теплового потока, температура наружной и внутренней стенки оболочки, температура в

центре топливного сердечника, критическая плотность теплового потока, коэффициент запаса до кризиса теплообмена) и теплогидравлических характеристик реактора (скорость течения теплоносителя, числа Рейнольдса и Прандтля) для рассмотренных топливных композиций при изменении внешнего диаметра ТВЭЛ от 5,8 до 7,8 мм.

Показано, что применение дисперсионной топливной композиции $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ с внешним диаметром ТВЭЛ 7,8 мм обеспечивает условия теплотехнической надежности реактора. Максимальная температура топлива ниже температуры плавления силуминовой матрицы ($685 \text{ K} < 873 \text{ K}$). Максимальная температура наружной стенки оболочки не превышает температуру начала пароциркониевой реакции ($603 \text{ K} < 1133 \text{ K}$), а коэффициент запаса до кризиса теплообмена выше, чем минимально допустимый коэффициент запаса для водо-водяных реакторов под давлением ($2,1 > 1,2$).

5. Установлено, что применение дисперсионной топливной композиции $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ с внешним диаметром ТВЭЛ 7,8 мм приводит к снижению числа Re на 10%, а минимальные числа Рейнольдса ($1,1 \cdot 10^5 > 10^4$) и Прандтля ($0,7 < 0,83 < 100$) лежат в интервале, обеспечивающем турбулентный режим течения теплоносителя.

6. Показано, что при увеличении внешнего диаметра ТВЭЛ до 7,8 мм для дисперсионной топливной композиции $(^{232}\text{Th}+^{233}\text{U})\text{O}_2$ реактора КЛТ-40С, основной вклад в реакцию деления вносят резонансные и быстрые нейтроны, а вклад от тепловых нейтронов падает. Следовательно, проектный объем водного теплоносителя при реализации торий-уранового ЯТЦ в данном реакторе можно сократить на 17% без нарушения условий теплотехнической надежности.

Таким образом показано, что, в соответствии с поставленной целью, при переходе водо-водяного реактора малой мощности на торий-урановый ядерно-топливный цикл его теплофизические и теплогидравлические характеристики обеспечивают значительное увеличение длительности кампании ядерного топлива, теплотехническую надежность его эксплуатации и существенное увеличение удельной энергоспроизводства.

Полученные результаты могут быть использованы при проектировании атомных станций малой мощности, а также при разработке и внедрении торий-уранового ядерно-топливного цикла.

Список использованных источников

1. Beliauskii S.V., Nesterov V.N., Laas R.A., Godovikh A.V., Bulakh O.I. Effect of fuel nuclide composition on the fuel lifetime of reactor KLT-40S//Nuclear Engineering and Design, 2020, Vol. 360, P. 110524.
2. Beliauskii S., Anikin N., Alhassan S., Kudeev S., Nesterov V. Effect of fuel nuclide composition on the fuel lifetime of the RITM-200 reactor unit//Annals of Nuclear Energy, 2022, Vol. 173, P. 109105.
3. Beliauskii S., Alhassan S., Danilenko V., Karvan R., Nesterov V. Effect of changing the outer fuel element diameter on thermophysical parameters of KLT-40S reactor unit//Annals of Nuclear Energy, 2023, T. 190, C. 109877.
4. Beliauskii S., Balachkov M., Danilenko V., Nesterov V. Fuel lifetime extension for the KLT-40S small modular reactor by means of thorium-uranium fuel cycle//Annals of Nuclear Energy, 2023, Vol. 192, P. 109982.
5. Alhassan S., Beliauskii S.V., Nesterov V.N. Investigative study of the radiation damage on fuel clad of miniature neutron source reactor using computational tools//Journal of Physics: Conference Series, 2021, Vol. 2064, No. 1, P. 012103.
6. Beliauskii S.V. Estimation of fuel nuclide composition influence on fuel lifetime of reactor unit KLT-40S//Перспективы развития фундаментальных наук: сборник научных трудов XVII Международной конференции студентов, аспирантов и молодых ученых, г. Томск, 21-24 апреля 2020 г.: Физика.—Томск, 2020. – Изд-во ТУСУР, 2020. – Т. 1. – С. 10-12.
7. Beliauskii S.V. Estimation of silumene matrix influence on the fuel lifetime of KLT-40S reactor unit//Будущее атомной энергетики—AtomFuture 2020. – 2020. – С. 88-89.
8. Белявский С.В. Оценка влияния нуклидного состава топлива на длительность топливной кампании реакторной установки КЛТ-40С//Двадцать шестая Всероссийская научная конференция студентов-физиков и молодых учёных. ВНКФС–26.—Уфа, 2020. – ООО «Альтаир», . – С. 140-141.
9. Белявский С.В. ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ДИАМЕТРА ТОПЛИВНОГО ЭЛЕМЕНТА НА ДЛИТЕЛЬНОСТЬ ТОПЛИВНОЙ КАМПАНИИ РЕАКТОРНОЙ

УСТАНОВКИ КЛТ-40С ПРИ РАЗЛИЧНЫХ ТОПЛИВНЫХ ЦИКЛАХ//X Школа-конференция молодых атомщиков Сибири: сборник тезисов докладов. — Томск, 2020. — С. 74.

10. Белявский С.В. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЭФФЕКТА ТОПЛИВНОЙ КОМПОЗИЦИИ И ВНЕШНЕГО ДИАМЕТРА ТЕПЛОВЫДЕЛЯЮЩЕГО ЭЛЕМЕНТА НА ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РЕАКТОРА КЛТ-40С//Студенческая научная весна – 2021: сборник тезисов XI Всероссийской научно-практической конференции студентов, аспирантов и молодых ученых. — Волгодонск, 2021. — С. 5.

11. Белявский С.В. Влияние топливной композиции на длительность кампании топлива ядерного реактора КЛТ-40С//Материалы Международного молодежного научного форума «ЛОМОНОСОВ-2021» / Отв. ред. И.А. Алешковский, А.В. Андриянов, Е.А. Антипов, Е.И. Зимакова. [Электронный ресурс] – М, 2021. – МАКС Пресс, .

12. Белявский С.В. ВЛИЯНИЕ СОДЕРЖАНИЯ ДЕЛЯЩЕГОСЯ ИЗОТОПА НА ДЛИТЕЛЬНОСТЬ ТОПЛИВНОЙ КАМПАНИИ РЕАКТОРНОЙ УСТАНОВКИ КЛТ-40С В РАЗЛИЧНЫХ ТОПЛИВНЫХ ЦИКЛАХ//РАДИОЭЛЕКТРОНИКА, ЭЛЕКТРОТЕХНИКА И ЭНЕРГЕТИКА. – 2021. – С. 779-779.

13. Белявский С.В. Моделирование продления кампании топлива для малых модульных реакторов на примере КЛТ-40С//Сборник тезисов докладов Международной научно-практической конференции «Материалы и технологии в атомной энергетике». – Москва: ВНИИНМ им. А. А. Бочвара, . – С. 71.

14. Белявский С.В. МОДЕЛИРОВАНИЕ КАМПАНИИ ТОПЛИВА РЕАКТОРА КЛТ-40С МЕТОДОМ МОНТЕ-КАРЛО//Студенческая научная весна-2022: сборник тезисов XII Всероссийской научно-практической конференции студентов, аспирантов и молодых ученых. – Волгодонск, 2022. – 2022. – С. 7-8.

15. Белявский С.В. МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ВНЕШНЕГО ДИАМЕТРА ТЕПЛОВЫДЕЛЯЮЩЕГО ЭЛЕМЕНТА НА КАМПАНИЮ РЕАКТОРА КЛТ-40С С ПОМОЩЬЮ MCSU-PTR//Безопасность ядерной

энергетики: тезисы докладов XVIII Международной научно-практической конференции, 19–20 мая 2022 г./НИЯУ МИФИ [и др.].–Волгодонск: ВИТИ НИЯУ МИФИ, 2022.–140 с. – 2022. – С. 10.

16. Белявский С.В., Аникин Н.А. ПРОДЛЕНИЕ КАМПАНИИ ЯДЕРНОГО ТОПЛИВА РЕАКТОРА РИТМ-200 ЗА СЧЁТ СМЕНЫ ТОПЛИВНОЙ КОМПОЗИЦИИ//XXIX Международная конференция студентов, аспирантов и молодых ученых по фундаментальным наукам «Ломоносов—2022». Секция «Физика». Сборник тезисов. – Москва: Физический факультет МГУ, 2022. – С. 89-90.

17. Юрченко М.Д., Балачков М.М., Белявский С.В. Увеличение длительности кампании топлива реактора КЛТ-40С при изменении состава стартовой загрузки//Физика. Технологии. Инновации. Тезисы докладов (ФТИ-2022).—Екатеринбург, 2022. – УрФУ, . – С. 71-72.

18. Белявский С.В., Нестеров В.Н. Моделирование продления кампании ядерного топлива малого модульного реактора при помощи MCSU-PTR//Физико-технические проблемы в науке, промышленности и медицине: сборник тезисов докладов XI Международной научно-практической конференции, г. Томск, 07–09 сентября 2022 г. – Томский политехнический университет, 2022. – С. 25-26.

19. Белявский С.В., Балачков М.М., Карван Р.А. МОДЕЛИРОВАНИЕ УДЛИНЕННЫХ КАМПАНИЙ ТОПЛИВА РЕАКТОРА КЛТ-40С ПРИ ПОМОЩИ ПРОГРАММЫ MONTE-CARLO UNIVERSAL//Будущее атомной энергетики—AtomFuture 2022. XVIII Международная научно-практическая конференция (Обнинск: 28-29 ноября 2022) - 244 с. – 2022.

20. Белявский С.В., Кудеев С.П. МОДЕЛИРОВАНИЕ КАМПАНИИ ТОПЛИВА РЕАКТОРА КЛТ-40С ПРИ ПОМОЩИ ПАКЕТА MCSU-PTR//Радиоэлектроника, электротехника и энергетика: двадцать девятая Междунар. науч.-техн. конф. студентов и аспирантов (16-18 марта 2023 г., Москва) - М.: ООО Центр полиграфических услуг Радуга, 2023. - 1240 с. – 2023. – С. 718-718.

21. БЕЛЯВСКИЙ С.В. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОДЛЕНИЯ КАМПАНИИ ЯДЕРНОГО ТОПЛИВА ДЛЯ РЕАКТОРА КЛТ-40С МЕТОДОМ МОНТЕ-КАРЛО//Ядерные технологии: от исследований к внедрению-2022. – 2022. – С. 9-10.

22. Саркисов А.А., Смоленцев Д.О., Антипов С.В., Билашенко В.П., Кобринский М.Н., Шведов П.А. ПЕРСПЕКТИВЫ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ АТОМНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ТЕХНОЛОГИЙ В АРКТИКЕ//Арктика: экология и экономика, 2022, Т. 12, №3, С. 349-358.

23. Саркисов А.А., Гусев Л.Б., Калинин Р.И. Инженерные основы теории и эксплуатации судовых ядерных реакторов, 2011.

24. Драгунов Ю.Г., Шишкин В.А., Гречко Г.И., Гольцов Е.Н. Малая ядерная энергетика: задачи и ответы//Атомная энергия, 2011, Т. 111, Малая ядерная энергетика, №5, С. 294-297.

25. Петрунин В.В., Фадеев Ю.П., Гуреева Л.В., Скородумов С.Е. Реакторные установки разработки ОАО «ОКБМ Африкантов» для атомных станций малой и средней мощности//Атомная энергия, 2011, Т. 111, №5, С. 285-289.

26. Деев В.И., Щукин Н.В., Черезов А.Л. Основы расчета судовых ЯЭУ//Москва: НИЯУ МИФИ, 2012.

27. Деев В.И., Зар Н.А., Куценко К.В., Лаврухин А.А., Маслов Ю.А., Федосеев В.Н., Харитонов В.С. Методика расчета теплообмена при кипении жидкости на поверхности нагрева//Ядерная физика и инжиниринг, 2011, Т. 2, №5, С. 387-394.

28. Мельников Н.Н., Гусак С.А., Наумов В.А. Использование атомных станций малой мощности для энергоснабжения арктических месторождений твердых полезных ископаемых//Вестник Кольского научного центра РАН, 2017, №1, С. 66-77.

29. Пименов А.О., Куликов Д.Г., Васильев А.П., Молоканов Н.А. АТОМНЫЕ СТАНЦИИ МАЛОЙ МОЩНОСТИ НА АРКТИЧЕСКИХ ТЕРРИТОРИЯХ: ВОПРОСЫ ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЦЕЛЕСООБРАЗНОСТИ И

ЭКОЛОГИЧЕСКОЙ БЕЗОПАСНОСТИ//Арктика: экология и экономика, 2019, №2, С. 34.

30. Гольцов А.Е., Ермолаева Т.А., Молоканов Н.А., Радченко С.В. Определение технико-экономических показателей АСММ Витязь, Шельф, Атгор, УниTERM, Карат-45//Научно-технический годовой отчет НИКИЭТ-2017. – 2017. – С. 260-261.

31. Приоритеты использования атомных станций малой мощности на Востоке России : Научно-технический годовой отчет/Научно-исследовательский и конструкторский институт энерготехники им. Н. А. Доллежале/Санеев Б.Г., Иванова И.Ю., Тугузова Т.Ф., Франк М.И. - Москва, 2011. - 276-280 с.

32. Sainati T., Locatelli G., Brookes N. Small Modular Reactors: Licensing constraints and the way forward//Energy, 2015, T. 82, Small Modular Reactors, С. 1092-1095.

33. Locatelli G., Boarin S., Pellegrino F., Ricotti M.E. Load following with Small Modular Reactors (SMR): A real options analysis//Energy, 2015, Vol. 80, Load following with Small Modular Reactors (SMR), P. 41-54.

34. Бойко В.И., Власов В.А., Жерин И.И., Маслов А.А., Шаманин И.В. Торий в ядерном топливном цикле//М.: Издательский дом «Руда и металлы, 2006, Т. 3.

35. Бойко В.И., Шаманин И.В., Сафарян Т.Л. Смешанная загрузка легководного реактора под давлением торийеплутониевым и торийеурановым оксидным топливом//Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов, 2004, Т. 307, №7, С. 49-53.

36. Суглобов Д.Н., Яковлев Р.М., Мясоедов Б.Ф. Торий-урановый топливный цикл для тепло-и электроэнергетики//Радиохимия, 2007, Т. 49, №5, С. 385-392.

37. Kirby H.W., Moebius S., Muenzel H., Ritcey G.M., Molnar R., Pouskouleli G. Thorium. Suppl. Vol. A2. History. Isotopes. Recovery of Thorium, 1986, T. A2.

38. Lattice physics sensitivity studies for thorium-based fuels in pressure tube heavy water reactors : Atomic Energy of Canada Limited/Bromley B.P., Colton A., Collins O., 2016.

39. Performance improvements for thorium-based fuels in pressure tube heavy water reactors : Atomic Energy of Canada Limited/Bromley B.P., Colton A.V., Collins O., 2016.

40. Colton A.V., Bromley B.P. Simulations of Pressure-Tube–Heavy-Water Reactor Cores Fueled with Thorium-Based Mixed-Oxide Fuels//Nuclear Technology, 2018, T. 203, №2, C. 146-172.

41. Galahom A.A. Improvement of the VVER-1200 fuel cycle by introducing thorium with different fissile material in blanket-seed assembly//Nuclear Science and Engineering, 2019, T. 193, №6, C. 638-651.

42. Mohsen M.Y., Abdel-Rahman M.A., Galahom A.A. Ensuring the possibility of using thorium as a fuel in a pressurized water reactor (PWR)//Nuclear Science and Techniques, 2021, T. 32, №12, C. 137.

43. Дмитриев С.М., Баринов А.А., Пронин А.Н., Сорокин В.Д., Хробостов А.Е. Экспериментальные исследования локальной гидродинамики и массообмена теплоносителя в тепловыделяющих сборках реакторных установок с водой под давлением//Энергетика. Известия высших учебных заведений и энергетических объединений СНГ, 2016, №6, С. 591-603.

44. Варенцов А.В., Дмитриев С.М., Добров А.А., Солнцев Д.Н., Хробостов А.Е. Экспериментальные и расчетные исследования гидродинамики и массообмена потока теплоносителя в модели ТВС реактора КЛТ-40С//Научно-технический вестник Поволжья, 2013, №3, С. 114-119.

45. Baatar T., Glazkov O.V. Increasing burn-up of KLT-40S fuel by introduction of neptunium//Journal of Physics: Conference Series, 2020, Vol. 1689, №1, P. 012061.

46. Иоаннисиан М.В. Решение нестационарного уравнения переноса нейтронов на основе многозонного представления с использованием метода

Монте-Карло : дисс. ... канд. тех. наук: 05.13.18/М.В. Иоаннисиан. – Москва: НИЦ «Курчатовский институт», 2018. – 116 с.

47. Fajri D.F., Agung A., Harto A.W. The Study of Floating Nuclear Power Plant Reactor Core Neutronic Parameters Using Scale 6.1 Code, 2020, Vol. 10, № 5.

48. Kristanto A., Agung A., Suryoprato K. Thermal-Hydraulics Operation Parameters Modeling and Analysis of KLT-40S Reactor at Steady-State and Transient Condition using RELAP5-3D//Int. J. Adv. Sci. Eng. Inf. Technol, 2020, Т. 10, №3, С. 937-944.

49. Zhou Z., Xie J., Deng N., Chen P., Wu Z., Yu T. Effect of KLT-40S Fuel Assembly Design on Burnup Characteristics//Energies, 2023, Т. 16, №8, С. 3364.

50. Ishekov A.G., Klinov D.A., Smirnova L.S., Subbotin S.A., Shchepetina T.D. Analysis of the cost-effectiveness of low-capacity nuclear power plants//Atomic Energy, 2007, Т. 102, №6, С. 409-415.

51. Базин Д.А., Гиниятуллин Б.А. ПЕРСПЕКТИВЫ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ АТОМНЫХ СТАНЦИЙ МАЛОЙ МОЩНОСТИ (АСММ) РЕАКТОРА РИТМ-200//Приборостроение и автоматизированный электропривод в топливно-энергетическом комплексе и жилищно-коммунальном хозяйстве. – 2022. – С. 273-277.

52. Алленых М.А., Анисимова А.И. ПЛАВУЧАЯ АТОМНАЯ ТЕПЛОЭЛЕКТРОСТАНЦИЯ «АКАДЕМИК ЛОМОНОСОВ» КАК НОВЫЙ ВЕКТОР РАЗВИТИЯ АТОМНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ//Друкерровский вестник, 2020, №3, С. 166-179.

53. Kuzmin A.V., Radkevich A.V., Petrushkevich V.P., Kuzmina N.D. PROBABILISTIC DOSE ASSESSMENT FOR PERSONNEL DURING DECOMMISSIONING OF SPENT NUCLEAR FUEL STORAGE FACILITY OF TRANSPORTABLE NPP “PAMIR 630D”//OF THE NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF BELARUS, 2019, Т. 64, №3, С. 378.

54. Васильев Ю.С., Амосов Н.Т. Атомные станции малой мощности//Материаловедение. Энергетика, 2014, №2 (195), С. 26-33.

55. Merkulov V. Analysis of advanced nuclear technologies applicable in the Russian Arctic//IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. – IOP Publishing, 2018. – Т. 180. – С. 012020.

56. Амельчугов С.П., Батуро А.Н., Седов Д.В., Никулин М.А. К вопросу о противопожарной защите атомных станций малой мощности с реакторной установкой РИТМ-200Н в Заполярье//Сибирский пожарно-спасательный вестник, Т. 31, №4, С. 160-168.

57. Donnelly D.A., Otto R.T., Mathews C.E., Wilson B.A., Schanfein M. IAEA design information verification authorities for small modular reactors: Potential challenges and solutions, 2020, IAEA design information verification authorities for small modular reactors.

58. Субки М.Х., Хидайатола Х., Сусяди С. Проектные и технологические разработки для реакторов малой и средней мощности—перспективы и проблемы внедрения//Атомные станции малой мощности: новое направление развития энергетики. – Москва: Академ-Принт, 2015. – Т. 2. – С. 14.

59. International Atomic Energy Agency. Advances in Small Modular Reactor Technology Developments. A Supplement to: IAEA Advanced Reactors Information System (ARIS). Advances in Small Modular Reactor Technology Developments. A Supplement to. – Vienna, Austria: IAEA, 2018.

60. International Atomic Energy Agency. Advances in Small Modular Reactor Technology Developments: A Supplement to the IAEA Advanced Reactors Information System (ARIS). Advances in Small Modular Reactor Technology Developments. – Vienna, Austria: IAEA, 2014.

61. International Atomic Energy Agency. Advances in small modular reactor technology developments (2016 Edition), A supplement to: IAEA Advanced Reactors Information System (ARIS); 2016. Advances in small modular reactor technology developments (2016 Edition), A supplement to. – Vienna, Austria: IAEA, 2016.

62. International Atomic Energy Agency. Advances in Small Modular Reactor Technology Developments, A Supplement To: IAEA Advanced Reactors Information

System (ARIS) 2020 Edition. Advances in Small Modular Reactor Technology Developments, A Supplement To. – Vienna, Austria: IAEA, 2020.

63. Агентство по ядерной энергии, Организация экономического сотрудничества и развития Малые модульные реакторы: проблемы и перспективы. – 2021. – С. 55.

64. International Atomic Energy Agency. KLT-40S. - IAEA, 2013.

65. Ачкасов А.Н., Гольцов Е.В., Гречко Г.И., Кузнецов Ю.Н. Реакторные установки для атомных станций малой мощности//Атомная энергия, 2012, Т. 113, №1, С. 43-48.

66. Baybakov D.F., Godovykh A.V., Martynov I.S., Nesterov V.N. The dependence of the nuclide composition of the fuel core loading on multiplying and breeding properties of the KLT-40S nuclear facility//Nuclear Energy and Technology, 2016, Т. 2, №3, С. 183-190.

67. Никитин А., Андреев Л. Плавающие атомные станции. – 2011.

68. Naumov V., Gusak S., Naumov A. Small nuclear power plants for power supply in arctic regions: assessment of spent nuclear fuel radioactivity//Nuclear Energy and Technology, 2018, Т. 4, Small nuclear power plants for power supply in arctic regions, №2, С. 119-125.

69. Кулаков Г.В., Ватулин А.В., Ершов С.А., Коновалов Ю.В., Морозов А.В., Сорокин В.И., Федотов В.В., Новосёлов А.Е., Овчинников В.А., Шишин В.Ю. ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ РАЗРАБОТКИ МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКОГО ТОПЛИВА ДИСПЕРСИОННОГО ТИПА ДЛЯ РЕАКТОРОВ ПЛАВУЧИХ ЭНЕРГООБЛОКОВ И АТОМНЫХ СТАНЦИЙ МАЛОЙ МОЩНОСТИ//X Российская конференция по реакторному материаловедению: сборник докладов X Российская конференция по реакторному материаловедению. – Димитровград: ОАО «ГНЦ НИИАР», 2013. – С. 207-225.

70. Солонин М.И., Ватулин А.В., Костомаров В.П., Морозов А.В., Кулаков Г.В., Лысенко В.А., Стецкий Ю.А., Титова В.В. РАЗРАБОТКА ТВЭЛОВ ДЛЯ АКТИВНЫХ ЗОН РЕАКТОРОВ ЦЕЛЕВОГО НАЗНАЧЕНИЯ//Вопросы атомной

науки и техники. Серия: Материаловедение и новые материалы, 2005, №1, С. 132-132.

71. Кулаков Г.В., Ватулин А.В., Ершов С.А., Коновалов Ю.В., Морозов А.В., Сорокин В.И., Федотов В.В., Новоселов А.Е., Овчинников В.А., Шишин В.Ю. Разработка твэлов плавучих энергоблоков и атомных станций малой мощности//Вопросы атомной науки и техники. Серия: Материаловедение и новые материалы, 2012, №1, С. 72.

72. Никулина А.В. Нодулярная коррозия циркониевых изделий//Вопросы атомной науки и техники. Серия: Материаловедение и новые материалы, 2012, №1, С. 79-89.

73. Перехожее В.И. КОРРОЗИЯ (ОКИСЛЕНИЕ) ЦИРКОНИЕВЫХ СПЛАВОВ В УСЛОВИЯХ РЕАКТОРНОГО ОБЛУЧЕНИЯ//Вопросы атомной науки и техники. Серия: Материаловедение и новые материалы, 2007, №1, С. 35-66.

74. Абагян Л.П., Базазянц Н.О., Бондаренко И.И., Николаев М.Н. Групповые константы для расчета ядерных реакторов. – Атомиздат, 1964.

75. Бобров Е.А. Исследование характеристик замыкания топливного цикла реакторов ВВЭР на основе РЕМИКС-технологии : дисс. канд. тех. наук: 05.14.03/Е.А. Бобров. – НИЦ «Курчатовский институт», 2016. – 129 с.

76. BENRHNIA Z., KABACH O., CHETAINE A., SAIDI A., AMSIL H., BENCHRIF A., El BANNI F. Analysis of reactivity control coefficients and the stability of an AP1000 reactor assembly fueled with (Th-233U) O2 using DRAGON code//Annals of the University of Craiova, Physics, 2022, T. 32.

77. Waters L.S., McKinney G.W., Durkee J.W., Fensin M.L., Hendricks J.S., James M.R., Johns R.C., Pelowitz D.B. The MCNPX Monte Carlo radiation transport code//AIP conference Proceedings. – American Institute of Physics, 2007. – T. 896. – С. 81-90.

78. El Banni F., Kabach O., Boko A., Gogon B.L., Koua A.A., Monnehan G.A., Benchrif A., Amsil H., Chetaine A. Neutronic investigation of a VVER-1200 (Th-233U) O2 fuel assembly with protactinium oxide as a burnable absorber coated on the

outer surface of the fuel rods//Energy Sources, Part A: Recovery, Utilization, and Environmental Effects, 2022, T. 44, №3, C. 7650-7664.

79. Alekseev N.I., Bol'shagin S.N., Gomin E.A., Gorodkov S.S., Gurevich M.I., Kalugin M.A., Kulakov A.S., Marin S.V., Novosel'tsev A.P., Oleynik D.S. The status of MCU-5//Physics of Atomic Nuclei, 2012, T. 75, C. 1634-1646.

80. Алексеев Н.И., Гомин Е.А., Марин С.В., Насонов В.А., Шкаровский Д.А., Юдкевич М.С. Программа MCU-PTR для прецизионных расчетов исследовательских реакторов бассейнового и бакового типов//Атомная энергия, 2010, Т. 109, №3, С. 123-129.

81. Kalugin M.A., Oleynik D.S., Shkarovsky D.A. Overview of the MCU Monte Carlo software package//Annals of nuclear energy, 2015, T. 82, C. 54-62.

82. Bahdanovich R.B., Sondos M.A., Kaprinayova K., Farkas G., Tikhomirov G.V. Modeling of BN-600 Hybrid Core Benchmark (HEX-Z) with MCU-PTR and SERPENT 2//Journal of Physics: Conference Series. – IOP Publishing, 2020. – Т. 1689. – С. 012046.

83. Naymushin A., Anikin M., Lebedev I., Busygin A., Dmitriev S., Zolotykh D. Features of fuel burnup calculations for IRT-T reactor using MCU-PTR code//Journal of Industrial Pollution Control, 2016, T. 32, №2, C. 449-452.

84. Alferov V.P., Radaev A.I., Shchurovskaya M.V., Tikhomirov G.V., Hanan N.A., Van Heerden F.A. Comparative validation of Monte Carlo codes for the conversion of a research reactor//Annals of Nuclear Energy, 2015, T. 77, C. 273-280.

85. Surkov A.V., Kochkin V.N., Pesnya Y.E., Nasonov V.A., Vihrov V.I., Erak D.Y. Experimental investigation of neutronic characteristics of the IR-8 reactor to confirm the results of calculations by MCU-PTR code//Physics of Atomic Nuclei, 2015, T. 78, C. 1238-1245.

86. Shchurovskaya M.V., Alferov V.P., Geraskin N.I., Radaev A.I., Naymushin A.G., Chertkov Y.B., Anikin M.N., Lebedev I.I. Control rod calibration simulation using Monte Carlo code for the IRT-type research reactor//Annals of Nuclear Energy, 2016, T. 96, C. 332-343.

87. Bahdanovich R., Gerasimov A., Tikhomirov G. Total fission energy depending on VVER-1000 fuel burnup//Journal of Physics: Conference Series. – IOP Publishing, 2020. – Т. 1439. – С. 012001.

88. Доллежалъ Н.А., Емельянов И.Я. Канальный ядерный энергетический реактор. – М.: Атомиздат, 1980. – 208 с.

89. Белозеров В.И., Жук М.М., Кузина Ю.А., Терновых М.Ю. Физика и эксплуатационные режимы реактора ВВЭР-1000. – М.: НИЯУ МИФИ, 2014. – 288 с.

90. Крамеров А.Я. Вопросы конструирования ядерных реакторов. – М.: Атомиздат, 1971.

91. Аминов Р.З., Хрусталеv В.А., Духовенский А.С., Осадчий АЭС с ВВЭР: режимы, характеристики, эффективность. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 264 с.

92. Адамов Е.О., Драгунов Ю.Г., Орлов В.В. Машиностроение ядерной энергетики : в 40 т. Т. IV-25. – Машиностроение, 2005. – 960 с.

93. Dixit A., Chandana P., Yadav S.K., Kumar N., Khan T.A., Hajela S., Singhal M. SIMULATION OF NATURAL CIRCULATION FLOW DURING POWER MANEUVERING IN MASLWR TEST FACILITY WITH COMPUTER CODE RELAP-5/MOD3. 2//Proceedings of the 24th National and 2nd International ISHMT-ASTFE Heat and Mass Transfer Conference (IHMTC-2017). – Begel House Inc., 2017.

94. Mehta M., Chaudhary S., Biswangri A., Kumar P.K., Pandey Y.K., Biswas G. APPROACHES ADOPTED FOR CRITICAL HEAT FLUX EVALUATION DURING TRANSIENT USING SYSTEM ANALYSIS CODE RELAP-5 FOR KKNPP//Multiphase Science and Technology, 2019, Т. 31, №4.

95. Maráczy C., Keresztúri A., Trosztel I., Hegyi G. Safety analysis of reactivity initiated accidents in a HPLWR reactor by the coupled ATHLET-KIKO3D code//Progress in Nuclear Energy, 2010, Т. 52, №2, С. 190-196.

96. Bezrukov Y.A., Schekoldin V.I., Zaitsev S.I., Churkin A.N., Lisenkov E.A. A study of different cases of VVER reactor core flooding in a large break loss of coolant accident//EPJ Nuclear Sciences & Technologies, 2016, Т. 2, С. 3.

97. Dragunov Y.G., Bykov M.A., Vasilenko V.A., Migrov Y.A. Experience with introduction and development of the KORSAR computer code for substantiating the safety of NPSs with type VVER reactors//Thermal engineering, 2006, T. 53, C. 43-47.

98. Alipchenkov V.M., Anfimov A.M., Afremov D.A., Gorbunov V.S., Zeigarnik Y.A., Kudryavtsev A.V., Osipov S.L., Mosunova N.A., Strizhov V.F., Usov E.V. Fundamentals, current state of the development of, and prospects for further improvement of the new-generation thermal-hydraulic computational HYDRA-IBRAE/LM code for simulation of fast reactor systems//Thermal Engineering, 2016, T. 63, C. 130-139.

99. Аксенов А.А., Жлуктов С.В., Шмелев В.В., Жестков М.Н., Рогожкин С.А., Пахолков В.В., Шепелев С.Ф. Разработка методики расчетного анализа теплогидравлических процессов в реакторе на быстрых нейтронах с применением кода FlowVision//Компьютерные исследования и моделирование, 2017, Т. 9, №1, С. 87-94.

100. Weiss A., Yang X. Thermal Analysis of a Fuel Channel//Transactions of the American Nuclear Society, 2017, T. 116, C. 1099-1102.

101. Fang D., Wang M., Duan Y., Li J., Qiu G., Tian W., Zuo C., Su G.H., Qiu S. Full-scale numerical study on the flow characteristics and mal-distribution phenomena in SG steam-water separation system of an advanced PWR//Progress in Nuclear Energy, 2020, T. 118, C. 103075.

102. Weng M., Liu S., Liu Z., Qi F., Zhou Y., Chen Y. Development and application of Monte Carlo and COMSOL coupling code for neutronics/thermohydraulics coupled analysis//Annals of Nuclear Energy, 2021, T. 161, C. 108459.

103. Головацкий А.В., Нестеров В.Н., Шаманин И.В. Организация итерационного процесса при численном восстановлении спектра нейтронов в размножающей системе с графитовым замедлителем//Известия высших учебных заведений. Физика, 2010, Т. 53, №11, С. 10-14.

104. Шаманин И.В., Беденко С.В., Нестеров В.Н., Луцик И.О., Прец А.А. Решение системы многогрупповых уравнений переноса нейтронов в подкритических системах//Известия высших учебных заведений. Ядерная энергетика, 2017, №4, С. 38-49.
105. Baybakov D.F., Godovykh A.V., Martynov I.S., Nesterov V.N. The dependence of the nuclide composition of the fuel core loading from multiplying and breeding properties of the nuclear facility KLT-40S//Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zawedeniy, Yadernaya Energetika, 2016, T. 2016, №2, С. 99-111.
106. Козлов А.В. Разработка усовершенствованного дисперсионного твэла для высокопоточного реактора типа СМ : дисс. канд. тех. наук: 05.14.03/А.В. Козлов. – Нац. исслед. центр "Курчатовский институт", 2016.
107. Очков В.Ф., Орлов К.А. Теплотехнические расчеты: от встроенных функций к облачным//Вестник Ивановского государственного энергетического университета, 2014, Теплотехнические расчеты, №1, С. 5-10.
108. Грабежной В.А., Ломаков Г.Б., Мантуров Г.Н. Использование системы групповых констант БНАБ для расчетного анализа экспериментов по радиационной защите//Вопросы атомной науки и техники. Сер. Ядернореакторные константы, 2017, №1, С. 106-114.
109. Абагян Л.П., Базазянц Н.О., Николаев М.Н., Цибуля А.М. Групповые константы для расчета реакторов и защиты. Энергоиздат. – 1981.
110. Шкаровский Д.А. Описание применения и инструкция для пользователей программ, собранных из модулей пакета MCU-5. – Москва: Изд-во НИЯУ МИФИ, 2012. – 152 с.
111. Кулаков Г.В., Ватулин А.В., Ершов С.А., Коновалов Ю.В., Морозов А.В., Савченко А.М., Сорокин В.И., Романов А.И., Морозов О.А., Шишин В.Ю., Шельдяков А.А. Разработка топлива для атомных станций малой мощности и плавучих энергоблоков, состояние и перспективы//Вопросы атомной науки и техники. Серия: Материаловедение и новые материалы, 2020, №1 (102).

112. Гаврилин И.В., Кечин В.А., Колтышев В.И. Получение литейных силуминов с использованием пылевидного кремния и металлоотходов. – Владимир: Владимирский гос. ун-т, 2003.
113. Spang B. Excel add-in for properties of water and steam in SI-units//Water97_v13. xla. Hamburg, 2002.
114. Alameri S.A., Alkaabi A.K. Fundamentals of nuclear reactors//Nuclear Reactor Technology Development and Utilization. – Elsevier, 2020. – С. 27-60.
115. Todreas N.E., Kazimi M.S. Nuclear systems volume I: Thermal hydraulic fundamentals. Nuclear systems volume I. – CRC press, 2021.
116. Моисеев Б.В., Земенков Ю.Д., Налобин Н.В., Земенкова М.Ю., Дудин С.М. Методы теплового расчета трубопроводов различного назначения/publisher: федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования. – Тюмень: Тюменский инд. ун-т, 2016. – 183 с.
117. Стешенков Л.П., Зысин Л.В. Обобщение экспериментальных исследований теплообмена при развитии пузырькового кипении микробиологических сред и модельных жидкостей//Глобальная энергия, 2015, N 1 (214), С. 71-78.
118. Рассохин Н.Г., Швецов Р.С., Кузьмин А.В. Расчет теплоотдачи при кипении//Теплоэнергетика, 1970, №9, С. 58.
119. Puzanov D.N., Satin A.A. Analiz i obobshchenie dannykh po svoistvam tsirkonievyykh splavov, primeniaiushchikhsia v kachestve konstruktsionnykh materialov [Analysis and synthesis of data on the properties of zirconium alloys are used as structural materials]//Nauchno-tekhnicheskaia konferentsiia molodykh spetsialistov: Materialy konferentsii OKB «Gidropress», 16–17 marta 2011 g.
120. Kushtym A.V., Belash M.M., Zigunov V.V., Slabospitska O.O., Zuyok V.A. Dispersion fuel for nuclear research facilities//Вопросы атомной науки и техники, 2017.
121. Миснар А. Теплопроводность твердых тел, жидкостей, газов и их композиций. Мир. – Москва: Изд-во «Мир», 1968. – 464 с.

122. Неймарк Б.Е. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике. Справочник. Т. 210. – Ленинград: Изд-во «Энергия», 1967. – 122 с.
123. Bernard L.C., Jacoud J.L., Vesco P. An efficient model for the analysis of fission gas release//Journal of Nuclear Materials, 2002, Т. 302, №2-3, С. 125-134.
124. Malakkal L. Atomistic and experimental determination of the structural and thermophysical properties of the accident tolerant fuel materials : PhD Thesis/L. Malakkal. – Canada: University of Saskatchewan, 2020.
125. Yang J.H., Kang K.W., Song K.W., Lee C.B., Jung Y.H. Fabrication and thermal conductivity of (Th, U) O₂ pellets//Nuclear Technology, 2004, Т. 147, №1, С. 113-119.
126. Saoudi M., Staicu D., Mouris J., Bergeron A., Hamilton H., Naji M., Freis D., Cologna M. Thermal diffusivity and conductivity of thorium-uranium mixed oxides//Journal of Nuclear Materials, 2018, Т. 500, С. 381-388.
127. Коротких А.Г., Шаманин И.В. Основы гидродинамики и теплообмена в ядерных реакторах: учеб. пособие. Основы гидродинамики и теплообмена в ядерных реакторах. – Томск: Изд-во Томского гос. ун-та, 2007. – 117 с.

Приложение А

Акт внедрения результатов диссертационной работы



Министерство науки и высшего образования Российской Федерации
федеральное государственное автономное
образовательное учреждение высшего образования
«Национальный исследовательский Томский политехнический университет» (ТПУ)



УТВЕРЖДАЮ

И.О. проректора по
образовательной деятельности ТПУ

М.А. Соловьев

16.05 2024 г.

АКТ

внедрения результатов диссертационной работы

Белявского Сергея Владимировича

«ВЛИЯНИЕ СОСТАВА ТВЭЛ НА ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВОДО-ВОДЯНОГО РЕАКТОРА МАЛОЙ МОЩНОСТИ»

Настоящим актом удостоверяется, что результаты диссертационной работы Белявского С.В. «ВЛИЯНИЕ СОСТАВА ТВЭЛ НА ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВОДО-ВОДЯНОГО РЕАКТОРА МАЛОЙ МОЩНОСТИ», представленной на соискание ученой степени кандидата технических наук по специальности 1.3.14. Теплофизика и теоретическая теплотехника, используются в учебном процессе в Отделении ядерно-топливного цикла Томского политехнического университета в следующих дисциплинах: «Перспективные технологии ядерного топливного цикла», «Ядерная безопасность на предприятиях ядерно-топливного цикла», «Физико-энергетические установки», а также при выполнении УИРС, НИРС, выпускных квалификационных работ и магистерских диссертаций студентами, обучающимися по направлениям 14.03.02 «Ядерная физика и технологии», 14.04.02 «Ядерная физика и технологии».

И.О. руководителя ОЯТЦ ИЯТШ

A handwritten signature in blue ink, which appears to be 'М.С. Кузнецов'.

М.С. Кузнецов