Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Национальный исследовательский Томский политехнический университет»

На правах рукописи

Одии Кристофер Джозеф

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ТОЧКИ ОТКЛОНЕНИЯ ОТ ПУЗЫРЬКОВОГО КИПЕНИЯ В ПОТОКЕ ВОДЯНОГО ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ РЕАКТОРА ВВЭР-1200 С ПРИМЕНЕНИЕМ ЭМПИРИЧЕСКИХ КОРРЕЛЯЦИЙ

1.3.14. Теплофизика и теоретическая теплотехника
Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор физико-математических наук, доцент
Коротких Александр Геннадьевич

Томск – 2026

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ 5
ГЛАВА 1. КОНСТРУКТИВНЫЕ ОСОБЕННОСТИ И ХАРАКТЕРИСТИКИ РЕАКТОРА ВВЭР-1200 13
1.1 Описание и критерии безопасности реактора ВВЭР-1200 13
1.1.1 Реактор ВВЭР-1200 15
1.1.2 Активная зона реактора 16
1.1.3 Защита ВВЭР-1200 от внешних техногенных воздействий 20
1.1.4 Диверсные и резервные системы безопасности в ВВЭР-1200 20
1.1.5 Отвод остаточного тепловыделения 21
1.1.6 Пассивная система охлаждения активной зоны при аварии с потерей теплоносителя 21
1.1.7 Контейнмент радиоактивных материалов 22
1.1.8 Устройство локализации расплава 22
1.2 Исходные данные КТП для труб и пучков стержней 23
1.2.1 Эксперимент по воспроизводимости КТП 23
1.2.2 Сбор баз данных о КТП 24
ГЛАВА 2. МЕТОДЫ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ КТП ПРИ КИПЕНИИ В НЕДОГРЕТОМ ПОТОКЕ 27
2.1 Модели прогнозирования КТП 27
2.2 Методы прогнозирования КТП 29
2.3 Справочные таблицы КТП 33
2.3.1 Точность и сглаживание данных справочной таблицы 35
2.3.2 Поправочные коэффициенты для пучков стержней шестигранной решетки в прогнозировании КТП 36
2.4 Данные измерений КТП ведущих научных центров 37
2.5 Современное прогнозирование КТП для реакторов ВВЭР и PWR 46
ГЛАВА 3. ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ АЗ РЕАКТОРА ВВЭР-1200 57

3.1 Теоретические основания использования эмпирических корреляций в прогнозировании КТП 57
3.2 Выбор аппрокимирующей корреляции числа Нуссельта 59
3.3 Методы прогнозирования паросодержания при кипении недогретого до температуры насыщения потока 62
3.4 Теплогидравлический анализ АЗ реактора ВВЭР-1200 72
3.4.1 Размеры активной зоны 73
3.4.2 Тепловая мощность и распределение теплового потока в АЗ 73
3.4.3 Тепловые параметры ТВЭЛ и теплоносителя 78
3.4.4 Радиальное распределение температуры в ТВЭЛ 80
3.5 Анализ локальных и нелокальных критических параметров АЗ 81
3.6 Выбор локальных и нелокальных корреляций КТП в прогнозировании ОПК 91
3.7 Сравнение корреляций КТП ОКБ «Гидропресс» и Левитана-Ланцмана .. 93
3.8 Сравнение корреляции КТП Левитана-Ланцмана с данными справочных таблиц 93
3.9 Моделирование в программном пакете COMSOL Multiphysics 95
ГЛАВА 4. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ 98
4.1 Моделирование стационарного теплообмена в топливном канале в COMSOL Multiphysics и Microsoft Excel 98
4.2 Моделирование нестационарного теплообмена в топливном канале в COMSOL Multiphysics 100
4.3 Прогнозирование температуры на осевой линии ТВЭЛ и минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи при изменении линейного теплового потока 105
4.3.1 Температурные зависимости теплопроводности топлива, газового зазора и оболочки ТВЭЛ 107
4.3.2 Стационарный теплообмен в топливном канале с кольцевым ТВЭЛ .. 116
4.3.3 Критический тепловой поток и минимальный коэффициент отклонения от пузырькового кипения 122

4.3.4 Зависимости минимального коэффициента отклонения от пузырькового кипения и температуры на осевой линии ТВЭЛ 132
4.4 Зависимость коэффициента теплопроводности топлива от температуры и глубины выгорания 135
4.4.1 Влияние выгорания и массового содержания оксида гадолиния на теплопроводность топлива 137
4.4.2 Влияние выгорания на теплопроводность топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 ... 139
4.4.3 Влияние выгорания топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 и линейного теплового потока на температуру в центре стержня 141
4.4.4 Влияние расхода теплоносителя на температуры ТВЭЛ, теплоносителя и коэффициент ОПК 143
4.4.5 Влияние глубины выгорания на температуру в центре топлива 145
ЗАКЛЮЧЕНИЕ 153
СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ 156
СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ 175
Приложение 1810
1. Акт внедрения результатов диссертационной работы…..... 180
2. Кореляции КТП в условиях переохлажденного кипения…… 181

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность исследования

В настоящее время ядерные реакторы (ЯР), охлаждаемые водяным теплоносителем под давлением (англ. Pressurized Light-Water Moderated and Cooled Reactor, PWR), составляют основу мировой ядерной энергетики (около 80 % от суммарной установленной электрической мощности атомных электрических станций, АЭС) и являются перспективными ядерными энергетическими установками в строительстве и эксплуатации современных энергоблоков АЭС. Российские энергоблоки нового поколения III+ электрической мощностью 1200 МВт основаны на водо-водяном энергетическом реакторе ВВЭР-1200 номинальной тепловой мощностью 3200 МВт. В активной зоне (АЗ) реактора ВВЭР-1200, водяной теплоноситель остается недогретым до температуры кипения (насыщения) в режиме нормальной эксплуатации энергоблока. При вынужденном течении водяного теплоносителя через тепловыделяющие сборки (ТВС) АЗ реактора теплота отводится с поверхности металлической оболочки тепловыделяющих элементов (ТВЭЛ), повышая его температуру. Начало кипения возможно при условии превышения температуры поверхности оболочки ТВЭЛ температуры насыщения теплоносителя.

Поддержание эффективного теплообмена в АЗ имеет решающее значение в надежном охлаждении ТВС и безопасной эксплуатации реактора, поскольку предотвращает разогрев и тепловой кризис теплообмена в АЗ, связанный с началом интенсивного образования пара (НИОП или англ. Onset of Significant Void, OSV) и отклонением от пузырькового кипения (ОПК или англ. Departure from Nucleate Boiling, DNB). Существенные ресурсы исследований направлены на изучение критического теплового потока (КТП или англ. Critical Heat Flux, CHF), который может варьироваться в зависимости от неравномерного распределения теплового потока в АЗ реактора и рабочих параметров теплоносителя (температуры, давления и массовой скорости). Кризис теплообмена в охлаждаемой теплоносителем АЗ может возникнуть при достижении максимального (критического) локального теплового потока и резком ухудшении

условий охлаждения поверхности ТВЭЛ, за счет образования облака пузырьков при интенсивном парообразовании, резкого снижения эффективной теплопроводности теплоносителя и коэффициента теплоотдачи с поверхности оболочки ТВЭЛ с последующим ростом температуры топливного стержня.

Минимальное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи или минимальный коэффициент отклонения от пузырькового кипения (МКОПК) (англ. Minimum Departure from Nucleate Boiling Ratio, *MDNBR*), равный отношению прогнозируемого КТП к локальному максимальному тепловому потоку на поверхности наиболее энергонапряженного топливного стержня, является важным параметром в подтверждении надежного охлаждения и отсутствия кризиса теплоотдачи в АЗ при возможном отклонении основных параметров реакторной установки и разогреве ТВС в переходных и стационарных режимах. Кроме того, плотное расположение топливных стержней в ТВС может привести к гидравлической нестабильности потока теплоносителя из-за начала интенсивного образования паровой фазы.

Таким образом, создание усовершенствованной методики расчета, установление теплогидравлических характеристик и критических параметров с применением эмпирических корреляций КТП в локальных точках канала наиболее теплонапряженного ТВЭЛ имеет решающее значение в экспресс оценке условий генерации и передачи тепловой энергии, безопасного и надежного охлаждения ТВС в АЗ водоохлаждаемого реактора под давлением.

Цель и задачи исследования

Цель работы – создание усовершенствованной методики расчета, анализ теплогидравлических характеристик и критических параметров с установлением прогнозных локальных точек отклонения от пузырькового кипения в канале наиболее теплонапряженного ТВЭЛ активной зоны реактора ВВЭР-1200 с применением эмпирических корреляций критического теплового потока.

Для достижения поставленной цели сформулированы следующие **задачи:**

1. Провести анализ существующих методов прогнозирования кризиса теплоотдачи при вынужденном течении теплоносителя в канале и пучке

стержней, выявить наиболее точные корреляции КТП с возможностью их применения в моделировании теплообмена и теплогидравлическом расчете характеристик АЗ водоохлаждаемого реактора под давлением.

2. Подготовить методику теплогидравлического расчета АЗ реактора ВВЭР-1200 в приложении Microsoft Excel и компьютерную модель в программном пакете COMSOL Multiphysics, провести теплогидравлический анализ параметров водяного теплоносителя в канале наиболее теплонапряженного ТВЭЛ для оценки радиальных и осевых распределений температур в горячем канале, максимальных температур оболочки и топливной таблетки стержня, значения критического теплового потока и минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплооотдачи при возможном изменении коэффициента неравномерности теплового потока, линейной скорости тепловыделения (ЛСТВ) на поверхности стержня и массового расхода теплоносителя.

3. Определить влияние коэффициента теплопроводности, массового содержания добавки оксида гадолиния Gd_2O_3 и глубины выгорания топливной таблетки диоксида урана UO_2 на максимальные значения температуры на центральной оси ТВЭЛ в режиме нормальной эксплуатации водоохлаждаемого реактора под давлением.

4. Установить прогнозные локальные точки отклонения от пузырькового кипения в канале максимально теплонапряженного ТВЭЛ и аппроксимационные зависимости минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплооотдачи и максимальной температуры на центральной оси топливного стержня при возможном отклонении коэффициента неравномерности теплового потока, линейной скорости тепловыделения и основных параметров водоохлаждаемого реактора ВВЭР-1200.

Научная новизна работы

1. Разработана усовершенствованная методика расчета критических параметров и теплогидравлических характеристик активной зоны водоохлаждаемого реактора ВВЭР-1200 с применением эмпирических

корреляций критического теплового потока, позволяющая локально оценить критический тепловой поток и минимальное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи в наиболее горячем канале при возможном повышении линейного тепловыделения на поверхности ТВЭЛ в условиях интенсивного нагрева и вынужденного течения водяного теплоносителя под давлением.

2. Установлены локальные точки отклонения от пузырькового кипения в канале наиболее теплонапряженного ТВЭЛ активной зоны водоохлаждаемого реактора ВВЭР-1200 и аппроксимационные зависимости минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи и максимальной температуры в центре топливной таблетки при повышении коэффициента неравномерности теплового потока и значений линейного энерговыделения на поверхности ТВЭЛ, которые могут быть использованы в качестве экспресс оценки условий надежного теплообмена в канале ТВЭЛ активной зоны и максимального значения температуры в топливном стержне при возможных отклонениях основных параметров реакторной установки в переходных и стационарных режимах.

3. Показано, что надежное охлаждение наиболее теплонапряженного ТВЭЛ в активной зоне реактора обеспечивается при достижении максимального значения линейного тепловыделения 38,54 кВт/м и прогнозируемого минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи 1,305 на локальном участке высоты горячего канала 3,22–3,55 м при номинальных значениях основных параметров реактора ВВЭР-1200.

Полученные результаты диссертационной работы могут представлять собой усовершенствование ранее известных методик и способов решения задач теплообмена в активной зоне реактора, охлаждаемого водяным теплоносителем под давлением.

Теоретическая и практическая значимость работы

Теоретическая значимость работы заключается в том, что при отсутствии усовершенствованного расчетного кода и ограниченных ресурсах программ вычислительной гидродинамики (англ. Computational Fluid Dynamics, CFD) тщательно разработанные и подобранные корреляции КТП и других обобщенных

тепловых зависимостей, основанных на геометрических и тепловых характеристиках ТВС и АЗ реактора, позволяют достоверно прогнозировать теплогидравлические режимы и критические параметры в канале максимально теплонапряженного ТВЭЛ, такие как, начало пузырькового кипения и интенсивного образования пара, локальные точки отклонения от пузырькового кипения, относительная критическая мощность (англ. Critical Power Ratio, *CPR*), минимальное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR,* максимальные температуры оболочки и топлива ТВЭЛ при изменении коэффициента неравномерности теплового потока и линейного энерговыделения.

Практическая значимость результатов диссертационной работы заключается в ее полезности в качестве оперативного справочника при установлении критического теплового потока и минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* в канале теплонапряженного ТВЭЛ, относительной критической тепловой мощности и максимальных значений температур в топливном стержне современных водоохлаждаемых энергетических реакторов под давлением (например, ВВЭР-1200, ВВЭР-ТОИ, AP-1000, APWR, APR-1400 и других). Материалы работы применяются в учебной деятельности Научно-образовательного центра международного ядерного образования и карьерного сопровождения иностранных студентов ТПУ в дисциплине «Гидродинамика и теплообмен в ядерном реакторе», научно-исследовательской работе в семестре и преддипломной практике студентов, обучающихся по направлению 14.04.02 Ядерные физика и технологии (специализация «Nuclear Power Engineering / Ядерные реакторы и энергетические установки») (Акт внедрения результатов диссертационной работы от 20.10.2025 г.), а также могут применены в компьютерном моделировании и теплогидравлическом анализе характеристик активной зоны водоохлаждаемых реакторов под давлением, включая модульные реакторы малой мощности.

Методология и методы исследования

1. Усовершенствованная методика расчета АЗ реактора и моделирование

теплообмена в канале теплонапряженного ТВЭЛ. Данная методика расчета и компьютерная модель предназначены для анализа безопасного и надежного охлаждения АЗ реактора, установления расчетных теплогидравлических характеристик и критических параметров в канале теплонапряженного ТВЭЛ, включая энтальпию, паросодержание, удельную теплоемкость, плотность, теплопроводность, давление и температуру водяного теплоносителя, температуры оболочки и топливной таблетки, скорость тепловыделения, тепловой поток, КТП и минимальное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR*.

2. Табличные данные свойств воды и пара IAPWS-IF97, приложение Microsoft Excel, программные пакеты COMSOL Multiphysics и Origin. Основной применяемый инструмент расчета термодинамических свойств водяного теплоносителя – табличные данные теплофизических свойств воды и пара IAPWS-IF97, которые используется в приложении Microsoft Excel при вычислении теплогидравлических характеристик в канале теплонапряженного ТВЭЛ АЗ. Пакет COMSOL Multiphysics используется в валидации методики теплогидравлического расчета, верификации результатов и компьютерном моделировании теплообмена в канале теплонапряженного ТВЭЛ и сравнительной оценке расчетных параметров теплоносителя и ТВЭЛ, включая минимальное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR*, относительную критическую мощность *CPR* и местоположение локальных точек отклонения от пузырькового кипения в канале топливного стержня. Программный пакет Origin используется для анализа данных, построения графических зависимостей и установления аппроксимационных зависимостей с применением расчетных данных и электронных таблиц Microsoft Excel.

Научные положения, выносимые на защиту:

1. Повышение коэффициента неравномерности и максимальной линейной скорости тепловыделения на поверхности ТВЭЛ с 37,0 кВт/м до 38,5 кВт/м снижает минимальное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* с 1,329 до 1,305 на локальном участке высоты горячего канала 3,22–3,55 м, благодаря повышению температуры и энтальпии

теплоносителя при его нагреве в канале, снижению критического теплового потока, что удовлетворяет условию надежного охлаждения АЗ реактора (*MDNBR* > 1,3).

2. Коэффициент теплопроводности топливных таблеток диоксида урана UO_2 и с добавкой оксида гадолиния UO_2-Gd_2O_3 снижается в начальный период времени облучения ТВЭЛ, при этом значение максимальной температуры топлива на осевой линии стержня зависит от массового содержания добавки Gd_2O_3.

3. Максимальная температура на осевой линии топливных таблеток диоксида урана UO_2 и с добавкой оксида гадолиния UO_2-Gd_2O_3 ТВЭЛ остается постоянной при повышении глубины выгорания топлива с 0 ГВт·сут/тU (свежее топливо) до 20 ГВт·сут/тU. Основным фактором, влияющим на максимальную температуру ТВЭЛ, является значение линейной скорости тепловыделения. Влияние глубины выгорания на максимальную температуру на осевой линии топливной таблетки повышается при снижении температур в ТВЭЛ ниже 700 °С.

Личный вклад автора заключается в разработке детального плана исследования; постановке цели и задач; обзоре опубликованных материалов, выборе методик расчета, корреляций и справочных табличных данных, соответствующих тематике исследования; подготовке методики расчета, проведении теплогидравлических расчетов и установлении критических параметров активной зоны реактора; обработке и сравнительном анализе результатов расчета; компьютерном моделировании теплообмена в канале ТВЭЛ с применением программного пакета COMSOL Multiphysics и приложения Microsoft Excel; интерпретации результатов расчета и их представлении на научных конференциях с опубликованием статей в международных журналах и сборниках материалов конференций.

Степень достоверности и апробация работы

Достоверность полученных результатов исследования обеспечивается корректной формулировкой решаемых задач, их физической обоснованностью,

использованием широко апробированных методов расчета, включая компьютерное моделирование в COMSOL Multiphysics, а также подтверждается верификацией и согласованностью с теплогидравлическими характеристиками реакторной установки ВВЭР-1200, справочными данными и опубликованными результатами исследований, полученными другими учеными.

Основные результаты исследования опубликованы в 13 печатных работах, в том числе 5 статей в научных изданиях, индексируемых базами данных WoS, Scopus и рекомендованных ВАК РФ (из них 2 статьи в журналах второго квартиля Scopus), и 8 статей и материалов докладов в сборниках конференций. Результаты исследования представлены на 8 Всероссийских и международных конференциях в виде устных докладов.

Структура и объём работы

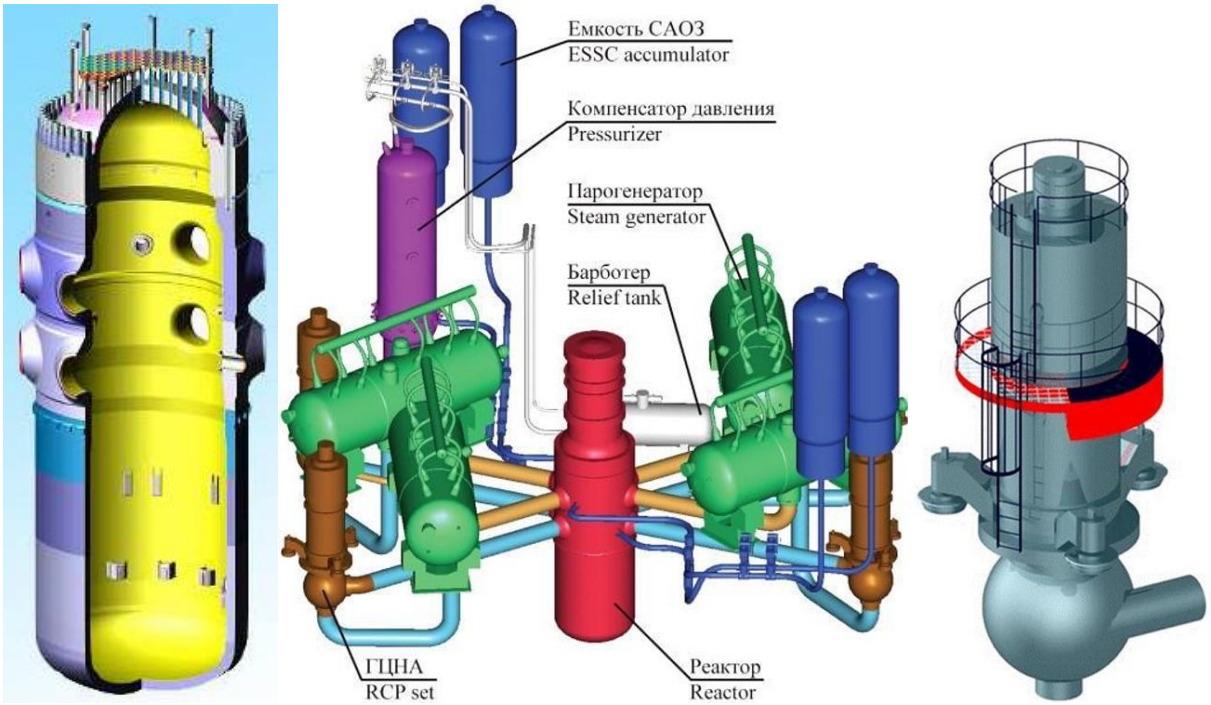
Диссертационная работа состоит из введения, четырех глав, заключения, списка использованной литературы и приложения. Общий объем диссертации составляет 188 машинописных страниц, включая 55 рисунков, 18 таблиц и 177 библиографических источника (включая работы автора).

ГЛАВА 1. КОНСТРУКТИВНЫЕ ОСОБЕННОСТИ И ХАРАКТЕРИСТИКИ РЕАКТОРА ВВЭР-1200

Российские энергоблоки нового поколения III+ электрической мощностью 1200 МВт с реактором ВВЭР-1200 включают современные активные и пассивные системы безопасности, что обеспечивает их надежность и возможность строительства в регионах с различными природно-географическими условиями и техногенными воздействиями. Первые шесть энергоблоков с реактором ВВЭР-1200 были построены и успешно введены в эксплуатацию на Нововоронежской АЭС-2 (два энергоблока в 2016 г. и 2019 г.), Ленинградской АЭС-2 (два энергоблока в 2018 г. и 2020 г.), и в Белоруссии на АЭС «Островец» (два энергоблока в 2020 г. и 2023 г.). В настоящее время ГК «Росатом» осуществляет одновременное строительство 17 энергоблоков с реактором ВВЭР-1200 в России, Турции, Египте, Китае, Бангладеш и Венгрии.

1.1 Описание и критерии безопасности реактора ВВЭР-1200

Энергетические реакторы ВВЭР с водяным теплоносителем под давлением предназначены для преобразования энергии деления ядерного топлива в тепловую и последующей передачи ее теплоносителям первого и второго контуров энергоблока. Радиактивный первый контур реактора включает четыре циркуляционных петли с главными циркуляционными трубопроводами и насосным агрегатом (ГЦНА), трубную поверхность теплообмена горизонтального парогенератора (ПГ) и один паровой компенсатор давления (рисунок 1.1). Все оборудование реакторной установки размещено в герметичной оболочке реакторного отделения. Нерадиактивный второй контур состоит из паропроизводительной части парогенераторов, паропроводов свежего пара, одной турбинной установки и турбогенератора, конденсатных и питательных насосов, систем регенеративных подогревателей высокого и низкого давлений.



(a) (b) (c)

Рисунок 1.1 – Реакторная установка ВВЭР: корпус реактора (a); реактор с системой охлаждения первого контура (b); ГЦНА теплоносителя (c) [5]

Реакторы ВВЭР оснащены системами защиты активной зоны, которые существенно отличаются от систем, применяемых в США и Западной Европе. Механизмы защиты ВВЭР основаны на опыте эксплуатации судовых реакторов, что дает возможность сохранить некоторую тепловую мощность реактора. В отличие от западных систем защиты активной зоны, которые обычно реагируют на большинство нештатных ситуаций аварийным остановом, оригинальная система безопасности реактора ВВЭР предлагает четыре уровня реагирования: полный останов, быстрое введение стержней, медленное введение стержней и остановка стержней. Например, при отказе одного из главных циркуляционных насосов водяного теплоносителя аварийный останов реактора не произойдет; вместо этого тепловая мощность будет снижена за счет введения в АЗ поглощающих стержней.

Концепция безопасности энергоблока с ректором ВВЭР-1200 учитывает современные мировые тенденции в области повышения безопасности АЭС и соответствует постоянно ужесточающимся требованиям к безопасности АЭС. Для снижения воздействия нейтронного излучения используются

усовершенствованные материалы и конструкции корпуса реактора, которые включает в себя минимизацию дефектов основного металла и сварных швов, снижение содержания никеля в сварных швах и увеличение диаметра корпуса. Исследования показывают, что после 60 лет эксплуатации на номинальной мощности реактора материал сохраняет пластичность при низких температурах. Существующий анализ образцов стенки корпуса реактора оценивает минимальное охрупчивание, вызванное нейтронным облучением [5].

1.1.1 Реактор ВВЭР-1200

Реактор ВВЭР-1200 является реактором копусного типа на тепловых нейтронах и представляет вертикальный цилиндр с элиптическим днищем, крышкой и патрубками (рисунок 1а), внутри которого размещены внутрикорпусные устройства, активная зона, органы регулирвоания и датчики внутриреакторного контроля. Реактор размещен в бетонной шахте, имеющей биологическую и тепловую защиты, систему охлаждения. Теплоносителем и замедлителем в реакторе является химически обессоленая вода с борной кислотой, концентрация которой изменяется в процессе эксплуатации. Водяной теплоноситель с помощью ГЦНА подается в реактор через входные патрубки, опускается по кольцевому зазору между корпусом реаткора и внутрикорпусной шахтой, снизу через перфорированное элиптическое днище шахты и отверстия в опорных трубах поступает в ТВС. За счет выделяемого тепла реакций деления ядерного топлива водяной теплоноситель нагревается в АЗ до рабочей температуры и выходит через перфорированную нижнюю плиту в межтрубное пространство, далее через перфорацию в обечайках и внутрикорпусной шахты нагретый теплоноситель выходит их реактора через четыре выходных патрубка.

Управление реактивностью и выдлением тепловой энергии осуществляется с применением двух независимых систем, обеспечивающих перемещение поглощающих стержней системы управления защиты (ПС СУЗ) в АЗ и изменение концентрации борной кислоты в теплоносителе. При эксплуатации реактора осуществляется контроль температуры на входе и выходе ТВС, распределения

энерговыделения по объему АЗ. Регулирование распределения энерговыделения осуществляется перемещением поглощающих стержней и изменением концентрации борной кислоты в теплоносителе.

Нагретый теплоноситель по четырем циркуляционным петлям подается в парогенератор, в котором осуществлется передача тепла воде второго контура через трубную поверхность теплообмена с генерацией насыщенного пара для работы турбины. От парогенераторов охлажденный теплоноситель возвращается в реактор с помощью ГЦНА для повторного нагрева. Очистка теплоносителя от радиактивных продуктов коррозии конструкционных материалов, радионуклидов и химических примесей осуществляется в ионнообменных фильтрах.

В работе парогенераторов важным является более эффективное удаление коррозионных продуктов, исключение использования меди во вторичных материалах и улучшение химического состава воды.

Циркуляционные трубопроводы реактора соответствуют концепции «течь перед разрушением» теплоносителя, что обеспечивает контроль свойств материалов, анализ напряжений, проверки, мониторинг утечек и постоянное наблюдение для предотвращения значительного растрескивания.

Главные циркуляционные насосы ВВЭР-1200 оснащены усовершенствованной системой водяного охлаждения и подшипниками с водяной смазкой, что снижает риск возгорания масла. Конструкция уплотнений минимизирует утечки даже при полном отключении электроэнергии, что может повлиять на работу систем охлаждения реакторной установки.

1.1.2 Активная зона реактора

Активная зона состоит из 163 гексагональной конфигурации ТВС, несущий каркас которых сварен из 18 направляющих труб, центральной трубы, 13 дистанционирующих решеток и нижней решетки. Каждая сборка содержит 331 стержней и каналов: 312 топливных стержней, 18 направляющих каналов поглощающих стержней СУЗ и 1 центральный (инструментальный) канал, расположенные в треугольной решетке с шагом 12,75 мм. Стержни изготовлены

из цилиндрических топливных таблеток внутреннем и внешним диаметрами 1,2 мм и 7,6 мм с расчетным обогащением урана UO_2 (ТВЭЛ) и UO_2 с добавкой оксида гадолиния Gd_2O_3 (ТВЭГ), которые размещены в цилиндрической оболочке циркониевого сплава внутренним и внешним диаметрами 7,73 мм и 9,1 мм (таблица 1.1). Основное выделение тепла осуществляется в топливных стержнях АЗ путем деления ядер урана при захвате тепловых нейтронов.

Таблица 1.1 – Техническая характеристика и параметры АЗ ВВЭР-1200 [8–9]

Наименование параметра	Значение
Номинальная тепловая мощность реактора, МВт	3200
Номинальная электрическая мощность энергоблока, МВт	1200
Высота корпуса реактора, м	11,185
Наружный диаметр корпуса, см	464,5
Внутренний диаметр корпуса, см	452
Наружный диаметр цилиндра, см	361
Внутренний диаметр цилиндра, см	349
Наружный диаметр выгородки, см	347
Внутренний диаметр выгородки, см	298
Форма ТВС	Шестигранная
Количество ТВС в активной зоне	163
Количество ТВС с упраляющими стержнями	121
Количество ТВЭЛ и ТВЭГ в ТВС	312
Количество направляющих каналов в ТВС	18
Количество дистанционирующих решеток	13
Шаг между ТВС, см	23,51
Топливо таблетки ТВЭЛ и ТВЭГ	UO_2 и UO_2+Gd_2O_3
Среднее обогащение топлива ТВС по U^{235}, мас.%	до 4,93
Массоое содержание добавки Gd_2O_3 в топливе ТВЭГ, мас.%	5,0–8,0
Материал оболочки ТВЭЛ (циркониевый сплав)	Zr+2,5%Nb
Масса топлива в ТВЭЛ, кг	1,575
Плотность топлива, г/см^3	10,5
Средний линейный тепловой поток ТВЭЛ, Вт/см	164
Средний тепловой поток на единицу поверхности ТВЭЛ, МВт/м^2	1,4

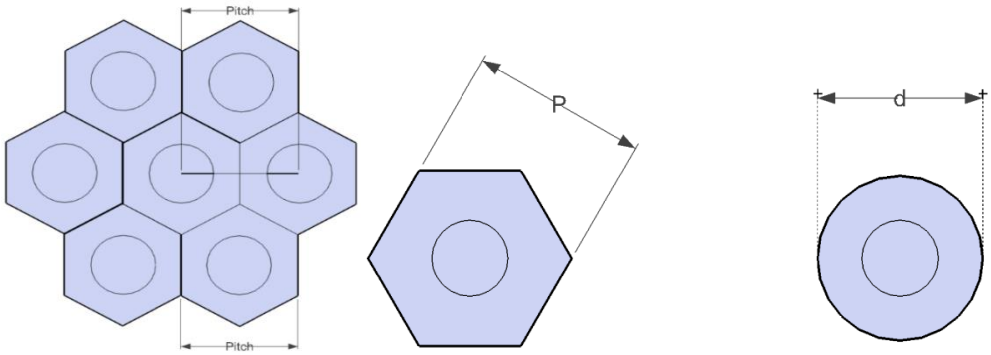
Продолжение таблицы 1.1

Среднее объемное тепловыделение в ТВЭЛ, МВт/м^3	109
Шаг между ТВЭЛ, см	1,275
Отношение шага к диаметру ТВЭЛ	1,4
Наружный диаметр оболочки ТВЭЛ, см	0,91
Внутренний диаметр оболочки ТВЭЛ, см	0,773
Высота оболочки, см	393
Наружний диаметр топливной таблетки, см	0,76
Диаметр центрального отверстия топливной таблетки, см	0,12
Высота столба топлива в ТВЭЛ, см	373
Наружный диаметр направляющих каналов в ТВС, см	1,29
Внутренний диаметр направляющих каналов в ТВС, см	1,09
Толщина трубы, см	0,225
Объем активной зоны, м^3	29,4
Эквивалентный диаметр активной зоны, см	316
Высота активной зоны, см	375
Запас теплоносителя в системе охлаждения реактора (без системы компенсации давления), м^3	290
Запас теплоносителя в системе компенсации давления реактора при номинальной мощности, м^3	55
Давление теплоносителя в первом контуре на выходе из активной зоны, абсолютное, МПа	16,2
Температура теплоносителя на входе в реактор, °С	298,2
Температура теплоносителя на выходе из реактора, °С	328,9
Объемный расход теплоносителя через АЗ реактора, м^3/ч	86000

В номинальном режиме общий расход водяного теплоносителя через активную зону реактора составляет 86000 м^3/ч, давление в первом контуре – 16,2 МПа, температуры теплоносителя на входе и выходе из реактора – 298,2 °С и 328,9 °С (на 19,5 °С меньше температуры насыщения 348,4 °С). Распределение расхода, температуры и скорости нагрева водяного теплоносителя по поперечному сечению и высоте каналов наиболее теплонапряженной ТВС определяются с учетом коэффициентов неравномерности энерговыделения,

распределения локальных линейных тепловых потоков и учитывается в расчете коэффициента запаса до кризиса теплообмена (КЗКТ).

На рисунках 1.4 и 1.5 показаны каналы ТВЭЛ шестигранной ТВС, омываемемых теплоносителем. В шестигранной ТВС с длиной стороны *S* стержни расположены в пучке регулярно. По мере продвижения от центра к краю количество канальных областей с теплоносителем увеличивается: в первом кольце 7 стержней, во втором – 19, в третьем – 37, и так далее.



(a) (b)

Рисунок 1.4 – Пучок ТВЭЛ в ТВС: шестигранные элементарные ячейки (a); концепция эквивалентного диаметра канала ТВЭЛ (b) [6]

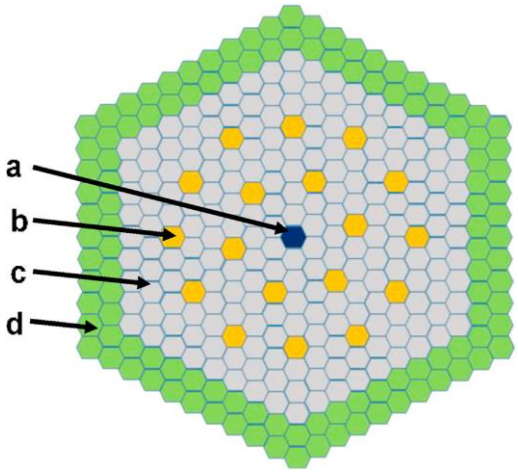


Рисунок 1.5 – Поперечное сечение ТВС ВВЭР-1200: центральная труба (a); направляющие трубки стержней СУЗ (b); ТВЭЛ (обогащенный UO_2 до 4,95%) (c); стержень внешнего слоя (обогащенный UO_2 до 3,60% + 0,5%AmO_2) (d) [7]

Общее количество стержней можно выразить формулой [7]:

$$N = 3\eta^2 + 3\eta + 1, \tag{1.1}$$

где η – количество колец стержней. Центральный канал – это «нулевое» кольцо.

Доказательство представлено ниже.

$$N = 1 + \sum 6\eta = 1 + 6\sum \eta = 1 + 6\left(\frac{\eta(\eta+1)}{2}\right) = 1 + 6\left(\frac{\eta^2}{2} + \frac{1}{2}\eta\right) = 1 + 3\eta^2 + 3\eta = 3\eta^2 + 3\eta + 1 \quad (1.2)$$

Эквивалентный диаметр канала определяется следующим образом:

$$\frac{\sqrt{3}}{2}p^2 = \frac{\pi}{4}d^2{}_{cell}, \quad d_{cell} = \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}}p \quad (1.3)$$

где d_{cell} – диаметр топливного стержня, p – шаг между стержнями.

1.1.3 Защита ВВЭР-1200 от внешних техногенных воздействий

В проектном сценарии аварии использовался небольшой частный самолёт массой 5,7 тонны, а для запроектной оценки с использованием реалистичных моделей использовался крупный коммерческий самолёт массой 400 тонн. Установка оснащена двойной защитной оболочкой и толстыми стенами, а некоторые секции физически изолированы для предотвращения радиоактивных выбросов при ударах. Также рассматриваются сценарии аварий, вызванных отказом отвода остаточного тепла, возгоранием топлива, вибрацией или повреждением систем безопасности.

1.1.4 Диверсные и резервные системы безопасности в ВВЭР-1200

Обеспечение ядерной безопасности включает три основные функции: сдерживание радиоактивности, отвод остаточного тепла и контроль реактивности. Функции безопасности присутствуют как в активных системах, работающих от сети переменного тока, так и в пассивных системах, работающих независимо от электросети. Такая конструкция обеспечивает гибкие и автономные механизмы безопасности, учитывающие обстоятельства аварии.

Проблемы эксплуатации ЯР, связанные с аварией в Фукусиме, решаются на новых строящихся энергоблоках с реакторами ВВЭР, оснащенных долгосрочными системами отвода тепла распада, не зависящими от первичных

теплоотводов, методами охлаждения АЗ реактора без электричества и защитой изоляции реактора в случае расплавления материалов в АЗ.

1.1.5 Отвод остаточного тепловыделения

Одним из эффективных методов устранения остаточного тепловыделения и перевода энегоблока в стадию холодного останова с помощью активных систем является использование системы охлаждения 4x100 %. Эта система, обычно применяемая в реакторах PWR, отводит тепловую непосредственно из первого контура во второй. В такой системе вода циркулирует по замкнутому контуру: от парогенераторов к паропроводам и через охладители к питательным линиям. Кроме того, пассивные системы могут отводить остаточное тепловыделение АЗ из парогенераторов и сбрасывать его в окружающую среду.

1.1.6 Пассивная система охлаждения активной зоны при аварии с потерей теплоносителя

Основным назначением первой ступени гидроемкостей аварийного охлаждения (рисунок 1.2), обычно используемых в реакторах второго поколения, является быстрое затопление активной зоны реактора в случае крупной течи из контура теплоносителя. После истощения воды в первой ступени гидроемкостей активная зона реактора пассивно затапливается второй ступенью. Даже при самых крупных потенциальных разрывах трубопроводов эти системы способны поддерживать уровень воды в корпусе реактора выше верхнего торца реактора не менее 24 часов. В новой конструкции ВВЭР третья ступень гидроемкостей аварийного охлаждения обеспечивает пассивное охлаждение активной зоны реактора до 72 часов.

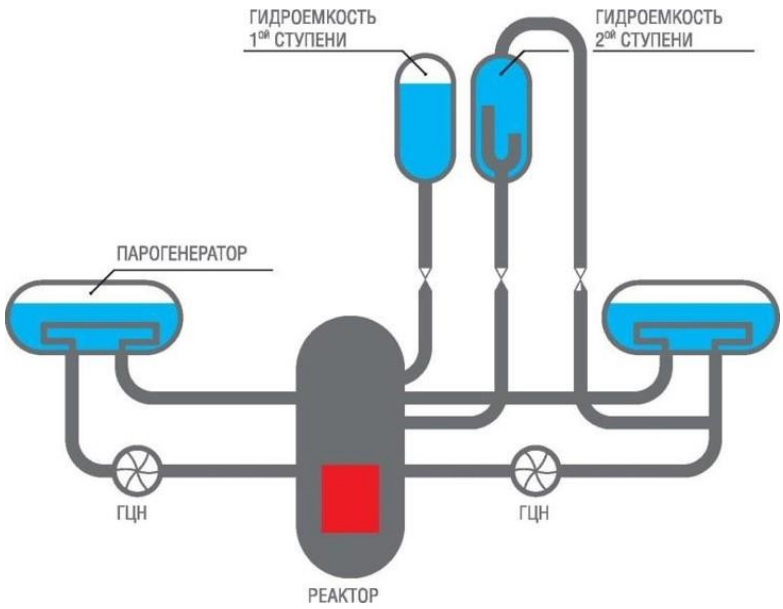


Рисунок 1.2 – Пассивная система аварийного охлаждения активной зоны реактора [5]

1.1.7 Контейнмент радиоактивных материалов

Учитываются все физические явления, связанные плаванием активной зоны реактора, которые могут угрожать целостности контейнмента, при наличии специальных инструментов для обеспечения защиты. Стратегия контейнмента реактора ВВЭР-1200 направлена на поддержание целостности посредством систем, независимых от систем, предназначенных для предотвращения повреждений активной зоны. Ключевые проектные факторы включают расплавление активной зоны реактора под высоким давлением, накопление водорода, приводящее к потенциальным взрывам, повторную критичность расплавленных материалов активной зоны, проникновение через пол контейнмента, паровые взрывы и избыточное давление, возникающее вследствие внутреннего парообразования.

1.1.8 Устройство локализации расплава

Для защиты конструкций контейнмента от экстремально высоких температур расплавленных материалов активной зоны (более 2000 °C) под корпусом реактора установлена система локализации расплава (рисунок 1.3). Это устройство способствует распределению и передачи тепла к окружающей охлаждающей воде, обеспечивая длительное охлаждение и затвердевание

расплавленной активной зоны и любых твердых фрагментов, образовавшихся в результате повреждения активной зоны.

Для предотвращения цепных реакций в устройстве локализации расплава жидкий материал активной зоны смешивается с поглощающим нейтроны материалом и помещается в «плавильный котел активной зоны», который также содержит воду для предотвращения паровых взрывов. Нагретый металл поглощает кислород из оксида алюминия, а не из воды, что снижает образование водорода примерно в четыре раза. На поверхности образуется корка, препятствующая переносу радионуклидов в контейнмент.

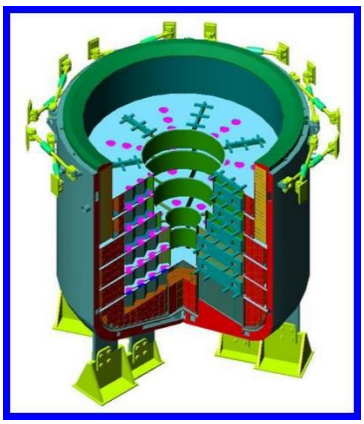


Рисунок 1.3 – Устройство системы локализации расплава [5]

1.2 Исходные данные КТП для труб и пучков стержней

1.2.1 Эксперимент по воспроизводимости КТП

Целью экспериментов по воспроизводимости КТП являлась оценка вариаций в измерениях КТП при участии различных научных коллективов. В европейских лабораториях было выполнено 594 измерения КТП, проанализированных в источниках [10–11]. Испытания проводились с внутренним диаметром трубы 10 мм, длиной нагреваемого участка 2 метра и давлением 3, 5, 7 и 9 МПа. Массовая скорость (или массовый поток) в опытах варьировалась от 260 до 6000 кг·м$^{-2}$·с$^{-1}$, с недогревом на входе от 15 до 3235 кДж/кг в зависимости от давления. В исследовании приняли участие следующие лаборатории: AE (Швеция), AEG-Telefunken (Германия), CEA (Франция), CISE (Италия), EUR (Испра, Италия), MAN (Германия), Sorin (Италия) и UKAEA (Великобритания).

Совместные экспериментальные исследования КТП, проведенные Кирилловым П.Л. и др. [12–13], охватило около десяти установок в России, в результате чего было проведено 2470 измерений КТП для сравненительного анализа результатов в идентичных условиях. В экспериментах использовались трубы из нержавеющей стали Х18НИ0Т (18% хрома, 10% никеля) с внутренним диаметром 8 мм и толщиной стенки 2 мм, длиной 1 м, 3 м и 6 м. Измерения КТП проводились в диапазонах давления от 6,37 до 18,04 МПа, массовой скорости от 494 до 4154 кг·м$^{-2}$·с$^{-1}$, массовом паросодержании от -0,494 до 0,981, недогреве на входе от 7 до 1537 кДж·кг$^{-1}$ и линейном тепловом потоке от 110 до 7700 кВт·м$^{-1}$.

В ходе исследований на воспроизводимость КТП, проведенных в 1981–1983 годах, было получено около 2500 экспериментальных значений КТП различными организациями, включая ВТИ, ФЭИ, ЦКТИ, ИАЭ, ИТТФ, ОКБ «Гидропресс», НИКИЭТ, НПУ «Энергия», КПИ и ЭНИС. Результаты показали разброс мощности КТП от 16 % до 32 % при нагреваемой длине каналов 1 м и 10% при нагреваемой длине каналов 3 м.

1.2.2 Сбор баз данных о КТП

Грёневельд и др. [14] проанализировали данные о критическом тепловом потоке в водоохлаждаемых трубах. В первой значимой подборке, выполненной ДеБортоли и др. [15], было проанализировано более 1000 точек и данных КТП для никелевой трубы (внутренний диаметр: 4,75 мм, длина: 0,318 м) с использованием термопар для обнаружения выгорания.

Фирстенберг и др. [16] обновили эту подборку, добавив точки данных из труб и прямоугольных каналов, чтобы установить корреляцию для потоков тепла выгорания в кипящих реакторах.

Томпсон и Макбет [17] собрали 4389 точек данных из 12 наборов данных, исключив данные, полученные при двухфазном режиме подачи. Беккер и др. [18–19] собрали все данные по КТП в Швеции до 1965 года, подготовив два отчета: АЕ-177 с 3473 точками данных и АЕ-178 с 1260 точками данных по Швеции, а также около 1000 точек из других источников.

Зенкевич [20] собрал около 7000 точек данных о КТП, из которых около 650 были получены с помощью равномерно нагретых труб. В его отчёте обобщены данные о КТП, собранные в России и за его пределами.

Дорощук и др. [21–22] разработали базу данных, содержащую около 5000 точек данных КТП по трубам и включающую ограниченную справочную таблицу КТП. Кириллов и др. из Физико-энергетического института (ФЭИ) собрали более крупную базу данных, содержащую более 14000 точек, в основном из российских источников, которая была передана в Оттавский университет примерно в 1992 году.

Объединение баз данных Грёневельда и Кириллова увеличило общее количество до более чем 29000 точек данных, что составило основу справочной таблицы КТП версии 1995 года, известной как «База данных "AECL-UO-IPPE CHF"» [23–28].

Высокие значения КТП были получены в подборке Вандерворта [29], содержащей данные КТП с недогревом из труб малого диаметра с большим массовым расходом. Эта база данных включает семь наборов данных с более чем 800 точками данных КТП. Рассматриваемые условия КТП: массовая скорость от 3000 до 90000 кг·м$^{-2}$·с$^{-1}$, недогрев от 0 до 200 К, давление от 0,1 до 3,0 МПа, диаметр трубы от 0,3 до 3,0 мм, отношение L/D от 1,0 до 40,0 и тепловой поток при КТП от $6 \cdot 10^6$ до $2 \cdot 10^8$ Вт·м$^{-2}$.

База данных Челаты и Мариани [30] содержит 1887 точек данных КТП из 23 источников, в основном по круглым трубам. Г.П. Челата передал эту базу данных в Оттавский университет. Бо Содерквист добавил 1485 точек данных КТП в базу данных Грёневельда, что привело к созданию базы данных AECL-UO 1986 года, которая была расширена данными из России. В результате была создана единая база данных КТП, содержащая более 30000 точек данных по трубам и КТП, или примерно 24000 после удаления дубликатов [31].

Интегрированная база данных легла в основу базы данных AECL-UO-IPPE CHF 1995 года. С 1995 по 2006 годы Оттавский университет добавил 27 наборов данных КТП для вертикальных труб с восходящим потоком воды, значительно

расширив базу данных, созданную в 1996 году. Окончательная объединённая база данных включала 31000 экспериментальных точек из 61 набора данных. После удаления дублирующих и недостоверных данных в базе была создана справочная таблица КТП версии 2006 года (известная как CHF-2006 Look up Table).

Комиссия по ядерному регулированию США (USNRC) профинансировала анализ данных КТП в водоохлаждаемых трубах, результатом которого стала обзорная работа [32]. В ходе исследования было выявлено более 160 наборов данных КТП и 17 подборок данных КТП для труб, многие из которых ранее не использовались при создании справочных таблиц КТП. Новая база данных предлагает более широкий диапазон условий течения потока, что потенциально повышает достоверность и точность справочной таблицы КТП 2006 года.

Кроме того, Холл и Мудавар [33–34] подобрали более 30000 точек с данными КТП для труб диаметром менее 2 мм. База данных КТП лаборатории кипения и двухфазных потоков Университета Пердью для потока воды в равномерно нагретых трубах включает 32544 точки с данными из более чем 100 источников, начиная с 1949 года. Несмотря на то, что авторы знакомы с источниками Холла и Мудавара, их данные не были включены в справочную таблицу 2006 года.

ГЛАВА 2. МЕТОДЫ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ КТП ПРИ КИПЕНИИ В НЕДОГРЕТОМ ПОТОКЕ

2.1 Модели прогнозирования КТП

Существуют разные модели прогнозирования КТП без опоры на конкретные экспериментальные данные и условия систем охлаждения. Данные модели основаны на наблюдаемых или предполагаемых событиях при определенных теплогидравлических условиях и моделируют конкретные события возникновения КТП и перегрева поверхности стенки [35–36]. Однако, из-за сложных полей течения теплоносителя в системе охлаждения с высокой тепловой нагрузкой, таких как каналы ТВС активной зоны реактора, многие методы все еще нуждаются в подгонке данных или точной настройке параметров, в частности, значений массового паросодержания, с использованием экспериментальных данных. Постоянное совершенствование методов прогнозирования значений КТП даёт надежду на устранение данных ограничений в компьютерном моделировании и теоретическом исследовании.

Наиболее изученной моделью прогнозирования является модель «скопления пузырьков», разработанная Вайсманом и др. и далее исследованная несколькими учеными [37–61]. Модель рассматривает кризис теплоотдачи в низкокачественном и слегка недогретом до насыщения потоке жидкости. Предполагается, что мелкие паровые пузырьки вблизи нагретой поверхности канала создают оболочку, которая предотвращает прямой контакт с жидкостью, способствуя поддержанию температуры на поверхности стенки, как показано на рис. 2.1. Кризис теплоотдачи возникает, когда истинное паросодержание в потоке теплоносителя превышает критическое значение 0,82. Вайсман и др. также распространили данную модель на условия сильного недогрева для хладагентов, азота и воды.

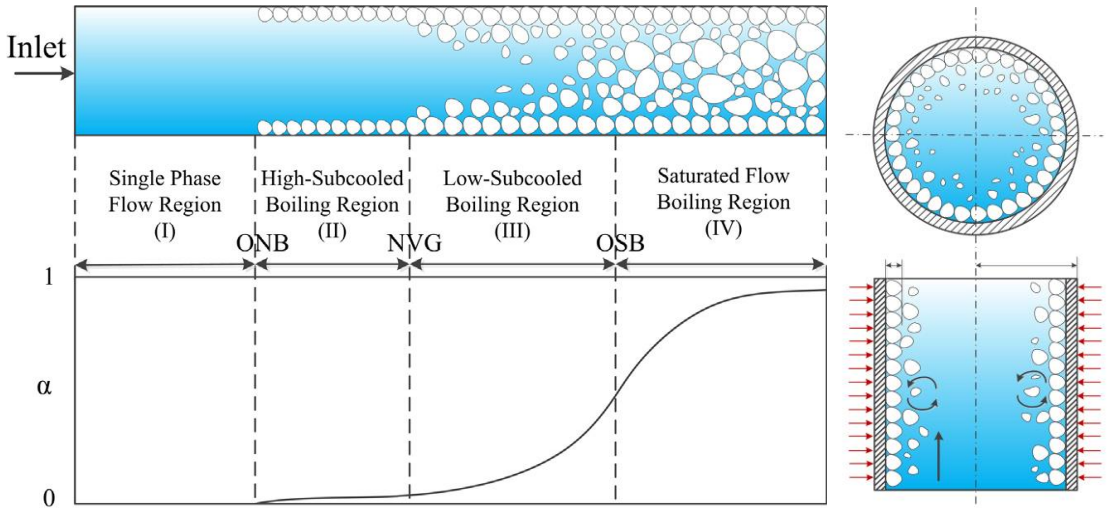


Рисунок 2.1 – Зоны формирования пузырьков пара на нагретой поверхности трубы при изменении паросодержания в потоке теплоносителя [49]

Челата Г.П. и др. [62] обобщили основные механистические модели первичных причин возникновения кризиса теплоотдачи и КТП.

1. Модель предельного перегрева слоя жидкости. КТП возникает из-за критического перегрева слоя жидкости вблизи поверхности стенки, вызванного ухудшением переноса тепла через образующийся пузырьковый слой [63].

2. Модель отрыва пограничного слоя. Предполагается, что КТП возникает в результате инжекции пара в поток жидкости вблизи стенки, что приводит к застою потока [64–69]. Однако, недавние исследования поставили под сомнение её физическую основу [70–73].

3. Модель блокировки потока жидкости. КТП возникает, когда поток пара препятствует движению жидкости к поверхности стенке [74]. В исследовании изучаются условия возникновения КТП [28], при превышении кинетической энергии потока пара кинетической энергии движения жидкости.

4. Модель предела отвода пара и скопления пузырьков у поверхности стенки. КТП возникает в результате турбулизации между пузырьковым слоем и основным потоком жидкости [75]. При скаплении пузырьков пара у поверхности стенки возникает препятствие проникновения охлаждающей жидкости к нагретой поверхности. Результаты исследований [76] показывают, что КТП возникает, когда истинное паросодержание в потоке теплоносителя немного превышает 0,82.

Однако состоятельность данной модели вызывает споры, поскольку паросодержание при КТП варьируются в широких пределах [77–78].

5. Модель испарения жидкого подслоя на поверхности. Предполагается, что КТП возникает вследствие испарения тонкого жидкого подслоя на поверехности и под паровым слоем, образованным сливающимися пузырьками [79–82]. Модель Ли и Мудавара [83], основанная на теории, точно прогнозирует КТП при высоких давлениях, но она менее надежна при относительно низких давлениях. Модель Катто [84–86] предназначена для прогнозирования КТП в более широком диапазоне давлений с использованием эмпирических соотношений, но сложности возникают при высоком локальном истинном паросодержании.

2.2 Методы прогнозирования КТП

В существующих методах прогнозирования КТП используются результаты, полученные в измерениях с круглыми трубами, каналами и пучками стержней и представленые в виде экспериментальных данных в скелетных или справочных таблицах (СТ, англ. Look up Table, LUT) и эмпирических корреляций [87–88]. Данные СТ обеспечивают более высокую точность и широкую применимость в сравнении с эмпирическими корреляциями КТП. Корреляции КТП при вынужденном течении переохлажденной кипящей (недогретой до температуры насыщения) жидкости делятся на три категории.

1. Корреляции КТП, зависящие от локальных условий (локальная корреляция типа 1) и имеющие вид [89]:

$$q''_{cr} = f\left(G, x_{eq}(z), P, d_h\right) \text{ или } q''_{cr} = f\left(G, x_{eq}(z), P, d_h, L\right), \quad (2.1)$$

где G – массовая скорость (поток) теплоносителя, кг/(м^2·с); $x_{eq}(z)$ – равновесное массовое паросодержание (относительная энтальпия) теплоносителя по высоте канала; P – давление теплоносителя, МПа; d_h – гидравлический диаметр канала, м; L – длина канала, м.

Примерами являются данные СТ Грёневельда 2006 года [58], СТ Бобкова 2011 года [90], а также корреляции КТП Биази [91], ОКБ «Гидропресс» и Левитана-Ланцмана.

2. Корреляции КТП, включающие условие теплового баланса (нелокальная корреляция типа 2), в следующем виде [89]:

$$q''(z) = \frac{x_{eq}(z) - x_{eq,in}}{T(z) \cdot S_h \cdot z} \cdot G \cdot A_{ch} \cdot h_{fg}, \tag{2.2}$$

где S_h – обогреваемый периметр канала, м; A_{ch} – площадь поперечного сечения канала, м^2; h_{fg} – скрытая теплота парообразования, кДж/кг; F_N – фактор формы, учитывающий влияние аксиального распределения теплового потока, определяемый на основе теплового баланса

$$F_N(z) = \frac{1}{q''(z) \cdot z} \int_0^z q''(z')dz'. \tag{2.3}$$

Согласно работе Хейзлара и Тодреаса [89], корреляция КТП имеет вид:

$$q''_{cr} = f\left(G, x_{eq,in}(or, h_{in}), P, d_h, z\left(or, \frac{x_{eq}(z) - x_{eq,in}}{q''}\right)\right). \tag{2.4}$$

Примерами являются корреляции КТП Боуринга и научно-исследовательского института электроэнергетики (EPRI, США). Корреляция КТП типа 2 на основе теплового баланса позволяет установить локальную область в канале с отклонением от пузырькового кипения (ОПК) при соответствующем значении коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR* (англ. Departure from Nucleate Boiling Ratio). Поэтому для расчета значений КТП и *DNBR* можно использовать стандартный метод прямой подстановки (МПП).

3. Корреляции КТП полулокальные (корреляция типа 1а).

Это гибридные корреляции, которые учитывают условия на входе в канал (например, $x_{inlet}(or, h_{inlet})$), но не включают полный тепловой баланс, как в нелокальных корреляциях. Некоторые корреляции также учитывают эффект обогреваемой длины канала, включая отношение высоты к гидравлическому диаметру (z/d_h). Типичным примером является корреляции КТП Вестинхаус (W-3 или Тонга Л.С.) и Перниа (PI-I) [92]. Данный тип полулокальной корреляции имеет схожее поведение, как и в локальной корреляции типа 1:

$$q''_{cr} = f\left(x_{eq,in}, G, P, d_h, x_{eq}(z)\right). \quad (2.5)$$

В водоохлаждаемых реакторах WCR (англ. Water Cooled Reactor) два предельно допустимых значения *MDNBR* обосновывают возникновение кризиса теплоотдачи при кипении. Для водоохлаждаемых реакторов под давлением (PWR) минимальное значение коэффициента запаса *MDNBR* должно оставаться не ниже 1,3 в период стационарных и переходных режимов эксплуатации реактора при повышенной тепловой мощности до 112% от номинальной [93]. Для кипящих водоохлаждаемых реакторов BWR (англ. Boiling Light-Water Cooled and Moderated Reactor) минимальное значение коэффициента запаса *MDNBR* должен быть выше 1,2, учитывая факторы, действующие на входе и выходе реактора и влияющие на КТП, в то время как значение КТП зависит от локальных переменных параметров.

На рисунке 2.2 представлен графический метод опредления КТП, в котором линия рабочего теплового потока $q''(z)$ (operating curve) рассчитана на основе теплового баланса. Кривая КТП (*CHF* curve) может описываться корреляцией КТП любого типа. Пересечение двух кривых определяет критическую точку КТ (CP, critical point) и кризис теплоотдачи с перегревом стенки. Рабочая точка РТ (OP, operating point) показывает рабочую плотность теплового потока и запас до КТП [93].

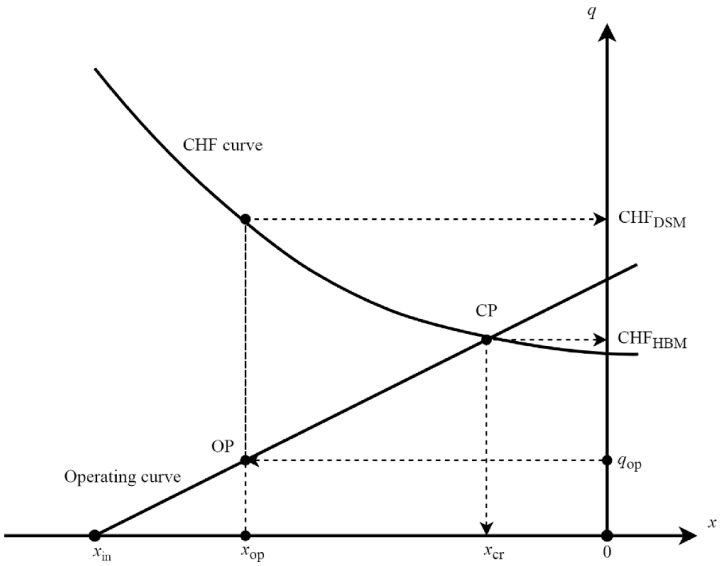


Рисунок 2.2 – Метод опредления КТП с использованием зависимостей рабочего теплового потока $q(x)$ и КТП в фиксированной точке высоты канала z [93]

Существует два метода прогнозирования КТП и, следовательно, установления значений коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR* [12].

1. Метод прямой подстановки (МПП)

Данный метод предполагает подстановку рабочего теплового потока q''_{op} в уравнение теплового баланса для расчета рабочего значения относительной энтальпии или парообразования x_{op} в потоке. Затем полученное значение x_{op} используется в корреляции КТП для установления начала кризиса теплоотдачи в локальном месте канала. Расчетные коды по безопасности (например, RELAP-SCDAPSIM) для расчета локальных критических параметров изначально были разработаны при использовании МПП [89].

2. Метод теплового баланса (МТБ).

Подход МТБ заключается в постепенном увеличении тепловой мощности обогреваемого канала до тех пор, пока не наступит кризис теплообмена в локальном месте канала (эта стратегия используется в большинстве вычислительно-гидродинамических моделей), то есть до тех пор, пока линия рабочего теплового потока $q(x)$ не пересечется с кривой КТП (*CHF*), как показано на рисунке 2.2. Это может быть реализовано в экспериментах с применением управляемых компьютером электрических нагревателей и термопар в канале, которые регистрируют резкое повышение температуры и перегрев стенки, знаменующие начало кризиса теплоотдачи [13].

Для локальных и полулокальных корреляций МТБ может быть реализован численно с помощью двух процедур:

1. Решение уравнения

$$\frac{x_{eq}(z)-x_{eq,in}}{F_N(z)\cdot S_h\cdot z}\cdot G\cdot A_{ch}\cdot h_{fg}-f\left(G,x_{eq}(z),P,d_h\right)=0, \qquad (2.6)$$

где для значения равновесного парообразования x_{cr} потока требуется итеративное решение. Однако данный подход применим для теплоизолированного канала с действительным (верифицируемым) энергетическим балансом.

2. Постепенное увеличение тепловой мощности до достижения критических условий в локальной точке канала.

Данная процедура применима как к теплоизолированным каналам, так и к пучкам стержней, но для пучков стержней требуется расчетный код подканалов, учитывающий поперечный поток теплоносителя. Аналогично при определении КТП и коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR* может быть установлена относительная критическая мощность *CPR*.

Методы прямой подстановки и теплового баланса необходимо повторять на каждом пространственном шаге канала. Хейзлар и Тодреас [89] обнаружили, что локальные и полулокальные корреляции КТП приводят к более высоким значениям *DNBR* при использовании МПП в сравнении с МТБ, в то время как корреляции дают одинаковые значения *CPR* для рассматриваемых двух методов. Меньшее различие между двумя значениями *DNBR* и *CPR* обусловлено весом, придаваемым условиям на входе в канал.

Справочные таблицы являются стандартными данными КТП в существующих расчетных кодах безопасности по расчету запасов до кризиса теплоотдачи, основанных на МПП. Для решения проблемы «локальности» и нерегулярности обогреваемого участка канала, расчетные данные могут скорректированы и сглажены с применением полулокальных корреляций КТП и поправочных коэффициентов, эффективность которых зависит от точности расчетных формул.

2.3 Справочные таблицы КТП

Справочные таблицы КТП (англ. CHF Look-up tables) используются в прогнозировании КТП для вертикальной водоохлаждаемой трубы диаметром 8 мм. Справочная таблица КТП, разработанная Грёневельдом в 2006 году [58], основана на более чем 30000 точек с экспериментальными данными при 24 значениях давлений, 20 значениях массовых скоростей и 23 значениях относительной энтальпии теплоносителя, охватывая широкий диапазон тепловых условий. Данная обновленная справочная таблица также учитывает вопросы,

поднятые специалистами по КТП в отношении более ранних версий [94]. В неё были включены новые дополнения:

1. Повышение качества базы данных за счёт улучшения процедур скрининга, удаления сомнительных, недостоверных и дублирующих значений.

2. Добавление в базу 33 новых наборов данных.

3. Улучшение прогнозирования КТП в недогретых и ограничивающих парообразование областях.

4. Расширение диапазонов давления и массовой скорости, что привело к повышению на 20% количества значений КТП в сравнении с данными СТ 1995 года [95].

5. Повышение точности и сглаженности представленных данных.

За последние 50 лет было разработано более 1000 эмпирических корреляций КТП для водоохлаждаемых труб, что отражает сложность механизма критического явления. Ни одна теория не является универсальной, особенно при рассмотрении нестационарных процессов и неравномерного теплового потока. В связи с этим были разработаны справочные таблицы КТП Грёневельда и Бобкова, фрагменты которых представлены на рисунках 2.3 и 2.4.

P G x- массовое паросодержание

	X→	-0.50	-0.40	-0.30	-0.20	-0.15	-0.10	-0.05	0.00	0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40	0.45	0.50	0.60	0.70	0.80	0.90	1
16000	0	2869	2780	2691	2603	2556	2500	2417	2276	1978	1667	1411	1199	1036	903	820	739	668	640	535	317	165	92	0
16000	50	3101	3014	2934	2837	2785	2723	2645	2508	2242	1962	1719	1460	1271	1132	982	882	821	750	569	391	219	145	0
16000	100	3434	3308	3154	3001	2897	2804	2716	2551	2331	2102	1818	1590	1419	1254	1153	1024	951	846	617	418	244	166	0
16000	300	3612	3465	3314	3127	2988	2833	2733	2585	2414	2206	1909	1718	1562	1451	1257	1129	1019	859	618	463	259	164	0
16000	500	3761	3553	3386	3152	2997	2819	2693	2534	2417	2180	1909	1595	1406	1261	1052	926	793	598	392	286	127	90	0
16000	750	4113	3800	3588	3251	3055	2798	2610	2387	2251	1985	1703	1280	1113	978	780	694	578	432	229	150	89	69	0
16000	1000	4785	4471	4003	3460	3102	2756	2504	2201	1918	1634	1353	1039	952	814	665	530	455	325	192	90	59	45	0
16000	1500	5406	4726	4165	3659	3280	2939	2419	2111	1888	1505	1226	1005	879	671	522	364	231	168	134	67	46	33	0
16000	2000	5808	5019	4352	3777	3449	3071	2740	2250	1921	1623	1328	1118	918	715	502	244	203	172	127	84	51	28	0
16000	2500	6312	5514	4978	4407	3973	3504	2954	2494	2086	1747	1450	1213	1004	795	531	347	265	211	153	93	52	28	0
16000	3000	6858	5972	5429	4894	4332	3748	3146	2611	2209	1857	1533	1269	1101	817	655	481	380	300	216	113	57	29	0
16000	3500	7286	6326	5695	5018	4511	3907	3255	2653	2311	1956	1614	1345	1170	831	717	541	435	353	248	123	59	29	0
16000	4000	7568	6686	5875	5296	4700	4136	3392	2756	2428	2157	1828	1560	1325	1030	886	710	607	453	297	138	62	30	0
16000	4500	8015	6902	6071	5483	4889	4352	3511	2876	2569	2225	1960	1684	1465	1164	988	808	674	525	335	155	66	31	0
16000	5000	8249	7179	6183	5529	5058	4562	3707	3017	2698	2293	2024	1777	1574	1220	1041	890	731	567	377	182	72	33	0
16000	5500	8569	7489	6212	5601	5064	4609	3752	3226	2913	2638	2244	2036	1731	1424	1265	1067	870	666	427	207	84	39	0
16000	6000	9059	7714	6377	5610	5103	4624	3812	3382	3073	2798	2412	2191	1900	1600	1392	1180	981	764	491	246	99	46	0
16000	6500	9480	8189	6573	5714	5255	4650	3828	3484	3126	2883	2531	2275	2016	1716	1524	1290	1086	854	549	278	116	54	0
16000	7000	9832	8567	6874	5878	5336	4677	3850	3511	3183	2888	2549	2298	2068	1801	1573	1376	1167	933	607	314	135	63	0
16000	7500	10170	8880	7084	5947	5402	4698	3872	3520	3190	2890	2571	2325	2104	1848	1618	1440	1229	1012	662	344	147	69	0
16000	8000	10566	9241	7422	6073	5475	4741	3960	3663	3204	2928	2610	2356	2160	1938	1739	1538	1321	1098	722	373	158	74	0

Рисунок 2.3 – Справочная таблица КТП Грёневельда при давлении 16 МПа, массовой скорости 0–8000 кг/(м^2·с) и массовом паросодержании -0,5–1,0 [58]

p, kPa	G, kg/(m² s)	Steam quality at the burnout location															
		−0.5	−0.4	−0.3	−0.2	−0.1	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
14000	4000	7084	6131	5386	4360	3185	2393	1763	1228	819	539	368	246	156	115	89	66
14000	5000	5339	4781	4523	4040	2680	2027	1405	1046	790	574	364	256	152	114	77	40
16000	25	654	633	614	592	572	489	394	335	273	237	209	175	133	118	109	43
16000	50	1051	1017	985	951	919	783	632	539	438	381	335	282	217	191	174	79
16000	100	1174	1137	1103	1064	1025	898	767	688	561	495	376	307	237	208	188	86
16000	200	1644	1580	1530	1476	1414	1284	1145	1020	803	639	462	369	298	259	236	103
16000	300	2455	2344	2264	2184	2081	1953	1810	1603	1225	879	596	465	393	343	316	137
16000	500	3178	2868	2714	2527	2255	1950	1694	1400	1128	854	601	433	334	295	264	161
16000	750	3460	3075	2864	2566	2172	1817	1493	1224	964	714	488	341	250	222	219	194
16000	1000	3652	3351	3053	2672	2145	1764	1440	1108	833	549	360	247	187	166	162	159
16000	1500	4455	3910	3456	2852	2287	1834	1473	1098	760	437	267	192	147	131	140	131
16000	2000	5018	4583	4015	3223	2533	2044	1639	1208	786	455	268	190	137	119	114	122
16000	3000	6024	5140	4450	3544	2738	2211	1754	1277	862	522	347	233	152	117	106	94
16000	4000	5835	4900	4322	3557	2705	2198	1742	1296	890	617	415	277	165	115	86	67
16000	5000	4467	3805	3717	3417	2199	1909	1498	1163	861	627	407	259	133	102	71	41

Рисунок 2.4 – Справочная таблица КТП Бобкова при давлении 16 МПа, массовой скорости 25–5000 кг/(м^2·с) и массовом паросодержании -0,5–1,0 [91]

2.3.1 Точность и сглаживание данных справочной таблицы

В справочной таблице КТП Грёневельда 2006 года [58] представлены два метода оценки точности прогнозирования данных: (а) метод прямой подстановки, который использует постоянные локальные условия, такие как критическое паросодержание, и (б) метод теплового баланса, который основан на постоянных условиях на входе, таких как температура на входе. МПП является более простым в применении методом. Прогнозируемый КТП в каждой рассматриваемой точке с измеренными данными ($d_{h,\exp}, P_{\exp}, G_{\exp}, x_{eq,\exp}$) сначала находится с помощью справочной таблицы КТП при локальных условиях потока в трубе диаметром 8 мм, используя прямую интерполяцию между параметрами теплоносителя *p*, *G* и x_{eq}. Затем значение КТП корректируется с учетом влияния диаметра трубы следующим образом [58]:

$$q''_{cr}\left(d_{h,\exp}, P_{\exp}, G_{\exp}, x_{eq,\exp}\right) = q''_{cr}\left(d_h = 8, P_{\exp}, G_{\exp}, x_{eq,\exp}\right)\left(\frac{d_{h,\exp}}{8}\right)^{-1/2}. \quad (2.7)$$

Прогнозирование значения КТП с использованием МТБ выполняется посредством итерации уравнения теплового баланса при выполнении следующих шагов:

• Оценивание теплового потока в канале (если данные отсутствуют, то можно предположить, что q_{cr} = 500 кВт/м²).

• Расчет массового парообразования на основе расчетного теплового потока, массовой скорости и недогрева до насыщения теплоносителя на входе [58]:

$$x_{eq}(z)=\frac{h(z)-h_f\left(P_{\exp}\right)}{h_{fg}\left(P_{\exp}\right)}=4\left(\frac{q''}{G_{\exp}h_{fg}\left(P_{\exp}\right)}\right)\left(\frac{L_{h,\exp}}{d_{h,\exp}}\right)-\frac{\Delta h_{in,\exp}\left(T_{in,\exp}\right)}{h_{fg}\left(P_{\exp}\right)}. \quad (2.8)$$

Значение x_{eq} является термодинамически равновесным, которое может быть отрицательным в условиях недогрева до температуры насыщения воды. Первая оценка значения КТП рассчитывается на основе данных справочной таблицы КТП при локальных условиях потока $\left(d_h=8, P_{\exp}, G_{\exp}, X_{\exp}\right)$ с поправкой на диаметр канала [58].

$$q''_{cr}\left(d_{h,\exp}, P_{\exp}, G_{\exp}, x_{eq}(z)\right)=q''_{cr,LUT}\left(8, P_{\exp}, G_{\exp}, x_{eq}(z)\right)\left(\frac{d_{h,\exp}}{8}\right)^{-1/2}. \quad (2.9)$$

Повторное оценивание значения КТП с использованием среднего значения прогнозируемого и предыдущего значения теплового потока, определение КТП в ходе итерационного расчета, что позволяет получить сходимость и установить достоверное значение теплового потока [96–99].

2.3.2 Поправочные коэффициенты для пучков стержней шестигранной решетки в прогнозировании КТП

Поправочные коэффициенты K_i при использовании данных КТП СТ Грёневельда в случае рассмотрения шестигранной решетки пучка труб включают в себя поправочный коэффициент на диаметр трубы K_1 и коэффициент плотности расположения труб в пучке K_2, формулы которых представлены ниже, согласно работам [58, 95, 98].

Поправочный коэффициент, учитывающий изменение диаметра трубы:

$$K_1=\begin{cases}\sqrt{\dfrac{0.008}{d_h}}, \text{ при } 3\le d_h\le 25 \text{ мм}\\ 0.57, \text{ при } d_h\ge 25 \text{ мм}\end{cases}. \quad (2.10)$$

Поправочный коэффициент, учитывающий плотность расположения труб в пучке:

$$K_2 = \min\left\{1, \left(0.5 + 2(p/d)e^{\left(-x\frac{0.33}{2}\right)}\right)\right\}. \quad (2.11)$$

При условии недогрева теплоносителя до температуры насыщения, поправочный коэффициент K_2 равен единице.

Бобков и др. [90] предложили три поправочных коэффициента, учитывающих изменение теплового диаметра, соотношения шага к диаметру (p/d) и длины (или высоты) обогреваемого участка канала L.

Поправочный коэффициент на тепловой диаметр:

$$K_{1,b} = \left(\frac{d_t}{9.36}\right)^{-(1/3)}, \quad (2.12)$$

где $d_t = d\left(1.103(p/d)^2 - 1\right)$ – тепловой диаметр, мм.

Поправочный коэффициент на относительный шаг между трубами (p/d):

$$K_{2,b} = \begin{cases} 0.82 - 0.7e^{\left(-35\left(\frac{p}{d}\right)-1\right)}, \text{ при } \frac{p}{d} \le 1.1 \\ 0.2 + 0.57\left(\frac{p}{d}\right), \text{ при } \frac{p}{d} \ge 1.1 \end{cases}. \quad (2.13)$$

Поправочный коэффициент на длину обогреваемого участка:

$$K_{3,b} = \min\left\{1.21, \left(1 + 0.6e^{\left(-\frac{0.01L}{d_t}\right)}\right)\right\}. \quad (2.14)$$

2.4 Данные измерений КТП ведущих научных центров

Лу Д. и др. [100] отметили, что многие исследователи в последние десятилетия изучали КТП, уделяя особое внимание круглого сечения трубам. Многочисленные эксперименты, проведённые с использованием труб, дали сотни тысяч точек и экспериментальных данных КТП [102]. В исследованиях были выявлены три основных фактора, способствующих КТП в трубах: локальное массовое паросодержание, массовая скорость и давление теплоносителя.

Однако результаты данных исследований не применимы напрямую к прогнозированию значений КТП в содержащей топливные стержни ТВС реактора по ряду причин. Во-первых, каналы с ТВЭЛ в ТВС не круглого сечения, а во-вторых, в экспериментах по КТП необходимо учитывать эффект термодиффузии перемешивающих лопаток дистанционирующих решеток, расположенных внутри конструкции ТВС [100].

Для адекватной оценки значений КТП для пучков стержней необходимо иметь испытательную установку, работающую при высоких значениях давления и температуры теплоносителя, для моделирования теплообмена на обогреваемом участке с пучком ТВЭЛ и применения результатов измерения в расчетных кодах безопасности, специально разработанных для ТВС активной зоны реактора. Ниже в таблице 2.1 приведены некоторые известные испытательные установки для измерения КТП с указанием их рабочих параметров.

Таблица 2.1 – Характеристики некоторых крупномасштабных испытательных установок для измерения КТП [87]

Организация	Жидкость	Давление, МПа	Массовый расход, кг/с	Теплов. мощность, МВт
Колумбийский университет (Янг, 1996 г.)	Вода	16,5	63,0	13,0
CEA/Омега (Галли, 1999 г.)	Вода	17,0	60,0	10,0
ИПФЭ/СВД-1 (Кириллов, 1997 г.)	Вода	20,0	3,3	3,0
НУПЕК (Учида, 1997 г., Китамура, 1998г.)	Вода	19,1/10,3	16,7/33,3	5,6/12,0
CEA/Graziella (Галли, 1999 г.)	Фреон -12	4,0	12,0	0,8
ФЭИ/СТФ (Кирилов, 1997 г.)	Фреон -12	5,0	11,0	1,0
NPIC (Чен, 1998 г.)	Фреон -12	4,0	14,0	0,5
ФЗК/КРИСТА (Ченг, 1998 г.)	Фреон -12	3,5	18,0	0,8

Редди и Файетти [102] провели многочисленные испытания в Колумбийском университете США по установлению значений КТП для модельных тепловыделяющих сборок. В своих экспериментах они использовали

различные конфигурации пучков стержней. Де Креси [103] также провел экспериментальное исследование по влиянию перемешивающих лопаток дистанционирующих решеток в ТВС с установлением соответствующих значений КТП. В испытаниях в качестве теплоносителя использовался фреон-12 (хладоагент), имитирующий условия теплообмена с водяным теплоносителем при высоком давлении в АЗ, поскольку критическое давление фреона-12 составляет примерно одну пятую от значения критического давления воды. Данный выбор теплоносителя облегчил проведение экспериментов по измерению КТП в ТВС в сравнении с экспериментами при использовании водяного теплоносителя.

Данные, полученные в ходе экспериментов, были использованы в оценке характеристик и эффективности дистанционирующей решётки при условии охлаждения водой и изучении влияния её осевого расположения. Испытательная секция модельной ТВС представляла собой пучок из 25 электрообогревыемых стержней, в которой 9 стержней располагались в центре и назывались «горячими стержнями», а остальные расположенные по периферии 16 стержней назывались «холодными стержнями» [103]. В экспериментальном изучении влияния перемешивающих лопаток в качестве эталона использовался пучок стержней с дистанционирующей решёткой без перемешивающих лопаток. Осевое местоположение точки возникновения КТП измерялось с помощью восьми термопар, приваренных внутри каждого стержня на одном уровне. Было установлено, что включение перемешивающих лопаток в дистанционирующую решетку существенно влияет на местоположение кризиса теплоотдачи и измеренные значения КТП. При использовании в экспериментах эталонных дистанционирующих решеток без перемешивающих лопаток кризис теплоотдачи обычно развивался вблизи поверхности центрального стержня в пучке. При использовании решеток с перемешивающими лопатками кризис теплоотдачи преимущественно наблюдался вблизи поверхности восьми горячих стержней пучка, окружающих центральный стержень.

Чо и др. [104] провели экспериментальное исследование кризиса теплоотдачи при низких массовых расходах теплоносителя, используя

неравномерно обогреваемый пучок стержней. Было обнаружено, что значения КТП демонстрируют чёткую параметрическую тенденцию при высоком давлении теплоносителя, но разбросаны в узком диапазоне при низком давлении. По мере повышения давления теплоносителя в системе охлаждения местоположение локальной точки КТП смещается от верхней зоны высоты стержней в вышерасположенную область по течению теплоносителя в случае его движения в каналах снизу-вверх. Авторы также исследовали условие возникновения кризиса теплоотдачи при повторном заливе пучка стержней, которое может возникнуть в аварийных сценариях.

Смит и др. [105] представили данные, полученные на испытательном стенде КТП, известном как ODEN, который эксплуатировался компанией Вестинхаус (Westinghouse, США) для моделирования критических условий в активной зоне водоохлаждаемых реакторов под давлением (например, марки AP). Испытания на экспериментальном стенде с пучком стержней длиной 4,3 метра проводились при ускорении потока теплоносителя. Используемая сборка имела размер 6x6 стержней, с максимальной выходной тепловой мощностью 16 МВт. Проведенные на стенде измерения КТП продемонстрировали удовлетворительное соответствие с результатами измерений КТП, проведенных в Колумбийском университете.

Цинь и др. [106] провели квалификационные испытания для сравнения данных КТП, полученных на крупномасштабных испытательных стендах по теплообмену в пучках стержней (КМ-ИСТП) с данными, полученными на исследовательском стенде по теплообмену (ИСТП). Эксперимент проводился на полноразмерном испытательном участке, на котором наблюдалось неравномерное распределение теплового потока. Пучок стержней представлял собой массив с радиальным соотношением мощности горячих и холодных стержней 1,0/0,85.

Чтобы оценить воспроизводимость данных КТП, полученных с помощью стенда КМ-ИСТП, исследователи сравнили результаты одного и того же тестового измерения, проведенного в разное время [106]. Измеренные данные КТП с двух установок были получены в строго контролируемых условиях, что позволило обеспечить возможность прямого сравнения результатов. Отклонение

значений КТП от точки к точке для каждого отдельного измерения составило менее 5%.

Парк и др. [107] описали процесс верификации испытательного стенда OMEGA-2 для измерения значений КТП. Они провели сравнение результатов, полученных ранее с применением высокоинтенсивного линейного энерговыделения (ВИЛЭ) в стержнях, и результатов, полученных с помощью стенда OMEGA-2. Сравненительный анализ включал как прямое сравнение, так и анализ с учетом прогнозов, сделанных на основе корреляции КТП с использованием стенда ВК-КТП. Авторы пришли к заключению, что обсудаемые результаты измерений, которые показали хорошую согласованность между данными OMEGA-2 и предыдущими измеренными данными в условиях ВИЛЭ. Они отметили, что кризис теплоотдачи чаще возникал в близи поверхности холодных стержней пучка, тогда как обычно возникновение кризиса происходит на горячих стержнях, расположенных в центре пучка.

Согласно данным Ченга С. и Мюллера У. [87], явление кризиса теплоотдачи в водоохлаждаемых реакторах определяется как геометрическими, так и теплогидравлическими условиями. Ключевыми параметрами, влияющими на возникновение кризиса и значения КТП в пучке стержней, являются давление, массовая скорость, паросодержание теплоносителя, диаметр стержня, относительный шаг стержней, конфигурация стержня, распределение энерговыделения и конструкция дистанционирующей решетки. В исследовании рассматривались четыре типа водоохлаждаемых реакторов с различными характеристиками и рабочими параметрами (таблица 2.2): PWR реактор, охлаждаемый легкой водой под давлением, кипящий водоохлаждаемый BWR реактор, тяжеловодный PHWR реактор под давлением и российский ВВЭР-1000 реактор, охлаждаемый водой под давлением. Приведённые в таблице параметры основаны на понимании того, что в пределах одной группы реакторов, например, PWR реакторов, охлаждаемых водой под давлением, эксплуатационные условия отвода тепловой энергии в АЗ могут отличаться в зависимости от конструкционных особенностей. В частности, на возникновение кризиса

теплоотдачи в АЗ реактора и значение КТП влияют две уникальные особенности: распределение линейного энерговыделения и применение решётчатых или проволочных дистанционирующих решеток в ТВС [87].

Таблица 2.2 – Эксплуатационные условия охлаждения различных реакторов [87]

Наименование параметра	PWR	BWR	PHWR	ВВЭР
Давление, МПа	~15,7	~7,2	~10,5	~15,7
Средняя массовая скорость, т/(м²·с)	~4,0	~3,0	~5,0	~4,0
Среднее массовое паросодержание на выходе из АЗ	~-0,15	~0,15	~0,0	~-0,15
Диаметр ТВЭЛ, мм	~9,5	~12,3	~13,1	~9,1
Отношение шага к диаметру	~1,3	~1,3	~1,15	~1,4
Конфигурация ТВС	квадратный	квадратный	шестигранный	шестигранный

В ядерных реакторах распределение линейного энерговыделения по высоте АЗ неравномерно и подчиняется косинусоидальной зависимости. Эта особенность затрудняет прогнозирование точного местоположения возникновения кризиса теплоотдачи в случае парообразования и кипения теплоносителя в наиболее теплононапряженной ТВС. Точное прогнозирование местоположения локальной точки отхода от пузырькового кипения и смены режима теплоотдачи оказалось одной из самых сложных задач для инженеров-атомщиков, проектирующих и эксплуатирующих водоохлаждаемые энергетические реакторы. Для обнаружения кризиса теплоотдачи и предотвращения перегрева поверхности ТВЭЛ необходим более сложный подход [87].

Дистанционирующие решетки играют решающую роль в удержании топливных стержней в ТВС АЗ реактора. В конфигурациях с широкой решеткой используются дистанционирующие решетки или прокладки, а в плотных – проволочные намотки или фибры. Введение прокладок в ТВС приводит к перераспределению теплогидравлических характеристик в пучках топливных стержней и нарушению режима и условия течения в каналах. В то время как первый эффект можно количественно оценить численными методами, второй

эффект остается непредсказуемым. Следовательно, влияние прокладок в ТВС на местоположение возникновения кризиса теплоотдачи можно определить только экспериментально [87].

Ченг С. и Мюллер У. [87, 114] отметили, что исследования возникновения кризиса теплоотдачи для геометрии пучков топливных стержней реактора ВВЭР проводились в Восточной Европе и России. В дополнение к различным работам экспертов [90, 108–110] Цижек и др. создали банк данных КТП, специально ориентированного на геометрию пучка стрежней ТВС реактора ВВЭР (таблица 2.3), содержащий около 2600 экспериментальных точек, полученных на основе шестигранных пучков 27 стержней при заданных условиях эксперимента.

Таблица 2.3 – Диапазон параметров банка данных КТП для реактора ВВЭР [87]

Наименование параметра	Значение
Давление, МПа	2,17 – 18,73
Массовая скорость, т/(м²с)	0,2 – 4,2
Массовое паросодержание	-0,26 – 1,0
Диаметр стержня, мм	8,99 – 9,15
Относительный шаг к диаметру стержня	1,34 – 1,44

Ченг С. и Мюллер У. [114] также отметили, что в рамках европейской теплогидравлической программы будущих PWR реакторов при участии CEA и Siemens [111–113] были проведены эксперименты с плотными шестигранными ТВС и пучками, состоящими из 19 и 37 стержней и охватывающие диапазоны параметров, представленных в таблице 2.4.

Таблица 2.4 – Диапазон параметров банка данных по КТП для PWR реакторов [111–113]

Наименование параметра	Siemens	CEA
Давление, МПа	7,0 – 16,0	7,6 – 16,0
Массовая скорость, мг/(м²с)	2,0 – 6,0	2,0 – 8,0
Диаметр стержня, мм	9,0	8,65
Относительный шаг к диаметру стержня	1,178	1,15

Анализ некоторых имеющихся данных испытаний показывает, что влияние массового паросодержания, давления и массовой скорости теплоносителя на значение КТП в пучке стержней ТВС аналогично полученным значениям КТП в трубах.

Макферсон и Ахмад [115] провели экспериментальные исследования с пучками из 18 стержней, имитирующими ТВЭЛ реактора CANDU. Испытания проводились при низком давлении теплоносителя для подтверждения возможности поддержания рабочих параметров различных теплоносителей. Следующие работы [116–119] были проведены с использованием различных пучков с квадратной решеткой в количестве 5x5, 6x6, 7x7 и 8x8 стержней для оценки масштабирования между теплоносителями (вода и хладоагенты) и корреляций КТП при изменении геометрий ТВЭЛ и ТВС реактора PWR. В таблице 2.5 приводится краткое описание рабочих параметров фреона-12 в измерении КТП для пучка стержней. Также получены сведения о КТП при испытаниях геометрически идентичных водоохлаждаемых пучков, состоящих из 19 и 37 стержней (таблица 2.6).

Таблица 2.5 – Эксперименты по КТП в пучках стержней, охлаждаемых фреоном-12 [87]

Авторы	Решетка пучка	Шаг/диаметр, мм	Гидравл. диаметр d_h, мм	Давление, МПа	Массовая скорость, т/(м^{2}с)	Количество стержней
Стивенс (1966)	Шестигр.	18,0/15,8	6,8	1,07	0,2–1,4	19
Макферсон [115]	Шестигр.	20,7/19,7	6,7	0,8–13,0	0,18–5,4	19
Фулфс [116-117]	Квадрат.	14,3/10,7	14,0	1,1–3,7	0,6–3,6	25–64
Курто [114]	Шестигр.	9,96/8,65	4,0	1,2–2,9	2,0–9,0	19
Чэн [114]	Шестигр.	1,15-1,18	4,3	1,0–3,0	1,0–6,0	7,37

Корреляция Вестинхаус W-3 широко используется в США и Европе, тогда как корреляция Левитана-Ланцмана применяется в России. В научно-

исследовательском институте электроэнергетики (НИИЭ или EPRI, США) была разработана справочная таблица КТП для пучка стержней шестигранной ТВС реактора ВВЭР [90]. Данная таблица основана на более чем 4000 точках с экспериментальными данными КТП для шестигранного пучка 22 стержней при определенных условиях охлаждения (таблица 2.7).

Таблица 2.6 – Диапазон рабочих параметров теплоносителя и канала [87]

Наименование параметра	Корреляция КТП W-3	Корреляция КТП Левитана- Ланцмана
Давление, *P*, МПа	6,9–15,9	2,94–19,6
Массовая скорость, *G*, т/(м²·с)	1,36–6,78	0,75–5,0
Массовое паросодержание, *x*	-0,15–0,15	-75°С до границы *x*
Диаметр канала, *d*, мм	5,0-17,8	

Таблица 2.7 – Допустимый диапазон параметров теплоносителя СТ НИИЭ [87]

Наименование параметра	Допустимый диапазон значений
Диаметр стержня, мм	9,36
Относительный шаг к диаметру стержня	1,40
Давление, МПа	0,1–20,0
Массовая скорость, т/(м²·с)	0,05–5,0
Массовое паросодержание	-0,5–0,9

Применение СТ НИИЭ можно расширить на широкий диапазон параметров путем введения поправочных коэффициентов [87]:

$$q''_{cr,bundle} = q''_{cr,LUT} \cdot K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \cdot K_4 \cdot K_5 \cdot K_6. \quad (2.16)$$

Поправочные коэффициенты K_i, учитывающие различные эффекты, представлены в таблице 2.8.

В анализе данных Кириллова [50] по КТП топливных стержней с различными решетками реакторов PWR и ВВЭР было обнаружено, что существенной разницы в значениях КТП между пучками стержней с квадратной и шестигранной решетками нет. Следовательно, справочная таблица, созданная для шестигранных решеток, может быть применена и к пучкам стержней с квадратной решеткой.

Таблица 2.8 – Поправочные коэффициенты с допустимым диапазоном [87]

Коэффициент	Эффект	Допустимый диапазон значений
K_1	Гидравлический диаметр	2,8–21 мм
K_2	Соотношение шага к диаметру стержня	1,02–1,52
K_3	Соотношение нагреваемой длины к диаметру	40–300
K_4	Дистанционирующая решётка	
K_5	Распределение аксиального теплового потока	
K_6	Распределение радиального теплового потока	

2.5 Современное прогнозирование КТП для реакторов ВВЭР и PWR

М. Амин Мозафари и Ф. Фагихи [121] исследовали влияние нейтронно-физических характеристик АЗ, оптимизации шага и конструкции топливного стержня АЗ ВВЭР-1000 на коэффицент отклонения от пузырькового кипения *DNBR*. Н. Тодреас и М.С. Казими [92] отметили, что в водоохлаждаемых реакторах явление КТП связано с резким снижением теплопередающей способности двухфазного теплоносителя из-за снижения коэффициента теплоотдачи. Следовательно, результирующий проектный предел по нагреву выражается через отклонение от пузырькового кипения (ОПК) для реакторов PWR с водой под давлением и условия критической мощности для реакторов BWR с кипящей водой.

В исследовании кризиса теплоотдачи и установлении критического теплового потока на поверхности горячих кольцевых ТВЭЛ АЗ реактора ВВЭР-1000 АЭС «Бушер» (Иран) исследователи использовали две корреляции и справочную таблицу КТП: корреляцию W-3 (Тонг Л.) [122], справочную таблицу, разработанную Физико-энергетическим институтом (ФЭИ, г. Обнинск, Россия) [123], и корреляцию ОКБ «Гидропресс», представленную в заключительном отчете по анализу безопасности (ЗОАБ) для Бушерской АЭС (таблица 2.9).

Халими А. и Ширван К. [124] отметили, что многие корреляции КТП, разработанные проектными организациями, например, корреляция Вестинхаус W-3 (Westinghouse, США) и других компаний, предназначены для учёта прогнозируемых эксплуатационных событий (ПЭС) и неопределённостей, связанных с этими корреляциями.

Таблица 2.9 – Минимальные значения *MDNBR* теплонапряженной ТВС с кольцевыми ТВЭЛ реактора ВВЭР-1000 АЭС Бушер (Иран) и АЭС Темелин (Чехия) [121]

Наименование корреляции	Значение *MDNBR*			
	Кольцевая-8 ТВС		Кольцевая-9 ТВС	
	АЭС Бушер	АЭС Темелин	АЭС Бушер	АЭС Темелин
Внешний канал				
W-3L	2,38	1,96	2,33	1,92
ОКБ «Гидропресс»	2,47	-	2,26	-
Справочная таблица ФЭИ	2,62	-	2,57	-
Внутренний канал				
W-3L	1,97	1,61	2,13	1,88

Они также отметили, что, как показано ниже, стационарное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR* обычно достигается путём добавления проектного запаса 0,2 и переходного запаса 0,3 к предельному значению коэффициента запаса *DNBR*:

$$(DNBR)_{\text{limit}} = (Correlation)_{\text{limit}} \left(1+(Safety)_{\text{margin}}\right) = (1.3)(1.15) = 1.495 . \qquad (2.17)$$

Феноменологическая модель прогнозирования кризиса теплоотдачи при отходе от пузырькового кипения, основанная на макромасштабной динамике течения кипящего теплоносителя в пучках топливных стержней PWR реакторов была разработана Джаханфарнией Г. и др. [125]. Данная модель предназначена для механистического прогнозирования коэффициента запаса *DNBR* в пучке топливных стержней PWR реактора и основана на методе прогнозирования КТП. Этот метод использует модель осушения жидкого подслоя на поверхности

стержней, интегрированную в полнофункциональный модуль анализа трёхмерного двухфазного потока.

Макромасштабные процессы парообразования в пучках топливных стержней реактора PWR послужили основой для разработки расчетных кодов по моделированию кризиса теплоотдачи в каналах ТВЭЛ, в которых модель оказалась особенно полезной. Для валидации подхода к моделированию и расчету значений *DNBR* были проведены тесты по отходу от пузырькового кипения и установлению значений КТП в каналах и пучках стержней, соответствующих переходным режимам PWR реактора (рисунок 2.5) [124].

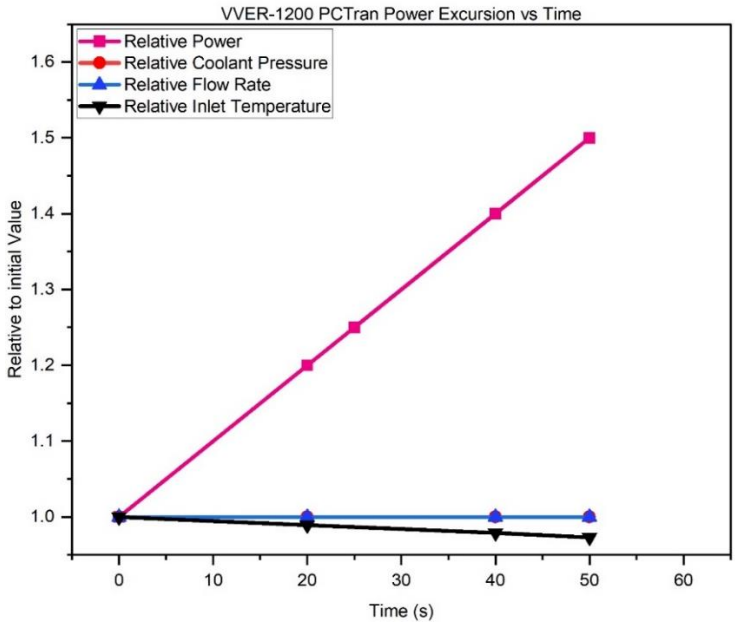


Рисунок 2.5 – Относительные теплогидравлические параметры от времени в переходном режиме повышения тепловой мощности АЗ ВВЭР-1200 (данные симулятора PCTran)

Имеющиеся данные включают уровень тепловой мощности АЗ, при котором наблюдается ОПК, а также длительность переходного процесса, в течение которого ОПК был впервые обнаружен в пучке теплонапряженных стержней. Данное исследование оценивает прогностическую способность предлагаемой механистической модели в сценариях увеличения мощности АЗ реактора [124].

Конг Т. и др. [126] провели исследование прогнозирования отхода от пузырькового кипения и критического теплового потока, в частности, в условиях эксплуатации PWR реактора, используя программное обеспечение OpenFOAM-7 с

открытым исходным кодом для вычислительной гидродинамики (ВГД). Для проведения моделирования они использовали усовершенствованную модель разделения теплового потока на стенке в сочетании с двухфазным эйлеровым решателем для пены и двухжидкостным эйлеровым методом. Использовалось условие повышения температуры (перегрева) стенки в качестве ключевого параметра в прогнозировании значений КТП.

Исследование кризиса теплоотдачи [126] проводилось в диапазонах значений давления от 12 до 16 МПа и массовой скорости от 2000 до 4000 кг/(м²·с) в трубе длиной 1 метр с диапазоном значения массового паросодержания на выходе от -0,1 до 0,1. Было зафиксировано максимальное значение паросодержания и его местоположение, при котором возникает КТП. Кроме того, было изучено влияние давления, массовой скорости и равновесного паросодержания теплоносителя в трубе на значения КТП.

Результаты исследования [126] подтвердили, что для вертикально ориентированных труб с равномерно нагреваемой поверхностью стенки значение КТП стабильно возникает в конце тепловыделяемого участка. Они отметили, что наиболее точные прогнозы были достигнуты при массовой скорости потока 3000 кг/(м²·с) и давлении в системе 15 МПа. При снижении массовой скорости до 2500 кг/(м²·с) погрешность измерения КТП повышалась. Некоторые результаты измерения представлены в таблице 2.10.

Таблица 2.10 – Результаты измерения КТП, полученные Конгом Т. и др. [126]

P, МПа	x_{eq}^{crit}	G, кг·м$^{-2}$·с$^{-1}$	Диаметр трубы, м	Справочные данные КТП, МВт·м$^{-2}$	Измеренное значение КТП, МВт·м$^{-2}$	Местопо-ложение КТП, м
16	0	3500	0,008	2,653	2,41	0.976

Эль-Моршеди С.Э. и др. [127] разработали математическую модель для моделирования теплогидравлического поведения ТВС АЗ реактора ВВЭР-1200 при нормальном режиме эксплуатации. Модель фокусируется на энергонапряженной ТВС, в частности, на средних и горячих каналах, а также на

наиболее горячем канале ТВЭЛ активной зоны. Для определения температуры теплоносителя использовался простой метод теплового баланса.

Модель рассчитывает КТП и прогнозирует значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR*, что позволяет оценить запас теплотехнической надежности при выгорании топлива в ТВЭЛ ТВС. Модели теплообмена и корреляции, включенные в модель [127], были тщательно отобраны для обеспечения их состоятельности в условиях нормальной эксплуатации реактора. Кроме того, были оценены значения паросодержания при различных режимах течения и кипения теплоносителя. Установлено, что минимальный коэффициент отклонения от пузырькового кипения *MDNBR* составил 1,461 при номинальных рабочих параметрах АЗ и 1,315 – при отклонении рабочих параметров АЗ реактора. Существует корреляция между результатами данной модели и ранее известными расчётными данными равновесного паросодержания и температуры теплоносителя, температуры наружной поверхности оболочки ТВЭЛ. В целом, модель служит эффективным инструментом для оценки теплогидравлической безопасности и надежности АЗ реактора ВВЭР-1200 в стационарных условиях. В таблице 2.11 представлены максимальные прогнозируемые температуры теплоносителя, внешней оболочки и топлива ТВЭЛ с указанием их местоположения по высоте АЗ [127].

Таблица 2.11 – Максимальные значения температуры и их местоположение в наиболее энергонапряженной ТВС [127]

Местоположение в горячем канале	Температура, °С	Высота, мм
Теплоноситель	347,0	3750
Внешняя оболочка ТВЭЛ	352,5	2025
Внутрення оболочка ТВЭЛ	409,2	1350
Внешняя поверхность топлива	892,7	1500
Внутренняя поверхность топлива	1881,6	1500

Кривая кипения (рисунок 2.6) была использована Ванг С. и Лю И. [128] для прогнозирования критического теплового потока, иллюстрирующая изменения средней температуры жидкости на выходе, максимальной температуры стенки и

паросодержания вблизи стенки в зависимости от плотности теплового потока на поверхности ТВЭЛ [127].

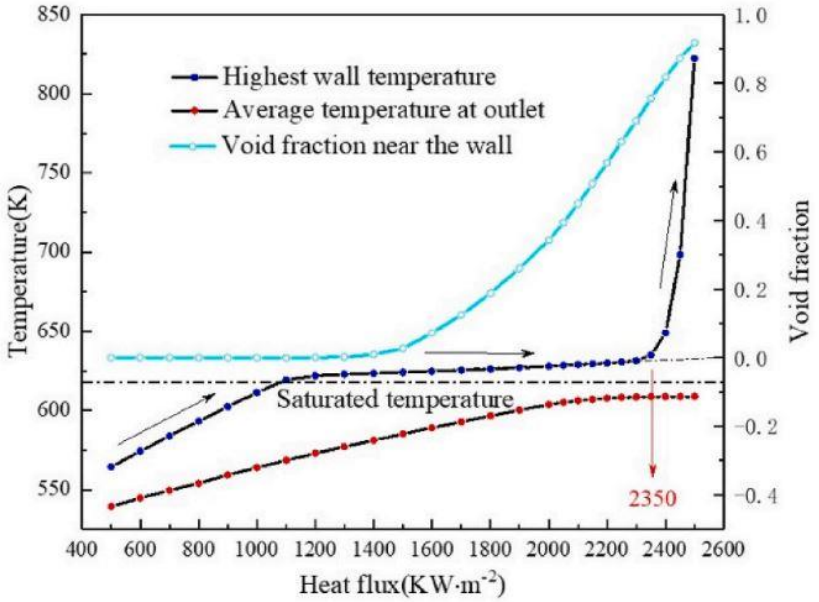


Рисунок 2.6 – Кривая кипения при базовом условии эксплуатации [128]

В прогнозировании КТП были выбраны базовые условия: давление – 15,5 МПа, массовая скорость – 2000 кг·м$^{-2}$·с$^{-1}$ и равновесное паросодержание – 0. При повышении плотности теплового потока до 1100 кВт·м$^{-2}$ температура поверхности ТВЭЛ достигает температуры насыщения. Вблизи поверхности стенки образуются небольшое количество паровых пузырей, что соответствует начальной стадии парообразования или кипения. По мере увеличения плотности теплового потока до 1400 кВт·м$^{-2}$ паросодержание существенно возрастает. Максимальная температура поверхности ТВЭЛ резко увеличивается, когда плотность теплового потока достигает 2350 кВт·м$^{-2}$ (таблица 2.12).

Таблица 2.12 – Данные КТП при изменении паросодержания теплоносителя [128]

x_{eq}	$q''_{cr,\exp}$, кВт·м$^{-2}$	$q''_{cr,CFD}$, кВт·м$^{-2}$	Погрешность, %
-0,05	2855	2850	0,18
0	2359	2350	0,38
0,05	1996	2000	0,2

Примечательно, что увеличение теплового потока на 250 кВт·м$^{-2}$ приводит к повышению температуры поверхности на 187,5 К. В то же время

паросодержание теплоносителя вблизи поверхности оболочки стержня увеличивается до 0,76. Следовательно, как было отмечено, критический тепловой поток для базовых условий составил 2350 кВт·м$^{-2}$.

Подтверждено, что кипение в недогретом до температуры насыщения потоке теплоносителя способствует возникновению ОПК и критического теплового потока. При сравнении измеренного значения КТП 2359 кВт·м$^{-2}$ с прогнозируемым значением, найденным по справочной таблице КТП (2006 CHF look-up table), относительная погрешность составила 0,38%, что достаточно точно для соответствия инженерным стандартам в прогнозировании КТП при рабочих параметрах в АЗ реактора [128].

К. Шаффлер и др. [129] исследовали теплогидравлический процесс с превышением тепловой мощности АЗ реактора PWR, исходя из 18%-го предела превышения мощности, установленного при извлечении блока регулирующих стержней на номинальной мощности, как подробно описано в Заключительном отчете по анализу безопасности (ЗОАБ) для эталонного четырехпелевого PWR реактора (таблица 2.13) тепловой мощностью 3800 МВт (проект «Южный Техас», Вестинхаус, США). Для оценки КТП в рамках данного параметрического исследования с помощью универсальной программы внутренних компонентов и инженерных решений для PWR реакторов (расчетного кода VIPRE, Научно-исследовательский институт электроэнергетики США, EPRI) использовалась корреляция Вестинхаус W-3L [129]. Оценивался запас до кризиса теплоотдачи в переходном процессе, сохраняя тот же запас по значению *MDNBR* для ТВЭЛ на новом гидридном (U-$ZrH_{1.6}$) и существующем оксидном (UO_2) топливах при условии повышения мощности АЗ, аналогичной тому, что был в эталонной АЗ реактора в стационнарных условиях. Минимальное значение *MDNBR* при номинальной тепловой мощности АЗ составило 2,17 и сохранялось на том же уровне в переходном процессе при превышении мощности на 17,27% от номинального значения, что несколько ниже предельного значения в 18%. Следовательно, максимальный предел тепловой мощности АЗ PWR реактора с двумя различными топливными таблетками ТВЭЛ был установлен на уровне 4210

МВт (U-$ZrH_{1.6}$) и 4168 МВт (UO_2) при соответствующем минимальном значении коэффициента запаса *MDNBR* 2,19 и 2,40 (таблица 2.14) [129]. Согласно данным компании Вестинхаус минимальное значение *MDNBR* в анализе безопасности существующих PWR реакторов (AP600 и AP1000, США) составляет 1,55 [129].

Таблица 2.13 – Параметры активной зоны четырехпелевого PWR реактора [129]

Наименование параметра	Значение
Радиус активной зоны, м	1,83
Тепловая мощность, МВт	3800
Повышение энтальпии в активной зоне, кДж/кг	204
Температура на входе, °С	294
Давление в системе, МПа	15,51
Коэффициент неравномерности ТП по радиусу	1,65
Коэффициент неравномерности ТП по высоте	1,55
Количество дистанционирующих решеток	10
Толщина дистанционирующих решеток, мм	0,5
Высота ТВС, м	4,599
Высота топливного столба, м	4,26

Таблица 2.14 – Результаты теплогидравлического расчета АЗ PWR реактора с разными ТВЭЛ в сравнении с эталонной АЗ [129]

Наименование параметра	Перепад давления 0,2 МПа		Эталонная АЗ PWR
	U-$ZrH_{1.6}$ топливо	UO_2 топливо	
Тепловая мощность, МВт	4210	4168	3800
Диаметр ТВЭЛ, мм	6,5	6,82	9,5
Шаг/Диаметр ТВЭЛ	1,49	1,44	1,326
Количество ТВЭЛ	86132	83738	52952
Средний линейный тепловой поток, кВт/м	11,45	11,65	17,52
MDNBR	2,19	2,40	2,17
Скорость теплоносителя, м/с	5,42	5,67	5,78
Средняя температура топлива, °С	521,9	656,3	872,7
Массовый расход теплоносителя, кг/с	20635	20429	18627
Перепад давления в ТВС, МПа	0,20	0,20	0,20

Андерсон М. и др. [130] применили метод теплового баланса для прогнозирования КТП в пучке стержней с использованием эмпирических

корреляций W-3, EPRI и Биази, а также данных справочной таблицы (2006 CHF Look-up table). При применении корреляции КТП W-3 с учетом неравномерного профиля теплового потока был включён коэффициент формы Тонга Л. Аналогичным образом, для учёта этого профиля тепловыделения был применён поправочный коэффициент к корреляции EPRI.

Значения, полученные из справочной таблицы, были скорректированы путём умножения на соответствующие коэффициенты *K* для учёта диаметра, неравномерного профиля теплового потока и эффекта пучка (Ли М., 2000). Рассматриваемые корреляции были применены за пределами их допустимых диапазонов для оценки их прогностических возможностей, в то время как данные справочной таблицы охватывают соответствующие условия. Используемый метод применим вместо прямой подстановки из-за неопределенности, связаной с локальным паросодержанием в точке возникновения КТП. Данный подход к прогнозированию КТП в пучках стержней согласуется с рекомендациями Грёневельда [95] и руководящими принципами МАГАТЭ [130].

В прогнозировании каждого значения КТП использованы входные условия [130], включая давление, недогрев и массовую скорость теплоносителя, а также тепловая мощность для расчета локальных характеристик вдоль осевой линии в ТВС. Затем значения давления, массовой скорости и паросодержания теплоносителя вводились в каждую корреляцию для оценки локального КТП. Экспериментальные значения плотности теплового потока, полученные на основе профиля теплового потока, сравнивались с прогнозируемыми значениями КТП в различных осевых точках. Входные параметры поддерживались постоянными, а тепловая мощность ТВС увеличивалась до тех пор, пока экспериментальное значение теплового потока не совпадало с прогнозируемым значением КТП [130].

С увеличением тепловой мощности ТВС экспериментальная кривая локального теплового потока смещалась вверх, а кривая КТП – вниз. Точка пересечения двух кривых в одной или нескольких точках представляет собой значение критической тепловой мощности ТВС [130].

Результаты исследования показали (рисунок 2.7), что, несмотря на применение моделей за пределами их типичных диапазонов, большинство экспериментальных данных попадали в пределы 20% от расчётных значений корреляции КТП или данных справочной таблицы. Во многих случаях корреляции, как правило, занижали прогнозируемое значение КТП. Такое занижение прогнозируемой величины может быть предпочтительным для оценки коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи и надежного охлаждения ТВС в АЗ, поскольку обеспечивает более консервативную оценку фактического КТП.

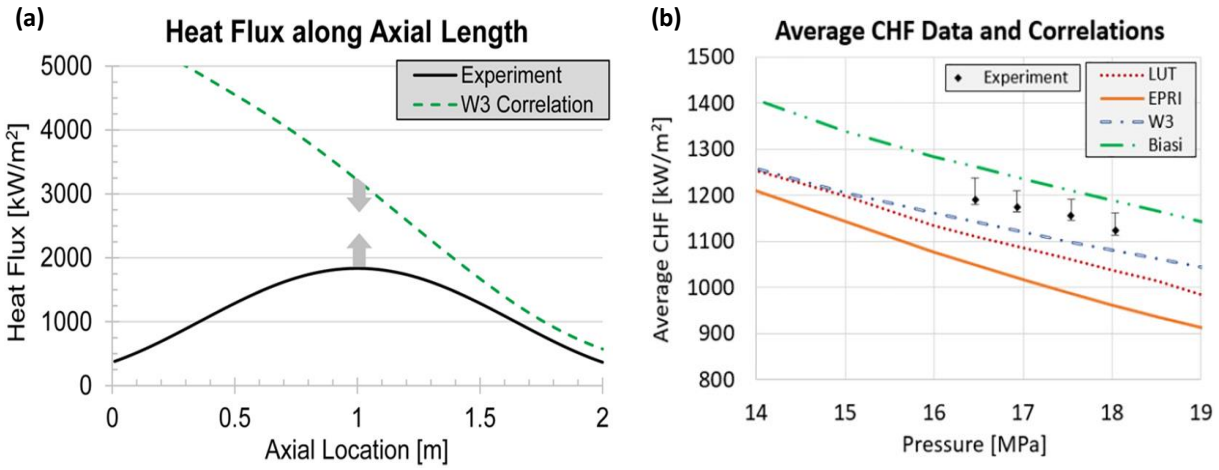


Рисунок 2.13 – Кривые рабочего теплового потока (эксперимент) и прогнозируемого КТП (корреляция W-3) в зависимости от высоты (a) и экспериментальные данные и корреляционные зависимости КТП (при массовой скорости 795 кг/(м^2·с) и недогреве 600 кДж/кг) (b) [130]

Исследователи [130] пришли к выводу, что эксперименты по установлению КТП, проведенные при высоких давлениях теплоносителя от 16,5 до 18,0 МПа, подтвердили тенденции, наблюдаемые при более низких давлениях. Анализ полученных значений КТП показал, что локальный КТП снижается с увеличением локального значения паросодержания теплоносителя, что согласуется с результатами исследования при других уровнях давлений. Кроме того, локальное значение паросодержания имеет тенденцию к снижению с повышением давления в указаном диапазоне, что указывает на отход от пузырькового кипения или эффект перегрева стенки с повышением температуры. Среднее значение КТП уменьшается с ростом давления теплоносителя, однако давление оказывает меньшее влияние по сравнению со снижением недогрева на

входе в канал или массовой скорости теплоносителя, которые значительнее снижают значение КТП.

Таким образом, эмпирические корреляции КТП, разработанные для более низких диапазонов давления теплоносителя и различных геометрических условий, предсказывают возникновение КТП с умеренной точностью за пределами их допустимых диапазонов. Почти все прогнозируемые значения КТП находяться в пределах погрешности 20% в сравнении с экспериментальными значениями, а большинство – в пределах 15%. Экспериментальные данные КТП, полученные в исследованиях, хорошо согласуются с существующими данными справочной таблицы (2006 CHF look-up table) и могут быть включены в качестве дополнительных подтверждающих сведений.

ГЛАВА 3. ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ АЗ РЕАКТОРА ВВЭР-1200

3.1 Теоретические основания использования эмпирических корреляций в прогнозировании КТП

Эль-Моршеди С.Э. и др. [127] использовали корреляцию КТП НИИЭ (EPRI) для оценки кризиса теплоотдачи в АЗ реактора ВВЭР-1200. Основываясь на работах Пей Б. и др. [131] и Коррадини М. и Ву К. [132], было продемонстрировано, что корреляция КТП EPRI превосходит другие корреляции КТП в широком диапазоне геометрии и эксплуатационных условий PWR реактора. В сравнении применялось пять корреляций КТП с использованием расчетного кода COBRA IIIC/MIT-1 с набором данных, включающим 2943 точки с данными при аксиально неоднородном энерговыделении в пучке стержней.

Прогнозируемые минимальные значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* в АЗ реактора ВВЭР-1200 составляют 1,461 и 1,315 в условиях номинальных и отклоненных эксплуатационных параметров, соответственно. Оба значения близки к пороговому значению 1,3, установленному Комиссией по ядерному регулированию (NRC, США) при лицензировании ТВС для PWR реакторов. Таким образом, прогнозирование КТП в АЗ реактора ВВЭР-1200 с применением корреляции EPRI поможет снизить неточность расчетов и чрезмерный консерватизм, связанных с кризисом теплоотдачи и отходом от пузырькового режима кипения [127].

В теплогидравлическом анализе максимальные значения температуры топлива при номинальных эксплуатационных параметрах составили: 949,7 °С – для ТВС при средней тепловой мощности АЗ, 1227,7 °С – для энергонапряженной ТВС при средней тепловой мощности АЗ и 1881,6 °С – для максимально напряженных топливных стержней в АЗ. При изменении эксплуатационных параметров до отклоненных значений температура на оси топлива может повышаться до 982,4 °С, 1276,9 °С и 1965,6 °С, соответственно [127].

Фагихи Ф. и др. [133] использовали корреляцию КТП EPRI в прогнозировании кризиса теплоотдачи и отхода от пузырькового кипения в ТВС

АЗ реактора ВВЭР-1000. В сравнительном анализе при использовании расчетного кода COBRA-EN и двух эмпирических корреляций КТП НИИЭ (EPRI) и Вестинхаус (W-3) установлено, что корреляция EPRI, как правило, обеспечивает более консервативную оценку КТП и, следовательно, локального значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR*. Следовательно, в исследовании теплообмена в АЗ реактора использовалась корреляция EPRI. В результате прогнозирования минимального значения *MDNBR* для наиболее энергонапряженной ТВС установлено значение 2,164.

Для проверки аксиального распределения температур топливной таблетки, оболочки ТВЭЛ и теплоносителя вдоль поверхности теплонапряженного стержня исследователи использовали аналитические уравнения, решённые с помощью модифицированной версии кода COBRA-EN. В своём анализе они сосредоточились исключительно на однофазном потоке и рассчитали теплофизические свойства воды при средней температуре теплоносителя на входе и выходе активной зоны. Расчёты показали, что максимальные значения температур составляют 1587,5 К – на внутренней поверхности отвертия топливной таблетки, 867,6 К – на внешней поверхности топливной таблетки, 653,1 К – на внутренней поверхности оболочки и 611 К – на внешней поверхности оболочки при максимальном тепловом потоке на поверхности теплонапряженной ТВС равном 1089,93 кВт/м² [133].

Мозафари М. и Фагихи Ф. [121] спрогнозировали минимальное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* для ТВС АЗ реактора ВВЭР-1000 с кольцевыми ТВЭЛ, применив корреляции КТП W-3L и ОКБ «Гидропресс», а также данные справочной таблицы Бобкова (CHF look-up table, IPPE). Показано, что минимальные значения *MDNBR* находятся в допустимом диапазоне 1,61–2,62 на внешней и внутренней поверхностях кольцевых ТВЭЛ.

Основываясь на успешном использовании корреляций КТП для реактора ВВЭР, перед нами стоит задача собрать основные эмпирические корреляции КТП в условиях недогретого до кипения потока водяного теплоносителя в каналах и пучках стержней, как подробно описано в Приложении 2. С помощью

сравнительного анализа и численных исследований мы ставим своей целью определить наиболее подходящую корреляцию для прогнозирования КТП в АЗ современного реактора ВВЭР-1200 и использовать ее в усовершенствованной методике расчета и компьютерной модели.

3.2 Выбор аппрокимирующей корреляции числа Нуссельта

В расчете аксиального распределения температуры на внешней поверхности оболочки ТВЭЛ, коэффициент теплоотдачи (α) неизвестен. Для сравнительного анализа в расчёте коэффициента теплоотдачи использованы четыре корреляции числа Нуссельта (Nu), поскольку поток теплоносителя турбулентный и движется в каналах шестигранной ТВС, содержащей пучок цилиндрических ТВЭЛ. Данные корреляции были использованы для шестигранных (треугольных) решеток пучков стержней, что соответствует геометрической конфигурации АЗ реактора ВВЭР-1200.

Корреляция Ушакова [134] применима к пучкам стержней с треугольной решеткой и при определенных граничных условиях:

$$Nu = \left\{ 0.0165 + 0.02 \left[1 - \frac{0.91}{\left(\frac{p}{d}\right)^2} \right] \left(\frac{p}{d}\right)^{0.15} \right\} \cdot \mathrm{Re}^{0.8} \cdot \mathrm{Pr}^{0.4}, \qquad (3.1)$$

$$Nu = 0.027756 \cdot \mathrm{Re}^{0.8} \cdot \mathrm{Pr}^{0.4},$$

где p, d – шаг и диаметр топливного стержня; Re – число Рейнольдса; Pr – число Прандтля, которое зависит от термодинамических параметров теплоносителя. В нашем расчете [134]:

$$\frac{p}{d} = \frac{1.275}{0.91} = 1.4, \qquad (3.2)$$

$$\mathrm{Re} = \frac{G \cdot d_h}{\mu_{col}}, \quad \mathrm{Pr} = \frac{\mu_{col} \cdot c_p}{\lambda_{col}}, \quad \alpha_{htc,1\phi} = \frac{Nu \cdot \lambda_{col}}{d_h},$$

где G – массовая скорость; c_p – удельная теплоемкость при постоянном давлении; μ_{col} – динамическая вязкость; λ_{col} – теплопроводность теплоносителя и d_h – гидравлический диаметр.

Корреляция справедлива при условии:

$$1.1 \le \frac{p}{d} \le 1.8,$$

$$5 \cdot 10^3 \le \mathrm{Re} \le 5 \cdot 10^5,$$

$$0.7 \le \mathrm{Pr} \le 20.$$

Корреляция Вейсмана применима к широкому диапазону пучков стержней и действительна при определенных граничных условиях [134].

$$Nu = \Phi_1 \cdot \mathrm{Re}^{0.8} \cdot \mathrm{Pr}^{\left(\frac{1}{3}\right)}, \tag{3.3}$$

$$\Phi_1 = 0.026 \cdot \left(\frac{p}{d}\right) - 0.024, \tag{3.4}$$

для треугольных решеток, действительных при $1{,}1 \le p/d \le 1{,}5$.

Поэтому корреляцию числа Нуссельта можно записать:

$$Nu = 0.0124 \cdot \mathrm{Re}^{0.8} \cdot \mathrm{Pr}^{\left(\frac{1}{3}\right)}. \tag{3.5}$$

Маркоци [134] изучил экспериментальные данные, полученные в пучках с 63 стержнями различной геометрической конфигурации и предложил следующее соотношение:

$$\frac{Nu_{rod,bundle}}{Nu_{Dittus-Boelter}} = 1 + 0.91 \cdot \mathrm{Re}^{-0.1} \cdot \mathrm{Pr}^{0.4} \left(1 - 2 \cdot e^{-\Phi_2}\right), \tag{3.6}$$

$$\Phi_2 = \frac{2\sqrt{3}}{\pi} \left(\frac{p}{d}\right)^2, \tag{3.7}$$

что является хорошо известным соотношением шага к эквивалентному диаметру стержня для пучков.

Известная корреляция Диттуса-Бёльтера для расчета числа Нуссельта

$$Nu_{Dittus-Boelter} = 0.023 \cdot \mathrm{Re}^{0.8} \cdot \mathrm{Pr}^{0.4}, \tag{3.8}$$

где показатель степени числа Pr может варьироваться, n = 0,3 – при охлаждении теплоносителя и n = 0,4 – при нагреве теплоносителя. В нашем случае n = 0,4, поскольку теплоноситель нагревается, протекая через АЗ реактора.

Корреляции числа Нуссельта для пучка топливных стержней имеют вид:

$$Nu_{rod,bundle} = 0.023 \cdot \mathrm{Re}^{0.8} \cdot \mathrm{Pr}^{0.4} \left(1 + 0.91 \cdot \mathrm{Re}^{-0.1} \cdot \mathrm{Pr}^{0.4} \left(1 - 2 \cdot e^{-\Phi_2}\right)\right),$$

$$Nu_{rod,bundle} = 0.023 \cdot \mathrm{Re}^{0.8} \cdot \mathrm{Pr}^{0.4} + 0.0185 \cdot \mathrm{Re}^{0.7} \cdot \mathrm{Pr}^{0.8}. \quad (3.9)$$

Данные корреляции верны при условии: $3 \cdot 10^3 \le \mathrm{Re} \le 10^6$, $0.66 \le \mathrm{Pr} \le 5$, $1.02 \le \frac{p}{d} \le 2.5$.

Субботин и др. рекомендовали следующую корреляцию Nu при течении теплостеля в пучке стержней с треугольной решеткой [134]:

$$Nu = \Phi_3 \cdot \mathrm{Re}^{0.8}\, \mathrm{Pr}^{0.4}, \quad (3.10)$$

$$\Phi_3 = 0.0165 + 0.02 \left[1 - \frac{0.91}{\left(\frac{p}{d}\right)^2}\right] \left(\frac{p}{d}\right)^{0.15}. \quad (3.11)$$

Корреляция верна при условии: $1{,}1 \le p/d \le 1{,}8$; $1{,}0 \le \mathrm{Pr} \le 20$ и $5 \cdot 10^3 \le \mathrm{Re} \le 5 \cdot 10^5$.

На рисунке 3.1 представлены расчетные распредления температур по высоте АЗ для теплоносителя, оболочки и топливной таблетки ТВЭЛ, полученные при использовании указанных выше корреляций Nu.

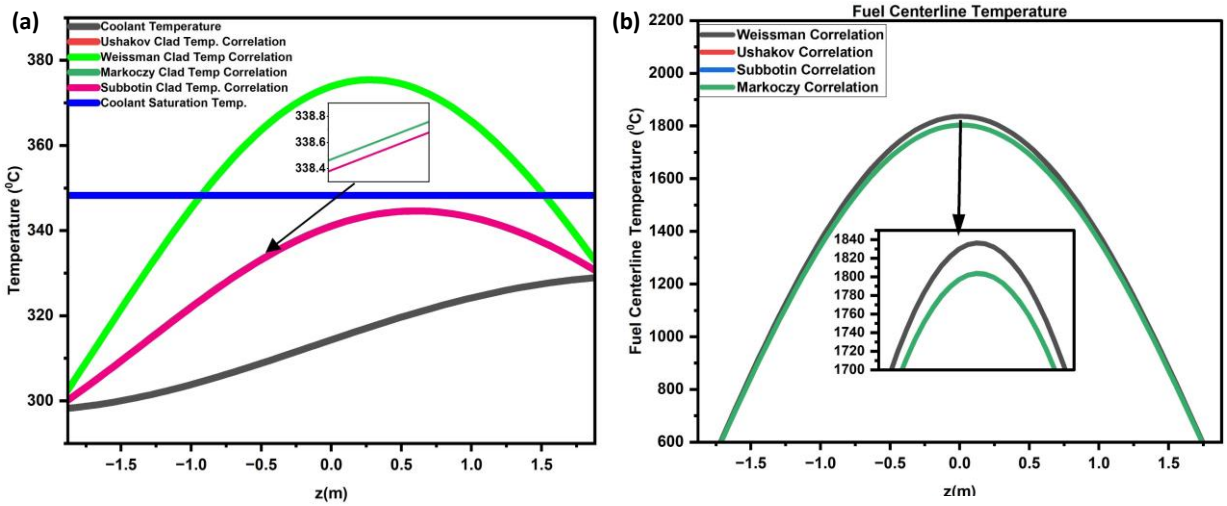


Рисунок. 3.1 – Распределение температур теплоносителя и внешней поверхности ТВЭЛ (a), температуры топлива на оси (b) по высоте АЗ

Исходя из представленных распределений температур оболочки и топлива ТВЭЛ, при однофазной вынужденной конвекции в каналах ТВС реактора ВВЭР-1200 рекомендуется использовать различные корреляции в прогнозировании числа Нуссельта и коэффициента теплоотдачи. Корреляции Ушакова, Маркоци и Субботина особенно подходят в прогнозировании числа Нуссельта для реакторов ВВЭР, поскольку их прогнозы практически идентичны и не указывают на перегрев поверхности ТВЭЛ при нормальных параметрах эксплуатации реактора.

Напротив, корреляция Вейсмана может быть неидеальной в расчете числа Нуссельта в условиях охлаждения АЗ реактора ВВЭР, поскольку предполагает перегрев поверхности оболочки ТВЭЛ, начало поверхностного и пузырькового кипения, хотя температура теплоносителя не достигает точки насыщения. Повышенный перегрев поверхности ТВЭЛ может привести к парообразованию в каналах АЗ реактора, изменению условий замедления нейтронов и, в конечном счете, влиять на распредление плотности потока тепловых нейтронов и энерговыделения, а также на теплогидравлические характеристики АЗ реактора. Кроме того, наличие паровой фазы при течении теплоносителя в каналах ТВЭЛ может изменить перепад давления и перераспределить расход теплоносителя в каналах ТВС АЗ реактора.

3.3 Методы прогнозирования паросодержания при кипении недогретого до температуры насыщения потока

Эль-Моршеди и др. [127] спрогнозировали значения паросодержания теплоносителя для наиболее горячего и среднего каналов энергонапряженной ТВС АЗ реактора ВВЭР-1200 (рисунок 3.2), используя модель Лэхи и Муди, основанную на расчётах Зубера и Финдли. Они использовали модель Леви для определения истинного равновесного паросодержания и корреляцию Саха и Зубера для чисел Нуссельта и Стэнтона. Их исследование было сосредоточено как на номинальных рабочих параметрах, так и на консервативных эксплуатационных условиях реактора, которые включали повышение тепловой мощности АЗ на 2%, небольшое снижение давления теплоносителя и повышение температуры

теплоносителя на входе в АЗ. Результаты исследования представлены ниже на рисунке 3.2.

В условиях нормальной эксплуатации PWR реактора под давлением отвод тепловыделения в АЗ осуществляется при вынужденном течении теплоносителя в условиях непостоянных тепловых потоков с возможным кипением в наиболее горячих каналах [135]. Точный расчёт значений массового паросодержания при поверхностном и развитом пузырьковом кипении в потоке водяного теплоносителя имеет решающее значение в прогнозировании различных других параметров двухфазного потока, включая теплофизические свойства, перепад давления, коэффициент теплоотдачи и критический тепловой поток [3А, 136–137].

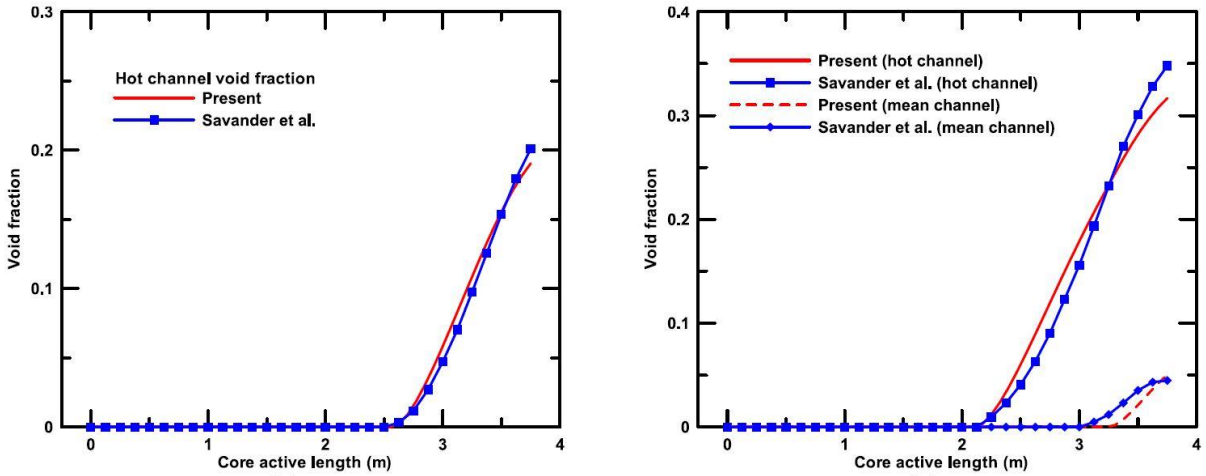


Рисунок 3.2 – Распределение паросодержания по высоте горячего и среднего каналов при номинальных рабочих параметрах (a) и консервативных рабочих параметрах АЗ реактора (b) [127]

В начале кипения теплоносителя режим его течения меняется по мере повышения значения паросодержания и перехода от поверхностного и частично развитого кипения (ЧРК) к полностью развитому пузырьковому кипению (РПК) в каналах ТВС. Факторы, влияющие на кипение в недогретом до температуры насыщения потоке, включают давление на входе, недогрев до состояния насыщения, массовую скорость, тепловой поток, направление потока, конфигурацию канала, гидравлический диаметр и теплофизические свойства теплоносителя. Валидация моделей возникновения КТП в АЗ реактора

посредством экспериментов с паром и водой высокого давления требует больших затрат. Как отмечалось ранее, хладоагент фреон-12 (R12) имеет значительно более низкое критическое давление, что позволяет ему воспроизводить характеристики теплообмена и потока теплоносителя в условиях эксплуатации PWR реакторов при более низких давлениях и делает его полезным в моделировании теплоомена при вынужденной конвекции и возможном парообразовании [87, 134].

Для прямоугольных и кольцевых каналов исследованы модели и корреляции термодинамического равновесного паросодержания потока, соответствующие точке чистого парообразования (ЧПО) при кипении недогретого потока, а также модели и корреляции для установления паросодержания в модифицированных гомогенных моделях, модели коэффициента скольжения и параметров распределения для моделей дрейфового потока, применимых к кипению недогретого на температуры насыщения потока [138–139].

Важность оценки начала пузырькового кипения (НПК), паросодержания и начала чистого парообразования (НЧПО) при кипении недогретого теплоносителя была подчеркнута Ци Сунем и др. [46]. Примечательно, что методы, используемые для оценки НЧПО, значительно различаются в моделях, доступных для расчета паросодержания при кипении с недогревом [47, 140–143]. Последующие исследования Линь Вэня и Чина [144], а также Крёгера и Зубера [145] показали, что в условии низкого расхода теплоносителя не могут быть адекватно учтены результаты, полученные с помощью моделей Леви [47] и Штауба [48]. Хотя общепризнано, что точка ЧПО является началом резкого роста массового паросодержания, причём скорость увеличения доли пара полностью зависит от локальных термодинамических параметров потока теплоносителя и существуют разногласия относительно механизма парообразования и кризиса теплоотдачи. Тем не менее, предлагаемый метод классифицирует соотношения точек ЧПО на три группы: (1) тепловые/гидродинамические, (2) отрыв пузырьков пара и (3) выброс пузырьков пара.

В кипящем канале недогретого до температуры насыщения потока теплоносителя местоположение точки НПК определяется на основе уравнения теплового баланса [135]:

$$z_{ONB} = \frac{Gc_p d}{4}\left[\frac{\left(\Delta T_{sub}\right)_{inlet} + \left(\Delta T_{\sup}\right)_{ONB}}{q''} - \frac{1}{h_{fg}}\right], \qquad (3.12)$$

где $\Delta T_{sup} = T_{wall} - T_{sat}$ – перегрев стенки, $\Delta T_{sub,in} = T_{sat} - T_{in}$ – недогрев теплоносителя до температуры насыщения на входе. Уравнение (3.12) демонстрирует, как недогрев теплоносителя на входе и перегрев поверхности стенки канала или оболочки топливного стержня влияют на местоположение точки начала пузырькового режима кипения в канале ТВС АЗ реактора.

В теплогидравлеском анализе применена корреляция Субботина для вычисления числа Нуссельта и коэффициента теплоотдачи (α) между нагретой поверхностью ТВЭЛ и потоком теплоносителя. Данная корреляция применима к пучкам стержней в широком диапазоне параметров и ее точность расчета определяется граничными условиями.

Перегрев стенки $(\Delta T_{sup})_{ONB}$ при НПК оценивается с использованием корреляции Фроста и Дзаковича [146], основанной на выводах Хуана Л.Д. [147].

Корреляция Фроста-Дзаковича для расчета теплового потока и формула для оценки перегрева поверхности стенки при возникновении пузырькового кипения имеют вид:

$$q''_{ONB} = C_{ONB} B \Delta T_{sat}^2 f\left(\mathrm{Pr}\right), \qquad (3.13)$$

где $C_{ONB} = 1$, $B = \frac{\rho_g h_{fg} \lambda_f}{8 C_1 \sigma T_{sat}}$, $C_1 = 1$ и $f\left(\mathrm{Pr}\right) = 1/\mathrm{Pr}^2$,

$$\left(\Delta T_{\sup}\right)_{ONB} = \left(\frac{8 q''_{ONB} \sigma T_{sat}}{\rho_g h_{fg} \lambda_f}\right)^{0.5} \mathrm{Pr}_l . \qquad (3.14)$$

Корреляция Фроста-Джаковича [146] также имеет преимущество в том, что она хорошо обоснована и надежна в применении для ряда жидкостей. Например, для воды диапазон давления составляет от 0,1 до 20 МПа, тогда как для фреона R12 – от 0,1 до 3 МПа при тепловом потоке на поверхности стенки 0,15 МВт·м$^{-2}$.

Рассматриваемая зона парообразования, часто называемая областью кипения при низком недогреве, представляет собой область между началом интенсивного образования пара (НИОП) и кипения насыщенного потока теплоносителя. Саха и Зубер исследовали температуру недогрева в точке возникновения чистого парообразования, в которой наблюдается значительное увеличение относительного объема пара, и пришли к выводу, что эта температура весьма устойчива. Проданович В. и др. отметили, что переход от частичного к полному режиму пузырькового кипения происходит при соотношении перегревов $\Delta T_{sub}/\Delta T_{sup} = 2$, что прекрасно согласуется с наблюдениями Шаха [148]:

$$\left(\Delta T_{sub}\right)_{OSV} = T_{sat} - T_{col}\left(z_{OSV}\right) = 153.8\frac{q''}{Gc_p}, \qquad (3.15)$$

при числе Пекле Pe≤70000, что является достаточным условием для рассматриваемого уровня давления и массового расхода теплоносителя в АЗ реактора.

Применяя метод теплового баланса, оценим точки интенсивного парообразования:

$$z_{OSV} = z_{ONB} + \left\{h\left(T_{col}\left(z_{OSV}\right)\right) - h\left(T_{col}\left(z_{ONB}\right)\right)\right\}\frac{Gd}{4q''}. \qquad (3.16)$$

Модель дрейфового потока Зубера и Финдли [135] заложила основу для моделей Лахи и Муди [135], которые рассчитывают массовое паросодержание в потоке теплоносителя при условиях недогретого кипения. Эти модели фокусировались на взаимосвязи между скоростью дрейфа, параметрами распределения, а также истинным и равновесным паросодержанием, предполагая нулевое паросодержание в частично сформированной зоне кипения и оценивая его только в области полностью РПК. Леви и Гриффит с соавторами предложили корреляции для расчета паросодержания в точке кипения, но экспериментальные результаты не подтвердили их. Чтобы получить ненулевое истинное паросодержание в НИОП, Манон [135] модифицировал модель Леви [47], которая впоследствии была сравнена с экспериментальными данными DEBORA, что выявило снижение значения паросодержания. В данном исследовании

рассматривалась оценка значений паросодержания в потоке теплоносителя при высоком давлении и массовом расходе с использованием модели Зубера и Финдли и истинного паросодержания, включающего параметры распределения, полученные Диксом, Хэнкоксом, Николлом и Набизаде, а также параметры из эксперимента DEBORA [135].

Коэффициент пустотности *VF* (англ. Void Fraction) расчитывается для полностью развитой области кипения в канале на основе модели дрейфового потока следующим образом [135]:

$$VF = \frac{x_{true} G \rho_f}{C_o \left[x_{true} \rho_f + \left(1 - x_{true}\right) \rho_g \right] G + V_{gj} \rho_f \rho_g}, \tag{3.17}$$

где C_o – параметр распределения и V_{gj} – скорость дрейфа.

Согласно Вольдесемаяту и Гаджару [149], корреляция продемонстрировала исключительную стабильность в прогнозируемом диапазоне паросодержания потока. Ниже представлен параметр распределения Дикса:

$$C_o = \gamma \left[1 + \left(\frac{1}{\gamma} - 1 \right)^{\varepsilon} \right], \tag{3.18}$$

где $\varepsilon = \left(\frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{0.1}$, $\gamma = \frac{x_{true}}{x_{true} + \left(1 - x_{true}\right) \rho_g / \rho_f}$.

Скорость дрейфа задается как

$$V_{gj} = 1.41 \left[\frac{\sigma g \left(\rho_f - \rho_g \right)}{\rho_f^2} \right]^{1/4}. \tag{3.19}$$

Модель Леви используется для оценки истинного паросодержания в зависимости от равновесного паросодержания [135]:

$$x_{true}\left(z\right) = x_{eq}\left(z\right) - x_{eq}\left(z_{OSV}\right) \exp\left[\frac{x_{eq}\left(z\right)}{x_{eq}\left(z_{OSV}\right)} - 1 \right]. \tag{3.20}$$

Манон изменил модель Леви в попытке найти решение, что привело к ненулевому значению в точке НИОП [135]:

$$x_{true}(z) = x_{eq}(z) + \left[x_{OSV} - x_{eq}(z_{OSV}) \right] \exp\left(\frac{x_{eq}(z)}{x_{eq}(z_{OSV})} - 1 \right). \qquad (3.21)$$

Для расчета истинного равновесного паросодержания в точке НПК и области частично развитого кипения Делхайе и др. [135] предложил формулу:

$$x_{true}(z) = 0.01\xi \left\{ x_{eq}(z) - x_{eq}(z_{ONB}) \left\{ \tanh\left(\frac{x_{eq}(z)}{x_{eq}(z_{ONB})} - 1 \right) + 1 \right\} \right\}, \qquad (3.22)$$

где ξ – константа, которую необходимо скорректировать для обеспечения непрерывности паросодержания между областями ЧРК и РПК. Для нахождения равновесного паросодержания, при котором производные истинного паросодержания по моделям Манона и Делайе равны, использовался итерационный метод. Все расчёты показали, что равновесное паросодержание очень близко к равновесному паросодержанию в точке НИОП.

Предложенная Хэнкоксом и Николлом (уравнение (3.23)) модель распределения параметров основана на установлении значений паросодержания и нескольких дополнительных констант. Хоффманом и Вонгом [150] отмечалось, что одним из ограничений модели были чрезмерно высокие значения, что привело к занижению значения паросодержания:

$$C_0 = \left(\frac{1 - \exp(-C_1 VF)}{1 - \exp(-C_2 VF)} \right)(1 + C_2) - C_2 VF, \qquad (3.23)$$

где константы $C_1 = 19$; $C_2 = 1.164 - 1.6534 \cdot 10^{-7} P + 7.5086 \cdot 10^{-15} P^2$, здесь давление P в Па.

Набизаде предложил корреляцию параметров распределения C_0, уравнение (3.24), включающее давление, массовый расход, паросодержание и диаметр канала, заданные как

$$C_0 = \left(1+\frac{1-x}{x}\frac{\rho_f}{\rho_g}\right)^{-1}\left[1+\frac{1}{n}Fr^{-0.1}\left(\frac{\rho_f}{\rho_g}\right)^{n}\left(\frac{1-x}{x}\right)^{11n/9}\right], \quad (3.24)$$

где $n=\sqrt{0.6\frac{\rho_f-\rho_g}{\rho_f}}$ – параметр; $Fr=\frac{G^2}{gd\rho_f^2}$ – число Фруда.

Оценка данных DEBORA по значению паросодержания теплоносителя привела к следующей корреляции:

$$C_0 = 0.087\left(\frac{P}{P_{crit}}\right)^{0.8}\frac{\mathrm{Re}_l^{0.1}}{Bg^{0.28}}\left[1-\exp\left(-\frac{VF}{0.05}\right)\right], \quad (3.25)$$

где Bg и Re — число кипения и число Рейнольдса жидкости, соответственно.

Используя соотношение Фроста и Дзаковича, а также соотношение Саха и Зубера, мы можем оценить температуру поверхности стенки в точке НПК и температуру жидкости в точке НИОП, соответственно [135]:

$$T_w\left(z_{ONB}\right) = T_{sat}+\left(\frac{8q''\sigma T_{sat}}{\rho_g h_{fg}\lambda_f}\right)^{0.5}\mathrm{Pr}_f, \quad (3.26)$$

$$T_{col}\left(z_{OSV}\right) = T_{sat}-153.8\frac{q''}{Gc_p}. \quad (3.27)$$

Также температура поверхности стенки, в соответствии с законом Ньютона, в точках НПК и НИОП задается как:

$$T_w\left(z_{ONB}\right) = T_{col}\left(z_{ONB}\right)+\frac{q''}{\alpha_{htc,1\varphi}}, \quad (3.28)$$

$$T_w\left(z_{OSV}\right) = T_{col}\left(z_{OSV}\right)+\frac{q''}{\alpha_{htc,1\varphi}}, \quad (3.29)$$

$$T_w\left(z_{OSV}\right) = T_{sat}-153.8\frac{q''}{Gc_p}+\frac{q''}{\alpha_{htc,1\varphi}},$$

$$T_w\left(z_{OSV}\right) = T_{sat}+q''\left[\frac{1}{\alpha_{htc,1\varphi}}-\frac{153.8}{Gc_p}\right], \quad (3.30)$$

где $\alpha_{htc,1\varphi}$ – коэффициент теплоотдачи.

$$T_{col}\left(z_{ONB}\right)+\frac{q''}{\alpha_{htc,1\varphi}}=T_{sat}+\left(\frac{8q''\sigma T_{sat}}{\rho_g h_{fg}\lambda_f}\right)^{0.5}\mathrm{Pr}_f\,,$$

$$T_{col}\left(z_{ONB}\right)=\left(T_{sat}+\left(\frac{8q''\sigma T_{sat}}{\rho_g h_{fg}\lambda_f}\right)^{0.5}\mathrm{Pr}_f\right)-\frac{q''}{\alpha_{htc,1\varphi}}\,. \tag{3.31}$$

$$h_{col}\left(z_{OSV}\right)=h\left(T_{col}\left(z_{OSV}\right),P\right), \tag{3.32}$$

$$h_{col}\left(z_{ONB}\right)=h\left(T_{col}\left(z_{ONB}\right),P\right), \tag{3.33}$$

$$x_{eq}\left(z_{OSV}\right)=\frac{h\left(T_{col}\left(z_{OSV}\right),P\right)-h_f}{h_{fg}}\,, \tag{3.34}$$

$$x_{eq}\left(z_{ONB}\right)=\frac{h\left(T_{col}\left(z_{ONB}\right),P\right)-h_f}{h_{fg}}\,, \tag{3.35}$$

$$x_{OSV}=\frac{1}{2}\frac{\rho_g}{\rho_f}VF_{OSV}\,. \tag{3.36}$$

Объем пара у поверхности стенки на единицу площади:

$$a(p)=\frac{q''k_f\ \mathrm{Pr}_f}{1.07\alpha^2{}_{htc,1\varphi}\left[T_{sat}-T_f\left(z_{OSV}\right)\right]}\,, \tag{3.37}$$

$$VF_{OSV}=\frac{4a}{d}\,.$$

Эль-Моршеди и др. [127] применили параметр распределения Дикса и модель Леви к модели Зубера-Финдли для определения значения паросодержания, чтобы спрогнозировать распределение паросодержания ВВЭР-1200 при нормальных и консервативных рабочих параметрах.

Мы сравнили прогнозные значения паросодержания с использованием параметров распределения Дикса, Набизаде, Хэнкокса-Никола, DEBORA и модели Манона для истинного паросодержания в рамках модели паросодержания

Зубера-Финдли. В отличие от модели Леви, модель Манона предполагает, что истинное паросодержание в НИОП не равно нулю. Мы также спрогнозируем паросодержание в точке НПК, используя модель Делхайе.

Значение паросодержания водяного теплоносителя при вынужденной конвекции в точках НПК и НИОП оценивалось при трех значениях давления и массовой скорости: P = 12,5 МПа, G = 2800 кг·м$^{-2}$с$^{-1}$; P = 15,7 МПа, G = 3600 кг·м$^{-2}$с$^{-1}$; и P = 16,2 МПа, G = 3836 кг·м$^{-2}$с$^{-1}$, с использованием модели Зубера-Финдли и моделей истинного паросодержания (Манон и Делхайе) с параметрами распределения от Дикса, Хэнкокса, Николла, Набизаде и DEBORA.

На рисунке 3.3 (a, b, c и d) показано распределение паросодержания в потоке теплоносителя по высоте канала. Паросодержание в точке НИОП быстро увеличивается вдоль канала, что указывает на чистое парообразование ЧПО в результате скопления пузырьков пара. Быстрое увеличение парообразования приводит к образованию большого количества пара в канале, что изменяет замедление нейтронов, создавая тем самым переходный режим реактора. При значениях давления 16,2 МПа и 15,7 МПа температура теплоносителя в точке НИОП составляла приблизительно 340 °C, а при 12,5 МПа – 320 °C. На рисунке 3.3 (d) показано распределение паросодержания по высоте канала как для областей частично развитого кипения (от НПК до НИОП), так и для областей полностью развитого кипения (от НИОП до развитого пузыркового кипения).

Прогнозные значения паросодержания, полученные с использованием параметров распределения Дикса и Набизаде в модели Зубера и Финдли, сопоставимы со значениями паросодержания, спрогнозированными Эль-Моршеди и др., в то время как значения паросодержания, предсказанные с использованием параметров распределения Хэнкокса-Николла и DEBORA, оказались ниже, чем у Эль-Моршеди и др. Причина данного различия заключается в том, что параметры распределения Хэнкокса-Николла и DEBORA оказались значительно больше, чем у Дикса и Набизаде.

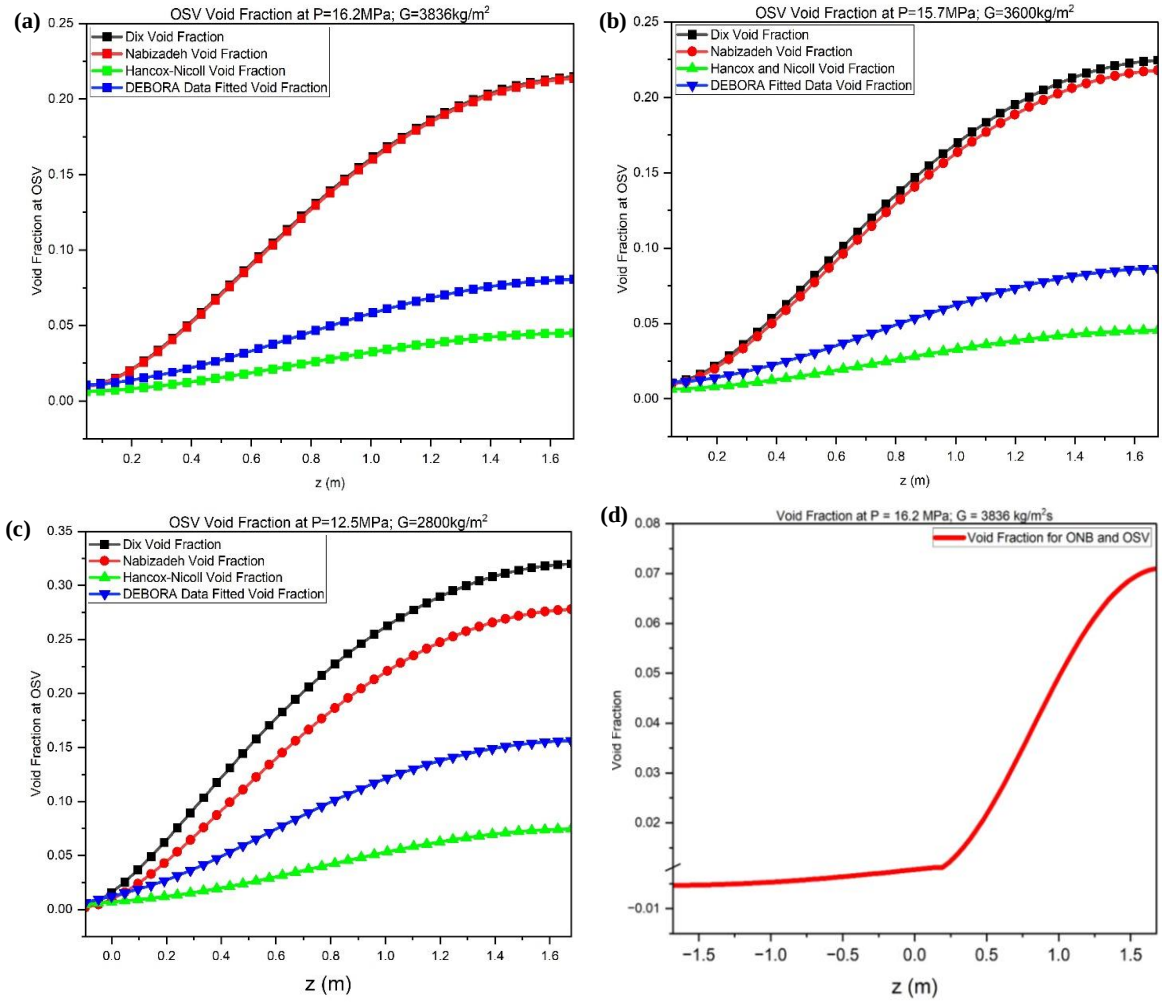


Рисунок 3.3 – Паросодержание в потоке теплоносителя в зависимости от высоты канала при (a) 16,2 МПа; (b) 15,7 МПа; (c) 12,5 МПа и (d) паросодержание в НПК и НИОП при 16,2 МПа с использованием параметра распределения DEBORA [3A]

3.4 Теплогидравлический анализ АЗ реактора ВВЭР-1200

В таблице 3.1 представлено общее количество стержней в зависимости от их количества на основной стороне шестигранной ТВС.

Таблица 3.1 – Количество стержней при изменении размера основной диагонали шестигранной ТВС [175, 177]

Общее количество стержней, шт.	Количество стержней на стороне ТВС n_{dig}, шт.
91	11
127	13
169	15
217	17
271	19
331	21

Как показано на рисунке 1.5, тепловыделяющая сборка реактора ВВЭР-1200 имеет шестигранную форму, поэтому эквивалентный диаметр и объем активной зоны оцениваются следующим образом.

3.4.1 Размеры активной зоны

Площадь, объем и диаметр активной зоны определяются по формулам [9, 10, 177]:

$$A_{Core} = \frac{\sqrt{3}}{2}\left(p_{Ass} + t_{tube}\right)^2 \cdot N_{Ass}, \tag{3.38}$$

$$V_{Core} = A_{Core} \cdot H_{Core}, \tag{3.39}$$

$$d_{Core} = \sqrt{\frac{4 \cdot A_{Core}}{\pi}}. \tag{3.40}$$

3.4.2 Тепловая мощность и распределение теплового потока в АЗ

Тепловая мощность АЗ реактора оценивается следующим образом [174–177]:

$$Q_{th} = \frac{Q_{ele}}{Eff.}. \tag{3.41}$$

Средний объемный тепловой поток можно получить следующим образом:

$$\overline{q}_v''' = \frac{Q_{th}}{V_{Core}}. \tag{3.42}$$

Средняя тепловая мощность на одну тепловыделяющую сборку определяется по формуле:

$$\overline{Q}_{Ass} = \frac{Q_{th}}{N_{Ass}}. \tag{3.43}$$

Средняя тепловая мощность на единицу высоты АЗ оценивается как:

$$\overline{q}'_{lAss} = \frac{\overline{Q}_{Ass}}{H_{Ass}}. \tag{3.44}$$

Средний линейный тепловой поток на поверхности ТВЭЛ определяется по формуле:

$$q'_{l,rod} = \frac{Q_{th}}{H_{Ass} \cdot N_{Ass} \cdot N_{rod/Ass}}. \quad (3.45)$$

Средняя плотность теплового потока на поверхности ТВЭЛ определяется по формуле:

$$\bar{q}'' = \frac{\bar{q}'_{lrod}}{\pi \cdot d_{rod}}. \quad (3.46)$$

Коэффициент неравномерности теплового потока и максимальные значения энерговыделения и тепловых потоков определяются как:

$$\eta_{pf} = k_q \cdot k_r \cdot k_z, \quad (3.47)$$

$$\bar{q}'''_{max} = \eta_{pf} \cdot \bar{q}'''_v, \quad (3.48)$$

$$\bar{q}'_{lrod,\max} = \eta_{pf} \cdot \bar{q}'_{lrod}, \quad (3.49)$$

$$\bar{q}''_{\max} = \eta_{pf} \cdot \bar{q}''_f, \quad (3.50)$$

$$\bar{q}'_{l,Ass,\max} = \eta_{pf} \cdot \bar{q}'_{Ass}. \quad (3.51)$$

Расход теплоносителя для охлаждения АЗ реактора можно оценить, используя тепловую мощность и энтальпию теплоносителя на входе и выходе, как показано ниже.

Суммарная вырабатываемая тепловая мощность АЗ может быть рассчитана следующим образом:

$$Q_{th} = 2\pi \cdot \bar{q}'''_{\max} \cdot \left(\int_0^{R_{core}} J_0 \left(\frac{2.405 \cdot r}{R_{core} + \delta r} \right) \cdot r dr \right) \left(\int_{-1.88}^{1.88} \cos\left(\frac{\pi \cdot z}{H_{eff}} \right) dz \right), \quad (3.52)$$

где радиус АЗ реактора равен:

$$R_{core} = \sqrt{\frac{A_{core}}{\pi}}. \quad (3.53)$$

Длина главной диагонали ТВС рассчитывается как:

$$L_d = N_{rod} \cdot p_{rod} \tag{3.55}$$

где N_{rod} – число стержней на главной диагонали и p_{rod} – шаг стержня.

Размер ячейки задается как:

$$S_k = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot L_d + p_{rod}\,. \tag{3.56}$$

Площадь поперечного сечения ячейки шестигранной ТВС представляет собой площадь, охватываемую шестью диагоналями, и определяется как:

$$A_{cell} = 6 \cdot \sqrt{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{S_k}{2}\right)^2. \tag{3.57}$$

Площадь поперечного сечения потока теплоносителя в ТВС определяется разностью между площадью ячейки и площадью, занимаемой 331 стержнем, выраженная как [174, 177]:

$$A_{flow} = A_{cell} - \frac{\pi}{4} \cdot \left(N_{rod} \cdot d_{rod}^2 + N_{cr} \cdot d_{cr}^2 + N_{ct} \cdot d_{ct}^2\right), \tag{3.58}$$

где N_{rod} – количество топливных стержней, N_{cr} – количество регулирующих стержней, N_{ct} – количество центральных труб, d_{rod} – внешний диаметр оболочки ТВЭЛ, d_{cr} – внешний диаметр трубы регулирующего стержня, d_{ct} – внешний диаметр центральной трубы.

Гидравлический диаметр сечения канала при течении теплоносителя связан с шагом и диаметром стержня, как показано ниже:

$$d_h = d_{rod}\left[\frac{2\sqrt{3}}{\pi}\left(\frac{p_{rod}}{d_{rod}}\right)^2 - 1\right]. \tag{3.59}$$

Эффективная высота АЗ реактора определяется как:

$$H_{eff} = H_0 + 2 \cdot \delta_{eff}\,, \tag{3.60}$$

где H_0 – высота АЗ или топливного столба в ТВЭЛ и δ_{eff} – толщина отражателя как внизу, так и вверху АЗ.

Эффективный радиус АЗ реактора определяется как:

$$R_{eff} = R_0 + \delta_{eff}, \tag{3.61}$$

где R_0 – радиус АЗ.

Коэффициент неравномерности энерговыделения по высоте АЗ определяется по формуле:

$$k_z = \frac{\pi \cdot H_0}{2 \cdot H_{eff} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot H_0}{2 \cdot H_{eff}}\right)} \tag{3.62}$$

В данном расчете рассчитанный по уравнению (3.62) коэффициент неравномерности энерговыделения по высоте АЗ для ВВЭР-1200 равен 1,53.

Коэффициент неравномерности энерговыдления по радиусу АЗ равен:

$$k_r = \frac{2.405 \cdot R_{core}{}^2}{2R_{core}R_{eff} \cdot J_1\left(2.405\frac{R_{core}}{R_{eff}}\right)} = 2.21\left(1 + \frac{\delta_{eff}}{R_{core}}\right)^{-1}. \tag{3.63}$$

Для АЗ реактора ВВЭР-1200 коэффициент неравномерности энерговыдления по радиусу снижается примерно до 1,39, как показано на рисунке [158].

Коэффициент неравномерности энерговыделения по объему АЗ η_{pf} определяется как:

$$\eta_{pf} = k_q \cdot k_r \cdot k_z, \tag{3.64}$$

где k_q – коэффициент неравномерности, обусловленный инженерными факторами, влиянием соседных ТВЭЛ, и в расчете принимается 1,276, как сообщалось в работе [127].

Средний линейный тепловой поток на поверхности ТВЭЛ, передаваемый к водяному теплоносителю, определяется по формуле:

$$q_l' = \frac{Q_{th}}{H_{core} \cdot N_{Ass} \cdot N_{rod/Ass}}, \tag{3.65}$$

$$q_{l0}' = \frac{Q_{th} \cdot \eta_{pf}}{H_{core} \cdot N_{Ass} \cdot N_{rod/Ass}}. \tag{3.66}$$

На рисунке 3.4 представлена типовая конструкция топливного стержня, имеющего стальную оболочку (циркониевый сплав) и топливную таблетку с центральным отверстием, разделенных газовым зазором.

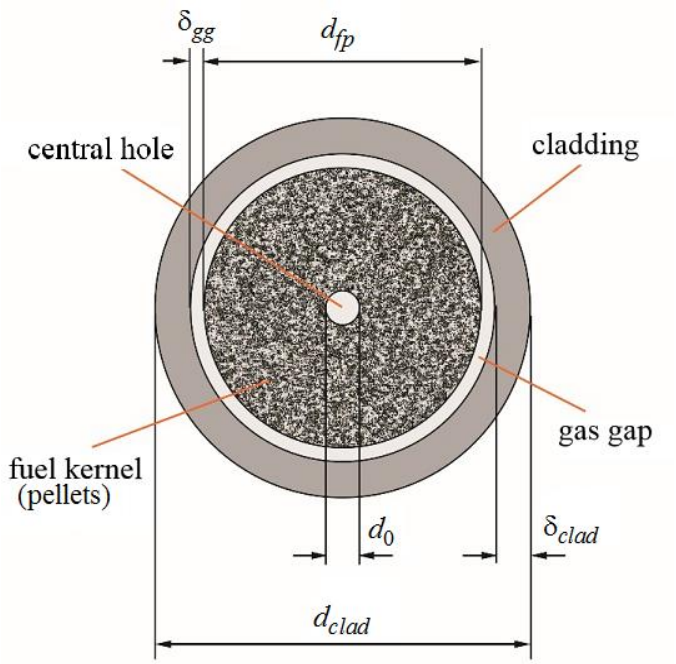


Рисунок 3.4 – Поперечное сечение ТВЭЛ [176]

Массовый расход водяного теплоносителя, необходимый для полного отвода тепла из АЗ, можно оценить, используя тепловую мощность реактора и энтальпию теплоносителя на входе и выходе из АЗ реактора, как показано ниже [9, 10, 174, 177]:

$$\dot{m}_{col} = \frac{Q_{th}}{h_{exit} - h_{inlet}}. \tag{3.67}$$

Используя указанные выше уравнения площади сечения потока и массового расхода теплоносителя, можно оценить массовый расход теплоносителя в максимально энергонапряженных ТВС и ТВЭЛ АЗ реактора.

С использованием указанных выше коэффициентов неравномерности АЗ реактора оцениваются массовый расход и массовая скорость теплоносителя в ТВС, т.е. в зонах с наибольшим тепловыделением:

$$\dot{m}_{Ass/\max} = \frac{\dot{m}_{col}}{N_{Ass}} \cdot K_{col,leak}, \tag{3.68}$$

где $K_{col,leak}$ – коэффициент утечки теплоносителя, равен 0,98,

$$G_{Ass} = \frac{\dot{m}_{Ass/\max}}{A_{Ass,\,flow}}. \tag{3.69}$$

Массовый расход теплоносителя через одиночный канал ТВЭЛ равен [9, 10, 174, 177]:

$$\dot{m}_{sub-cha} = G_{Ass} \cdot \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \left(p_{rod} \right)^2 - \left(\frac{1}{4} \cdot \pi \cdot d^2_{rod} \right) \right). \tag{3.70}$$

3.4.3 Тепловые параметры ТВЭЛ и теплоносителя

Для расчета осевого и радиального распределения тепловых параметров ТВЭЛ были приняты следующие допущения [10]:

1. Изменение линейной скорости тепловыделения синусоидально в осевом направлении и зависит от функции Бесселя в радиальном направлении;

2. Рассчитанные тепловые параметры были получены для стержней, выбранных из сборок в центре активной зоны и на ее периферии.

3. Предполагается стационарный режим тепловыделения и охлаждения АЗ. Для получения распределения температуры теплоносителя для открытой системы используется уравнение сохранения энергии [10, 177].

Энтальпия теплоносителя на выходе АЗ рассчитывается как:

$$h_{out} = h_{in} + \frac{Q_{th}}{\dot{m}_{col}}. \tag{3.71}$$

Энтальпия теплоносителя $h\left(z, R_0\right)$ для каждого значения координаты высоты z и радиуса R_0 АЗ рассчитвается формулой, исходя из уравнения теплового

баланса. Максимальные тепловые параметры соответствуют центральной оси АЗ при радиусе равным нулю [9, 10, 174, 177]:

$$h\left(z,R_0\right)=h_{in}+\frac{q'_{l0}\cdot J_0\left(2.405{R_0}\big/{R_{eff}}\right)H_{eff}}{\dot{m}_{sub-cha}\cdot\pi}\cdot\left[\sin\left(\frac{\pi\cdot z}{H_{eff}}\right)+\sin\left(\frac{\pi\cdot H_0}{2\cdot H_{eff}}\right)\right], \quad (3.72)$$

$$T_{col}\left(R_0,z\right)=T_{col}\left(P,h\left(R_0,z\right)\right). \quad (3.73)$$

Таким образом, температура теплоносителя на выходе АЗ определяется по давлению и энтальпии:

$$T_{col/out}\left(P,h_{out}\right). \quad (3.74)$$

Линейная скорость тепловыделения определяется как:

$$q'_l\left(R_0,z\right)=q'_{lo}\cdot J_0\left(2.405{R_0}\big/{R_{eff}}\right)\cdot\cos\left(\frac{\pi\cdot z}{H_{eff}}\right). \quad (3.75)$$

Температура внешней поверхности оболочки ТВЭЛ определяется как [9, 10, 177]:

$$T_{clad}\left(R_0,z\right)=T_{col}\left(R_0,z\right)+\frac{q'_l\left(R_0,z\right)}{\pi\cdot d_{clad}\cdot\alpha}. \quad (3.76)$$

Температура внутренней поверхности оболочки ТВЭЛ определяется как [9, 10, 177];

$$T_{in,clad}\left(R_0,z\right)=T_{out,clad}\left(R_0,z\right)+\frac{0,94\cdot q_l{}'\left(R_0,z\right)}{\pi\cdot\bar{d}_{clad}}\cdot\frac{\delta_{clad}}{\lambda_{clad}}. \quad (3.77)$$

где $\bar{d}_{clad}=d_{clad}-\delta_{clad}$ – средний диаметр оболочки ТВЭЛ, м, как показано на рисунке 3.4, λ_{clad} – коэффициент теплопроводности оболочки, Вт/(м·К).

Температура внешней поверхности топливных таблеток определяется как [9, 10, 177]:

$$T_{pel,surf}\left(R_0,z\right)=T_{in,clad}\left(R_0,z\right)+\frac{0,94\cdot q_l\left(R_0,z\right)}{\pi\cdot\left(d_{clad}-\delta_{clad}-\delta_{gg}\right)\cdot\alpha_{gg}}, \quad (3.78)$$

где α_{gg} – коэффициент теплоотдачи газового зазора (контактный слой между оболочкой и топливной таблеткой), Вт/(м²·К); $\bar{d}_{gg} = d_{clad}^{in} - \delta_{gg}$ – средний диаметр газового зазора, м.

Для топливных таблеток с центральным отверстием, диаметр которого $\delta_0 \neq 0$, температура на центральной осевой линии определяется по формуле [9, 10, 177]:

$$T_{cen}\left(R_0, z\right) = T_{pel,surf}\left(R_0, z\right) + \frac{0{,}94 \cdot q_l'\left(R_0, z\right)}{4 \cdot \pi \cdot \lambda_{pel}} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \delta_0^2}{d_{pel}^2 - \delta_0^2} \cdot \ln\frac{d_{pel}}{\delta_0}\right), \quad (3.79)$$

где δ_0 – диаметр центрального отверстия топливной таблетки, м; d_{pel} – наружный диаметр топливной таблетки, м; λ_{pel} – коэффициент теплопроводности топливной таблетки, Вт/(м·К).

Для топливной таблетки диоксида урана UO_2 коэффициент теплопроводности определяется в соответствии с изменением температуры в ТВЭЛ по формуле [8А, 174, 177]:

$$\lambda_{pel} = 0{,}942 \cdot 10^{-10} \cdot \bar{T}_{pel}^3 + 5500 \Big/ \left(500 + \bar{T}_{pel}\right). \quad (3.80)$$

Коэффициент теплопроводности топливной таблетки, используемый в теплогидравлическом расчете, также имеет зависимость от глубины выгорания и пористости топлива (как представлено ниже).

3.4.4 Радиальное распределение температуры в ТВЭЛ

Температура наружной поверхности оболочки охлаждамого теплоносителем ТВЭЛ определяется законом Ньютона-Рихмана [5А, 174]:

$$T_{clad,out} = T_{col} + \frac{q'}{2\pi R_{clad} \cdot \alpha}. \quad (3.81)$$

Распределение температуры по радиусу оболочки определяется как [5А]:

$$T_{clad}\left(R\right) = T_{col} + \frac{q'}{2\pi R_{clad} \cdot \alpha} + \frac{q'}{2\pi\lambda_{clad}} \ln\left(\frac{R_{clad}}{R}\right). \quad (3.82а)$$

Температура внешней поверхности топливной таблетки определяется [5A, 174]:

$$T_{pel,surf} = T_{col} + \frac{q'}{2\pi R_{clad} \cdot \alpha} + \frac{q'}{2\pi\lambda_{clad}} \ln\left(\frac{R_{clad}}{R_{pel}}\right) + \frac{q'}{2\pi R_{pel} \cdot \alpha_{gg}}. \quad (3.82b)$$

Распределение температуры по радиусу топливной таблетки определяется:

$$T_{cen}(R) = T_{pel,surf} + \frac{q'}{4\pi\lambda_{pel}} \cdot F_{vf}(\beta)\left(1 - \left(\frac{R}{R_{pel}}\right)^2\right), \quad (3.83)$$

где $F_{vf}(\beta)$ – коэффициент пустотности, учитывающий объем центрального отверстия топливной таблетки [5A, 174]:

$$F_{vf}(\beta) = \left[1 - \frac{\ln(\beta)^2}{(\beta)^2 - 1}\right],$$

где $\beta = \frac{R_{pel}}{\delta_0}$ – отношение внешнего радиуса таблетки к внутреннему.

Внутренний диаметр топливной таблетки составляет 0,0076 м для ТВЭЛ реакторов ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200, соотвественно, коэффициент пустотности равен $F_{vf}(\beta) = 0.9065$.

3.5 Анализ локальных и нелокальных критических параметров АЗ

Согласно Леллюшу Г.С. [151], наиболее важный вопрос, с которым обычно встречаются специалисты и исследователи кризиса теплоотдачи, связан с установлением критических параметров теплоотдачи и сравнением значений КТП с рабочим тепловым потоком в АЗ реактора. Данный вопрос, как правило, касается необходимого запаса между прогнозируемым КТП и рабочим тепловым потоком. Чтобы ответить на вопрос, необходимы значения КТП, основанные на эмпирических корреляциях или измеренных данных и методика оценки

коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR* и минимальной относительной критической мощности (МОКМ) *MCPR*.

Корреляция КТП может быть представлена в общей форме в зависимости от рабочих параметров (давления, температуры, массовой скорости, равновесного паросодержания теплоносителя и плотности теплового потока) [151]:

$$q''_{cr} = f\left(P, G, q''_{op}, x_{eq}; ...\right), \tag{3.84}$$

где P – давление теплоносителя; G – массовая скорость; q''_{op} – плотность теплового потока, x_{eq} – равновесное паросодержание.

Кроме корреляции КТП при моделировании теплообмена и запаса до кризиса также важен вопрос об используемой методике оценки, в зависимости от типа корреляции КТП.

Два наиболее значимых коэффициента безопасного охлаждения канала ТВЭЛ и ТВС АЗ (минимальные значения запаса до кризиса *MDNBR* и *MCPR*) рассчитываются следующим образом [151]:

$$MDNBR = \min\left(\frac{q''_{cr}}{q''_{op}}\right), \tag{3.85}$$

$$MCPR = \left(\frac{Q_{cr}}{Q_{op}}\right), \tag{3.86}$$

где Q_{cr} – критическая тепловая мощность; Q_{op} – рабочая тепловая мощность.

Таким образом, мы можем получить уравнения для оценки запаса до кризиса теплоотдачи (коэффициента запаса до кризиса *MDNBR* и относительной критической мощности *MCPR*) и их соответствующих локальных местоположений. Мы также можем определить условие, при котором минимальное значение коэффициента запаса *MDNBR* может быть приблизительно равно значению *MCPR*.

Соотношения, которые определяют запас до возникновения кризиса теплоотдачи и их местоположение в АЗ, получаются путем дифференцирования

(3.84) по осевой координате z и последующего применения уравнений сохранения [151]:

$$\frac{\partial q''_{cr}}{\partial z} = \frac{\partial f}{\partial P}\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial f}{\partial G}\frac{\partial G}{\partial z} + \frac{\partial f}{\partial q''_{op}}\frac{\partial q''_{op}}{\partial z} + \frac{\partial f}{\partial x_{eq}}\frac{\partial x_{eq}}{\partial z}. \tag{3.87}$$

Применим уравнение сохранения:

$$\frac{\partial q''_{cr}}{\partial z} = -f_p\left(\frac{\partial G}{\partial t} + \frac{\partial G^2/\rho}{\partial z} + \rho g + F\right) - f_G\frac{\partial \rho}{\partial t} + f_{x_{eq}}\frac{\partial x_{eq}}{\partial z} + f_{q''_{op}}\frac{\partial q''_{op}}{\partial z}, \tag{3.88}$$

где $-\frac{\partial P}{\partial z} = \frac{\partial G}{\partial t} + \frac{\partial G^2/\rho}{\partial z} + \rho g + F$; $-\frac{\partial G}{\partial z} = \frac{\partial \rho}{\partial t}$; $f_p = \frac{\partial f}{\partial P}$; $f_G = \frac{\partial f}{\partial G}$; $f_{x_{eq}} = \frac{\partial f}{\partial x_{eq}}$; $f_{q''_{op}} = \frac{\partial f}{\partial q''_{op}}$.

При аппроксимации (3.88) к медленному переходному процессу градиент давления и зависящие от времени функции приравниваются к нулю.

Уравнение (3.88) сводится к:

$$\frac{dq''_{cr}}{dz} = f_{x_{eq}}\frac{dx_{eq}}{dz} + f_{q''_{op}}\frac{dq''_{op}}{dz}. \tag{3.89}$$

Учитывая, что равновесное паросодержание теплоносителя изменяется в осевом направлении как:

$$\frac{dx_{eq}}{dz} = \frac{4q''_{op}}{Gh_{fg}d_h} = \Omega_0 q''_{op}, \tag{3.90}$$

где $\Omega_0 = \frac{4}{Gh_{fg}D_h}$; d_h – гидравлический диаметр; h_{fg} – удельная теплота испарения; G – массовая скорость [151].

Если учесть, что эффект поперечного течения в канале минимален, то:

$$q''_{op}\left.\frac{dq''_{cr}}{dz}\right|_{z=z_{cr}} = q''_{cr}\left.\frac{dq''_{op}}{dz}\right|_{z=z_{cr}}. \tag{3.91}$$

Из уравнений (3.89) и (3.91) следует, что:

$$\left.\frac{dq''_{op}}{dz}\right|_{z=z_{cr}} = \frac{f_{x_{eq}}\left.\frac{dx_{eq}}{dz}\right|_{z=z_{cr}}}{\left(\frac{q''_{cr}}{q''_{op}} - f_{q''_{op}}\right)}. \tag{3.92}$$

Из уравнения (3.92) значение коэффициента запаса *DNBR* можно найти непосредственно при фактическом уровне рабочей тепловой мощности (Q_{op}):

$$\frac{q''_{op,z}\left(z_{cr},Q_{op}\right)}{q''_{op}\left(z_{cr},Q_{op}\right)}=\frac{f_{x_{eq}}\Omega_0\left(z_{cr},Q_{op}\right)}{\left(\dfrac{q''_{cr}\left(z_{cr},Q_{op}\right)}{q''_{op}\left(z_{cr},Q_{op}\right)}-f_{q''_{op}}\left(z_{cr},Q_{op}\right)\right)}, \tag{3.93}$$

$$DNBR=\frac{q''_{cr}\left(z_{cr},Q_{op}\right)}{q''_{op}\left(z_{cr},Q_{op}\right)}. \tag{3.94}$$

Для стационарного режима теплообмена мы можем записать:

$$q''_{op}\left(z\right)=Q_{op}F_N\left(z\right), \tag{3.95}$$

где $F_N(z)$ – фактор формы, учитывающий влияние аксиального распределения теплового потока (см. уравнение (2.3), обычно данная функция имеет интеграл распределения теплового потока по высоте охлаждаемого периметра АЗ). Отметим, что левая часть уравнения (3.93) формально независима от фактического уровня тепловой мощности. Если правая часть уравнения также была формально независима от уровня мощности, то координата z_{cr}, соответствующая местоположению минимального значения *MDNBR*, также не зависела бы от уровня тепловой мощности.

Кризис теплоотдачи в наиболее теплонапряженной ТВС АЗ происходит на уровне критического значения тепловой мощности Q_{cr} в локальном месте z_P:

$$q''_{cr,z}\Big|_{z=z_P}=q''_{op,z}\Big|_{z=z_P}. \tag{3.96}$$

Соответственно, при минимальном значении относительной критической мощности *MCPR* значение рабочего теплового потока на единице площади поверхности будет соответствовать прогнозируемому значению КТП:

$$q''_{cr}\left(z_P\right)=q''_{op}\left(z_P\right). \tag{3.97}$$

Тогда, используя уравнение (3.93) для относительной критической мощности и условие (3.97), получим:

$$\frac{q''_{op,z}\left(z_P,Q_{cr}\right)}{q''_{op}\left(z_P,Q_{cr}\right)}=\frac{f_{x_{eq}}\Omega_0\left(z_P,Q_{cr}\right)}{\left(\dfrac{q''_{cr}\left(z_P,Q_{cr}\right)}{q''_{cr}\left(z_P,Q_{cr}\right)}-f_{q''_{op}}\left(z_P,Q_{cr}\right)\right)}=\frac{f_{x_{eq}}\Omega_0\left(z_P,Q_{cr}\right)}{\left(1-f_{q''_{op}}\left(z_P,Q_{cr}\right)\right)}, \tag{3.98}$$

где $Q_{cr} = \dfrac{q''_{cr}\left(z_P, Q_{cr}\right)}{F_N\left(z_P\right)}$,

$$q''_{cr}\left(z_P, Q_{cr}\right) = Q_{cr} F_N\left(z_P\right). \tag{3.99}$$

Используя уравнения (3.95) и (3.99), имеем соотношение:

$$CPR = \frac{q''_{cr}\left(z_P, Q_{cr}\right)}{q''_{op}\left(z_P, Q_{op}\right)} = \frac{Q_{cr} F_N\left(z_P\right)}{Q_{op} F_N\left(z_P\right)} = \frac{Q_{cr}}{Q_{op}}. \tag{3.100}$$

Если рассмотреть ситуацию, в которой функция фактора формы $F_N(z)$ является непрерывной с первой производной, то уравнение (3.84) и условие стационарного состояния моделируются как [151]:

$$q''_{cr}\left(x_{eq}\left(z\right)\right) = \Gamma_1 - \Lambda_1 x_{eq}\left(z\right), \tag{3.101}$$

где Γ_1 и Λ_1 – неизвестные параметры, которые могут быть определены экспериментально.

Продифференцируем уравнение (3.101):

$$\frac{dq''_{cr}}{dz} = -\Lambda_1 \frac{dx_{eq}}{dz}. \tag{3.102}$$

Приравнивая (3.102) и (3.89), имеем:

$$f_{x_{eq}} \frac{dx_{eq}}{dz} + f_{q''_{op}} \frac{dq''_{op}}{dz} = -\Lambda_1 \frac{dx_{eq}}{dz}, \tag{3.103}$$

$$f_{x_{eq}} = -\Lambda_1;\ f_{q''_{op}} = 0.$$

Из уравнения (3.93) следует:

$$\frac{Q_{op} F_{N,z}\left(z\right)}{Q_{op} F_N\left(z\right)} = \frac{F_{N,z}\left(z\right)}{F_N\left(z\right)} = \frac{f_{x_{eq}} \Omega_0\left(z_{cr}\right)}{\left(DNBR - f_{q''_{op}}\left(z_{cr}\right)\right)} = \frac{f_{x_{eq}} \Omega_0\left(z_{cr}\right)}{DNBR} = \frac{-\Lambda_1 \Omega_0}{DNBR}. \tag{3.104}$$

Соответственно, местоположение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR* при координате z_{DNB} находится из уравнения:

$$\frac{F_{N,z}\left(z_{DNB}\right)}{F_N\left(z_{DNB}\right)} = \frac{-\Lambda_1 \Omega_0}{DNBR} = \frac{-\Lambda_1 \Omega_0}{\dfrac{q''_{cr}\left(z_{DNB}\right)}{q''_{op}\left(z_{DNB}\right)}} = \frac{-\Lambda_1 \Omega_0}{\dfrac{\Gamma_1 - \Lambda_1 x_{eq}\left(z_{DNB}\right)}{Q_{op} F_N\left(z_{DNB}\right)}} = \frac{-\Lambda_1 \Omega_0 Q_{op} F_N\left(z_{DNB}\right)}{\Gamma_1 - \Lambda_1 x_{eq}\left(z_{DNB}\right)} \tag{3.105}$$

и координата z_P (при осушении поверхности ТВЭЛ) находится из:

$$\frac{q''_{op,z}\left(z_P\right)}{q''_{op}\left(z_P\right)}=\frac{F_{N,z}\left(z_P\right)}{F_N\left(z_P\right)}=\frac{f_{x_{eq}}\Omega_0\left(z_P\right)}{\left(1-f_{q''_{op}}\left(z_P\right)\right)}=\frac{-\Omega_0\Lambda_1}{1-0}=-\Omega_0\Lambda_1. \tag{3.106}$$

Используя уравнение (3.90), проинтегрируем его:

$$\int_{x_{eq,in}}^{x_{eq}} dx_{eq}=\Omega_0\int_0^{z_P} q''_{op}\left(z\right)dz, \tag{3.107}$$

$$x_{eq}\left(z_P\right)=x_{eq,in}+\Omega_0\int_0^{z_P} q''_{op}\left(z\right)dz. \tag{3.108}$$

Также из уравнения (3.99) получим:

$$Q_{cr}F_N\left(z_P\right)=\Gamma_1-\Lambda_1\left(x_{eq,in}+\Omega_0Q_{cr}\int_0^{z_P}F_N\left(z\right)dz\right)=\Gamma_1-\Lambda_1x_{eq,in}-\Lambda_1\Omega_0Q_{cr}\int_0^{z_P}F_N\left(z\right)dz.$$

Тогда критическая тепловая мощность и относительная мощность имеют вид:

$$Q_{cr}=\frac{\Gamma_1-\Lambda_1x_{eq,in}}{F_N\left(z_P\right)}\left(1+\frac{\Lambda_1\Omega_0\int_0^{z_P}F_N\left(z\right)dz}{F_N\left(z_P\right)}\right)^{-1}, \tag{3.109}$$

$$CPR=\frac{\Gamma_1-\Lambda_1x_{eq,in}}{F_N\left(z_P\right)Q_{op}}\left(1+\frac{\Lambda_1\Omega_0\int_0^{z_P}F_N\left(z\right)dz}{F_N\left(z_P\right)}\right)^{-1}. \tag{3.110}$$

В случае, если фактор формы $F_N\left(z_P\right)$ не зависит от координаты z, то относительная критическая тепловая мощность может быть определена:

$$CPR=\frac{\Gamma_1-\Lambda_1x_{eq,in}}{F_NQ_{op}}\left(1+\Lambda_1\Omega_0z_p\right)^{-1},$$

$$CPR\left(1+\Lambda_1\Omega_0z_p\right)=\frac{\Gamma_1-\Lambda_1x_{eq,in}}{F_NQ_{op}}. \tag{3.111}$$

Исходя из того, что коэффициент запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR* определяется соотношением критического теплового потока к рабочему тепловому потоку, имеем:

$$DNBR=\frac{\Gamma_1-\Lambda_1x_{eq}\left(z_{DNB}\right)}{Q_{op}F_N\left(z_{DNB}\right)},$$

$$DNBR=\frac{\Gamma_1-\Lambda_1x_{eq,in}}{Q_{op}F_N\left(z_{DNB}\right)}-\frac{\Lambda_1\Omega_0\int_0^{z_{DNB}}F_N\left(z\right)dz}{F_N\left(z_{DNB}\right)}. \tag{3.112}$$

В случае, если фактор формы $F_N\left(z_{DNB}\right)$ не зависит от координаты z, то коэффициент запаса до кризиса теплоотдачи равен:

$$DNBR + \Lambda_1\Omega_0 z_{DNB} = \frac{\Gamma_1 - \Lambda_1 x_{eq,in}}{Q_{op}F_N}. \qquad (3.113a)$$

Основной вывод из моделирования кризиса теплоотдачи с использованием корреляции КТП локального типа (3.101) заключается в том, что в данной модели значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR* выше значения относительной критической мощности *CPR*, как показано ниже с использованием уравнений (3.111) и (3.113a):

$$DNBR + \Lambda_1\Omega_0 z_{DNB} = CPR\left(1 + \Lambda_1\Omega_0 z_p\right),$$

$$DNBR = CPR\left(1 + \Lambda_1\Omega_0 z\right) - \Lambda_1\Omega_0 z. \qquad (3.113b)$$

Так как значение относительной критической мощности *CPR* для большинства водоохлаждаемых энергетических PWR реакторов под давлением больше единицы $CPR > 1$, то при минимально допустимом значении $CPR = 1{,}2$ (с учетом погрешностей корреляций и отклонений) коэффициент запаса равен:

$$DNBR = 1.2\left(1 + \Lambda_1\Omega_0 z\right) - \Lambda_1\Omega_0 z = 1.2 + 0.2\Lambda_1\Omega_0 z = CPR + 0.2\Lambda_1\Omega_0 z.$$

Из чего следует неравенство значений коэффициентов $DNBR > CPR$ при использовании локальной корреляции КТП (3.101) и прямой подстановки прогнозируемого значения КТП, определяемого с помощью эмпирических корреляций КТП (например, корреляций ОКБ «Гидропресс», НИИЭ или Левитана-Ланцмана, которые будут использованы в теплогидравлическом анализе АЗ реактора ВВЭР-1200). Приведённый выше корреляционный анализ критических параметров АЗ реактора показывает, что их минимально допустимые значения зависят от рабочей тепловой мощности канала ТВЭЛ и ТВС АЗ. При повышении тепловой мощности АЗ реактора локальный рабочий тепловой поток в каналах ТВЭЛ и ТВС увеличивается, а прогнозируемое значение КТП снижается.

Аналогично мы можем применить корреляции КТП нелокального типа, как показано ниже [151].

$$q''_{cr}\left(x_{eq}(z),q''_{op}(z)\right)=\frac{\Gamma_2}{\Lambda_2+\left(\dfrac{x_{eq}(z)-x_{eq,in}}{q''_{op}(z)}\right)}, \tag{3.114}$$

$$\frac{dq''_{cr}}{dz}=-\frac{\Gamma_2 q''_{op}}{\left(x_{eq}+\Lambda_2 q''_{op}-x_{eq,in}\right)^2}\frac{dx_{eq}}{dz}+\frac{\Gamma_2\left(x_{eq}-x_{eq,in}\right)}{\left(x_{eq}+\Lambda_2 q''_{op}-x_{eq,in}\right)^2}\frac{dq''_{op}}{dz}. \tag{3.115}$$

Приравнивая уравнение (3.115) к (3.89), имеем:

$$f_{x_{eq}}=-\frac{\Gamma_2 q''_{op}}{\left(x_{eq}+\Lambda_2 q''_{op}-x_{eq,in}\right)^2},$$

$$f_{q''_{op}}=\frac{\Gamma_2\left(x_{eq}-x_{eq,in}\right)}{\left(x_{eq}+\Lambda_2 q''_{op}-x_{eq,in}\right)^2},$$

$$\frac{F_{N,z}(z)}{F_N(z)}=\frac{-\Omega_0\left(z_{DNB}\right)\dfrac{\Gamma_2 q''_{op}}{\left(x_{eq}+\Lambda_2 q''_{op}-x_{eq,in}\right)^2}}{\left(DNBR-\dfrac{\Gamma_2\left(x_{eq}-x_{eq,in}\right)}{\left(x_{eq}+\Lambda_2 q''_{op}-x_{eq,in}\right)^2}\right)}. \tag{3.116}$$

Соответственно, координата z_{DNB} (в локальном месте отклонения от пузырькового кипения в канале вблизи поверхности ТВЭЛ) будет определяться из соотношения:

$$\frac{F_{N,z}\left(z_{DNB}\right)}{F_N\left(z_{DNB}\right)}=\frac{-\Omega_0\left(z_{DNB}\right)\dfrac{\Gamma_2 q''_{op}\left(z_{DNB}\right)}{\left(x_{eq}\left(z_{DNB}\right)+\Lambda_2 q''_{op}\left(z_{DNB}\right)-x_{eq,in}\right)^2}}{\left(\dfrac{\Gamma_2}{\Lambda_2+\left(\dfrac{x_{eq}\left(z_{DNB}\right)-x_{eq,in}}{q''_{op}\left(z_{DNB}\right)}\right)}\left(\dfrac{1}{q''_{op}\left(z_{DNB}\right)}\right)-\dfrac{\Gamma_2\left(x_{eq}\left(z_{DNB}\right)-x_{eq,in}\right)}{\left(x_{eq}+\Lambda_2 q''_{op}\left(z_{DNB}\right)-x_{eq,in}\right)^2}\right)}, \tag{3.117}$$

$$\frac{F_{N,z}\left(z_{DNB}\right)}{F_N\left(z_{DNB}\right)}=\frac{-\Omega_0}{\Lambda_2}. \tag{3.118}$$

Также координата z_p (при осушении поверхности ТВЭЛ) может быть вычислена по формуле:

$$\frac{F_{N,z}\left(z_P\right)}{F_N\left(z_P\right)}=\frac{-\Omega_0\left(z_P\right)\dfrac{\Gamma_2 q''_{op}\left(z_P\right)}{\left(x_{eq}\left(z_P\right)+\Lambda_2 q''_{op}\left(z_P\right)-x_{eq,in}\right)^2}}{\left(\left(\dfrac{q''_{cr}\left(z_P\right)}{q''_{op}\left(z_P\right)}\right)-\dfrac{\Gamma_2\left(x_{eq}\left(z_P\right)-x_{eq,in}\right)}{\left(x_{eq}+\Lambda_2 q''_{op}\left(z_P\right)-x_{eq,in}\right)^2}\right)}. \qquad (3.119)$$

При установлении критической тепловой мощности *CPR* и равенстве критического и рабочего тепловых потоков $q''_{cr}=q''_{op}$ в уравнении (3.119), имеем:

$$\frac{F_{N,z}\left(z_P\right)}{F_N\left(z_P\right)}=\frac{-\Omega_0\left(z_P\right)\dfrac{\Gamma_2 q''_{op}\left(z_P\right)}{\left(x_{eq}\left(z_P\right)+\Lambda_2 q''_{op}\left(z_P\right)-x_{eq,in}\right)^2}}{\left(1-\dfrac{\Gamma_2\left(x_{eq}\left(z_P\right)-x_{eq,in}\right)}{\left(x_{eq}+\Lambda_2 q''_{op}\left(z_P\right)-x_{eq,in}\right)^2}\right)},$$

$$\frac{F_{N,z}\left(z_P\right)}{F_N\left(z_P\right)}=\frac{-\Omega_0\left(z_P\right)\Gamma_2 q''_{op}\left(z_P\right)}{\left(\left(x_{eq}+\Lambda_2 q''_{op}\left(z_P\right)-x_{eq,in}\right)^2-\Gamma_2\left(x_{eq}\left(z_P\right)-x_{eq,in}\right)\right)}. \qquad (3.120)$$

При определении паросодержания $x_{eq}+\Lambda_2 q''_{op}\left(z_P\right)-x_{eq,in}=\dfrac{\Gamma_2 q''_{op}}{q''_{cr}}=\Gamma_2$ уравнение (3.120) имеет вид:

$$\frac{F_{N,z}\left(z_P\right)}{F_N\left(z_P\right)}=\frac{-\Omega_0\left(z_P\right)\Gamma_2 q''_{op}\left(z_P\right)}{\left({\Gamma_2}^2-\Gamma_2\left(\Gamma_2-\Lambda_2 q''_{op}\right)\right)}=\frac{-\Omega_0\left(z_P\right)\Gamma_2 q''_{op}\left(z_P\right)}{\left({\Gamma_2}^2-{\Gamma_2}^2+\Gamma_2\Lambda_2 q''_{op}\right)}=\frac{-\Omega_0}{\Lambda_2}. \qquad (3.121)$$

Учитывая, что указанные уравнения (3.118) и (3.121) равны, тогда при условии равентства координат $z_{DNB}=z_P$ имеем:

$$\frac{F_{N,z}\left(z_P\right)}{F_N\left(z_P\right)}=\frac{F_{N,z}\left(z_{DNB}\right)}{F_N\left(z_{DNB}\right)}=\frac{-\Omega_0}{\Lambda_2}. \qquad (3.122)$$

Аналогично, при использовании метода теплового баланса и равенстве значений критических параметров *DNBR* = *CPR* получаем:

$$DNBR=\frac{q''_{cr}\left(z_P\right)}{q''_{0p}\left(z_P,Q_{0p}\right)}=\frac{\dfrac{\Gamma_2}{\Lambda_2+\left(\dfrac{x_{eq}\left(z_P\right)-x_{eq,in}}{q''_{op}\left(z_P,Q_{0p}\right)}\right)}}{q''_{0p}\left(z_P,Q_{0p}\right)}=\frac{\Gamma_2}{\Lambda_2 q''_{op}\left(z_P,Q_{0p}\right)+x_{eq}\left(z_P\right)-x_{eq,in}},$$

$$\frac{\Gamma_2}{\Lambda_2 q''_{op}\left(z_P,P_0\right)+x_{eq}\left(z_P\right)-x_{eq,in}}=\frac{\Gamma_2}{\Lambda_2 Q_{0p}F_N\left(z_P\right)+\Omega_0 Q_{0p}\int_0^{z_P}F_N\left(z\right)dz}$$

$$DNBR = \frac{\frac{\Gamma_2}{\Lambda_2}}{Q_{op} F_N\left(z_P\right)\left(1+\frac{\Omega_0}{\Lambda_2}\frac{\int_0^{z_P} F_N\left(z\right)dz}{F_N\left(z_P\right)}\right)}. \qquad (3.123)$$

Вычисляем значение относительной критической мощности *CPR* в следующей последовательности:

$$x_{eq}\left(z_P\right) = x_{eq,in} + \Omega_0 \int_0^{z_P} q''_{op}\left(z\right)dz\,,$$

$$q''_{cr}\left(z_P\right) = Q_{cr} F_N\left(z_P\right) = \frac{\Gamma_2}{\Lambda_2 + \left(\frac{x_{eq,in} + \Omega_0 \int_0^{z_P} q''_{op}\left(z\right)dz - x_{eq,in}}{q''_{op}\left(z\right)}\right)},$$

$$q''_{cr}\left(z_P\right) = Q_{cr} F_N\left(z_P\right) = \frac{\Gamma_2}{\Lambda_2 + \left(\frac{\Omega_0 Q_{cr} \int_0^{z_P} F_N\left(z\right)dz}{q''_{op}\left(z\right)}\right)},$$

$$q''_{cr}\left(z_P\right) = Q_{cr} F_N\left(z_P\right) = \frac{\Gamma_2}{\Lambda_2 + \left(\frac{\Omega_0 Q_{cr} \int_0^{z_P} F_N\left(z\right)dz}{Q_{cr} F_N\left(z\right)}\right)},$$

$$CPR = \frac{Q_{cr}}{Q_{op}} = \frac{\frac{\Gamma_2}{\Lambda_2}}{Q_{op} F_N\left(z_P\right)\left(1+\frac{\Omega_0}{\Lambda_2}\frac{\int_0^{z_P} F_N\left(z\right)dz}{F_N\left(z_P\right)}\right)}. \qquad (3.124)$$

Нелокальная корреляция КТП не зависит от тепловой мощности АЗ реактора, то есть при увеличении тепловой мощности АЗ реактора локальный тепловой поток также увеличивается, но при этом значение КТП не меняется. Таким образом, при определенном значении высоты *z* канала ТВЭЛ, в котором локальный рабочий тепловой поток равен постоянному значению КТП, устанавливается локальная точка, соответствующая минимальным значениям относительной критической мощности *MCPR* и коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* или отклонения от пузырькового кипения.

В модели, основанной на корреляции КТП нелокального типа, местоположение локальной точки возникновения ОПК в канале ТВЭЛ или ТВС

соответствует координате с критической тепловой мощностью, как показано в уравнениях (3.118) и (3.121), при этом значения критических параметров *CPR* и *DNBR* равны, как показано в уравнениях (3.123) и (3.124). Причина этого заключается в том, что критическая тепловая мощность, которая обычно является функцией тепловой мощности канала ТВЭЛ или ТВС, в данном случае не зависима от условий, следовательно, значение относительной мощности *CPR* равно коэффциенту запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR*, зависящего от значения локального рабочего теплового потока. Типичным примером корреляции КТП нелокального типа является хорошо известная корреляция НИИЭ (EPRI), которая использовалась в прогнозировании значений КТП для различных водоохлаждаемых реакторов под давлением (ВВЭР, АР, EPR и другие). Мы также используем данную корреляцию в прогнозировании КТП, применяя моделирование теплообмена в канале ТВЭЛ в программном комплексе COMSOL Multiphysics, для оценки точности прогнозных значений КТП и минимальных значений коэффициета запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* и их местоположения в АЗ реактора ВВЭР-1200.

3.6 Выбор локальных и нелокальных корреляций КТП в прогнозированииОПК

В Приложении 2 представлен ряд корреляций КТП в условиях кипения недогретого потока жидкости в отдельных трубах и пучках. Среди представленных корреляций КТП были выбраны локальные корреляции ОКБ «Гидропресса» [121] и Левитана-Ланцмана [120, 134] для прогнозирования значений КТП и коэффицента запаса *DNBR*, нелокальная корреляция EPRI [127, 133] для прогнозирования КТП и местоположения точки ОПК в АЗ реактора ВВЭР-1200.

Выбор корреляций ОКБ «Гидропресс» и EPRI основан на их предыдущем использовании в прогнозировании ОПК и обосновании теплотехнической надежности АЗ энергетических PWR и ВВЭР реакторов. Применение корреляции КТП Левитана-Ланцмана связано с ее историческим происхождением и

использованием в составлении одной из первой справочной таблицы с данными КТП в России.

Исходя из широкого диапазона параметров корреляции КТП EPRI, мы также будем ее применять в теплогидравлическом анализе АЗ реактора и оценке ОПК в канале теплонапряженного ТВЭЛ и установлении минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* и местоположения ОПК. Равновесное паросодержание, массовая скорость и давление теплоносителя, локальный рабочий тепловой поток на единицу площади поверхности, используемые в прогнозировании значения КТП, будут оцениваться на основе геометрической конфигурации и тепловых характеристик АЗ реактора ВВЭР-1200 [8А, 127] на основе уравнений:

$$q''_{cr}\left(x_{eq}(z), x_{eq,in}, G, P, q''(z)\right) = \frac{B' f_a - x_{eq,in}}{C' f_b f_{grid} f_{NU} + \left(\frac{x_{eq}(z) - x_{eq,in}}{q''(z)}\right)}, \quad (3.125)$$

$$B' = 0.5328\left(\frac{p}{p_{cr}}\right)^{0.1212} \cdot G^{\left(-0.3040 - 0.3285\left(\frac{p}{p_{cr}}\right)\right)},$$

$$C' = 1.6151\left(\frac{p}{p_{cr}}\right)^{1.4066} \cdot G^{\left(0.4843 - 2.0749\left(\frac{p}{p_{cr}}\right)\right)},$$

$$f_a = G^{0.1}; f_b = 1.183G^{0.1}; f_{grid} = 1.3 - 0.3K_{grid},$$

$$f_{NU} = 1 + \frac{1 - F'}{1 + G}; \; F' = \frac{1}{H_0}\int_0^{H_0} \frac{q''(z)}{q''} dz,$$

где f_a и f_b – факторы, обусловленные эффектом холодной стенки; f_{grid} – фактор, обусловленный эффектом перемешивания в дистанционирующей решётке; f_{NU} – фактор, обусловленный неравномерностью теплового потока по осевой линии; x_{eq} – равновесное паросодержание; P, P_{cr} – рабочее и критическое давление теплоносителя.

Коэффициенты f_a и f_b для холодной стенки установлены равными 1, поскольку они актуальны только для кипящих водоохлаждаемых реакторов.

Коэффициент f_{grid} также равен 1, поскольку в анализе мы будем рассматривать одиночный канал ТВЭЛ. Исходя из тепловых и геометрических характеристик АЗ реактора ВВЭР-1200 коэффициент f_{NU} практически равен 1. Кроме того, корреляция КТП EPRI включает в себя рабочий тепловой поток и равновесное паросодержание в качестве членов, несущих косинусный коэффициент мощности:

3.7 Сравнение корреляций КТП ОКБ «Гидропресс» и Левитана-Ланцмана

На первом этапе проведена сравнительная оценка значений КТП при использовании корреляций ОКБ «Гидропресс» и Левитана-Лантсмана при номинальной тепловой мощности АЗ реактора 3200 МВт. Было установлено, что корреляция ОКБ «Гидропресс» дает более высокое прогнозное значение КТП, в сравнении с корреляцией Левитана-Лантсмана (рисунок 3.5). Аналогичная тенденция наблюдалась при использовании корреляции КТП ОКБ «Гидропресс» в сочетании с другими корреляциями КТП при анализе АЗ реактора ВВЭР-1000, описанными в литературе.

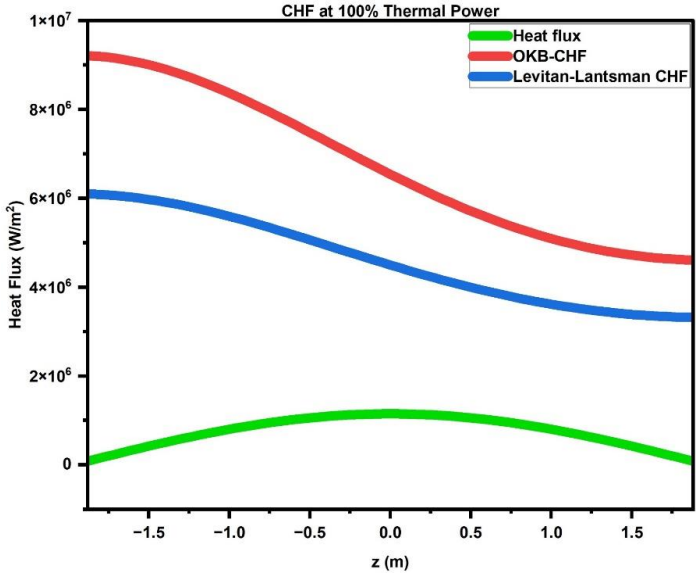


Рисунок 3.5 – Распределение локального теплового потока и КТП по высоте АЗ

3.8 Сравнение корреляции КТП Левитана-Ланцмана с данными справочных таблиц

Кроме того, мы сравнили корреляцию КТП Левитана-Ланцмана со справочными таблицами Бобкова и Грёневельда (рисунок 3.6), чтобы определить, насколько прогнозные значения КТП корреляции согласуется с данными справочных таблиц и возможности ее применения в рабочих условиях

эксплуатации реактора ВВЭР-1200. Значения КТП представлены в зависимости от равновесного паросодержания и массовой скорости теплоносителя (2000, 3000, 3749 и 5000 кг/(м²·с)) при постоянном рабочем давлении в системе охлаждения АЗ реактора ВВЭР-1200 равном 16,2 МПа. К указанным на рисунке данным корреляции КТП и справочных таблиц были применены поправочные коэффициенты, учитывающие геометрические размеры и плотность расположения стержней (в сборке) и обогреваемую высоту.

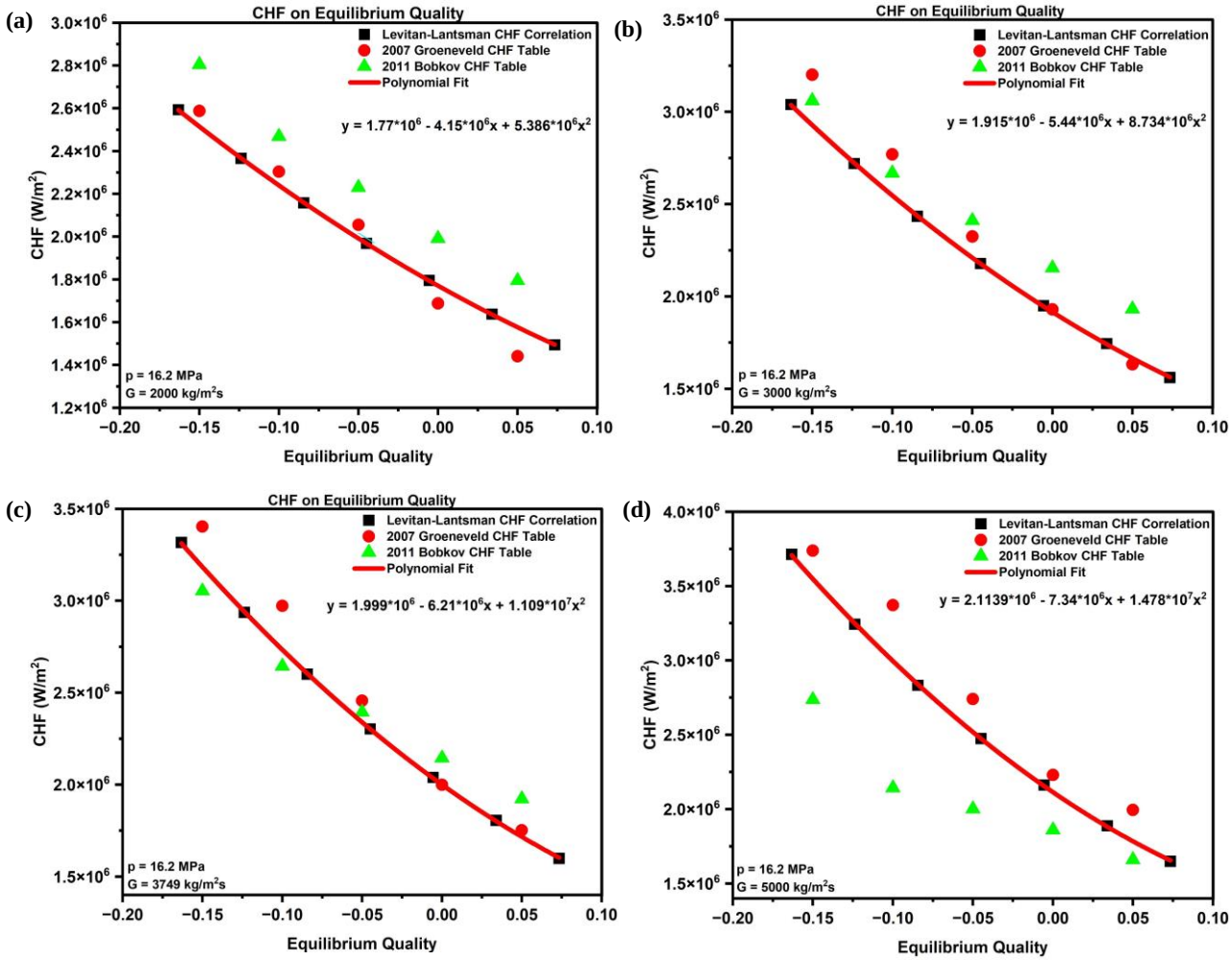


Рисунок 3.6 – Критический тепловой поток от равновесного паросодежания при массовой скорости теплоносителя: 2000 кг/(м²·с) (a), 3000 кг/(м²·с) (b), 3749 кг/(м²·с) (c) и 5000 кг/(м²·с) (d) (линия – корреляция, точки – данные СТ)

При значении массовой скорости теплоносителя 2000 кг/(м²·с) данные СТ Грёневельда лучше соответствовали корреляции, в то время как данные СТ Бобкова немного завышали прогнозные значения КТП. При значении массовой скорости 3000 кг/(м²·с) данные СТ Бобкова лучше соответствовали прогнозным данным КТП при относительно низком равновесном паросодержании, но меняли

тенденцию вблизи диапазона от -0,05 до 0,05, что соответствует условию кипения недогретого до температуры насыщения теплоносителя. При значении массовой скорости 3749 кг/(м²·с), что соответствует значению массовой скорости теплоносителя в АЗ реактора ВВЭР-1200, данные двух СТ хорошо совпадали с корреляцией КТП, что свидетельствует о согласованности прогнозных значений КТП, как показано на рисунке 3.6. При повышенном значении массовой скорости 5000 кг/(м²с) отклонения данных СТ Бобкова от прогнознных значений корреляции КТП увеличивались.

Анализ данных КТП показал, что корреляция КТП Левитана-Ланцмана с высокой точностью дает прогнозные значения КТП при значении массовой скорости теплоносителя соответствующем нормальному охлаждению АЗ реактора ВВЭР-1200. Данные СТ демонстрируют хорошую согласованность с прогнозными данными КТП корреляции. При повышении равновесного паросодержания в потоке теплоносителя, что указывает на более высокую вероятность смены режима кипения вблизи поверхности стенки ТВЭЛ, значения КТП снижаются и точность прогнозирования корреляции Левитана-Ланцмана остается высокой.

3.9 Моделирование в программном пакете COMSOL Multiphysics

Для моделирования теплогидравлических процессов в АЗ реактора мы использовали программный пакет COMSOL Multiphysics, поскольку доступ к специализированным расчетным кодам теплогидравлического расчета и расчета критических параметров реактора ВВЭР-1200 или других водоохлаждаемых PWR реакторов под давлением ограничен. Это создает трудности для исследователей в данной области, в частности, в получении доступа к подобным лицензионным расчетным инструментам. Поэтому в диссертационной работе мы использовали имеющиеся у нас ресурсы, несмотря на их ограничения.

Для подтверждения модели теплообмена в канале ТВЭЛ и расчета теплогидравлических характеристик между ТВЭЛ и водяным теплоносителем использовался универсальный программный пакет COMSOL Multiphysics,

позволяющий моделировать сопряженный процесс теплообмена, включающий совместное решение уравнений теплопередачи и гидродинамики для точного учёта взаимодействия между жидкостью/паром и твёрдой стенкой оболочки ТВЭЛ с помощью *k*-*ε*-модели турбулентности. Моделирование включало создание в COMSOL Multiphysics геометрии шестигранного канала с цилиндрическим тепловыделяющим стержнем (рисунки 3.7 и 3.8), соответствующего геометрическим размерам ТВЭЛ и ТВС АЗ реактора ВВЭР-1200 и ввод сопоставимых тепловых и гидравлических параметров в решатель задач по физике. Одна из корректировок, внесенных в модель COMSOL Multiphysics, заключалась в преобразовании коэффициента теплоотдачи газового зазора в его коэффициент теплопроводности путем умножения на толщину зазора в ТВЭЛ.

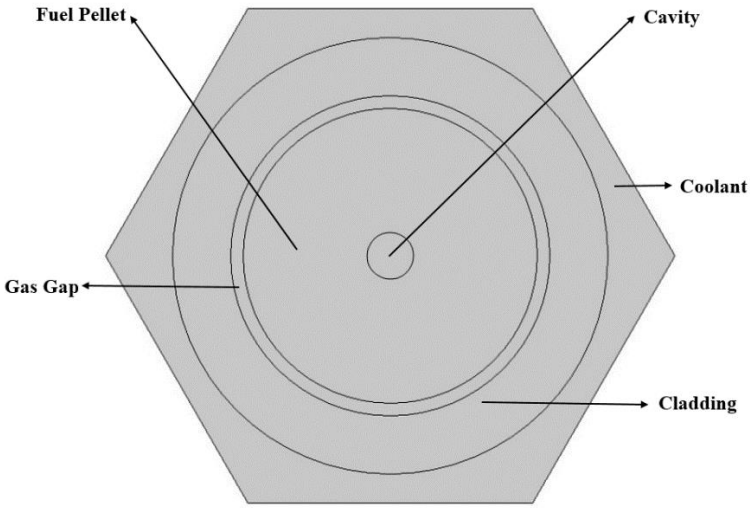


Рисунок 3.7 – Типичный канал с ТВЭЛ в АЗ реактора ВВЭР

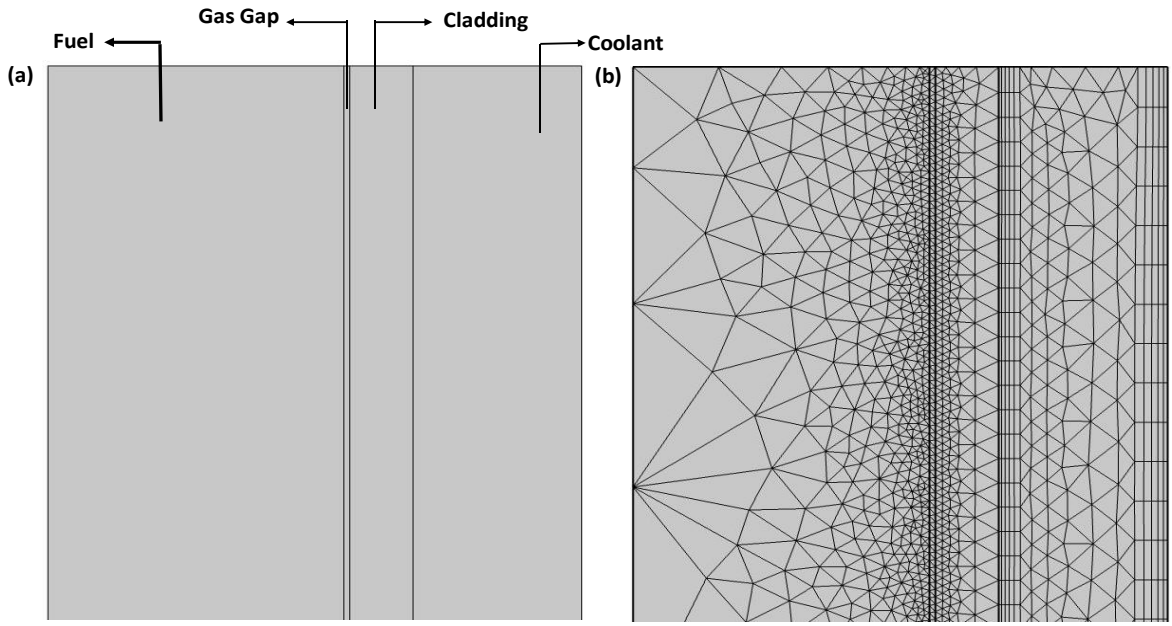


Рисунок 3.8 – Геометрическая модель в COMSOL Multiphysics: (a) геометрия ТВЭЛ (увеличенное изображение); (b) сетка, настраиваемая и управляемая физической моделью (увеличенное изображение)

Сначала проводился расчет при стационарном режиме и номинальных тепловых характеристиках активной зоны реактора. Затем второй расчет – при стационарном режиме и отклоненных тепловых характеристиках АЗ с возможным повышением коэффициента неравномерности теплового потока и максимального линейного теплового потока на поверхности энергонапряженного ТВЭЛ с учетом различных факторов. Результаты проведенных расчетов сравнивались с результатами теплогидравлических расчетов других исследователей и полученными в данной работе при использовании представленной выше усовершенствованной методики расчета в приложении Microsoft Excel, а также существующими техническими и теплогидравлическаками харатеристиками АЗ реактора, показав удовлетворительную согласованность.

В ходе теплогидравлического анализа характеристик АЗ установлены зависимости от линейной скорости энерговыделения и времени для горячего канала наиболее теплонапряженного ТВЭЛ с целью наблюдения за изменениями теплогидравлических параметров, предельно допустимых значений и оценкой критических параметров, что позволило установить аппроксимационные зависимости для экспересс оценки безопасности и надежного охлаждения АЗ реактора и сделать основные выводы по диссертационной работе.

ГЛАВА 4. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

4.1 Моделирование стационарного теплообмена в топливном канале в COMSOL Multiphysics и Microsoft Excel

Анализ характеристик теплогидравлического расчета, проведенного с использованием представленной методики решения в Microsoft Excel IAPWS-IF97 и модели COMSOL Multiphysics, показал (рисунок 4.1), что температура по осевой линии топлива ТВЭЛ в канале ТВС со средним линейным энерговыделением составляет приблизительно 880 °C. По мере продвижения от центральной оси активной зоны реактора к периферии температура на осевой линии топлива снижается за счет уменьшения плотности потока нейтронов и линейного энерговыдления в ТВС. Именно данное снижение температуры является причиной размещения отражателей вокруг активной зоны для минимизации потерь нейтронов и повышения эффективности тепловыделения в АЗ реактора. Кроме того, в период эксплуатации реактора вносятся корректировки нейтроно-физических параметров внутри АЗ для снижения неравномерности энерговыделения по радиусу и высоте.

Расчет теплогидравлических параметров АЗ реактора и канала ТВЭЛ основан на среднем выделяемым каждым ТВЭЛ тепловом потоке и его коэффициенте неравномерности тепловыделения по высоте. В ходе расчетов используются средние значения линейной скорости тепловыделения (ЛСТВ) на единицу высоты 1 м топливного стержня и объемной скорости тепловыделения (ОСТВ) на единицу объема 1 м^3 топлива. В данной работе значение ОСТВ используется в качестве источника тепловой энергии в канале ТВЭЛ компьютерной модели COMSOL Multiphysics, который впоследствии определяет распределение температур по высоте и радиусу топливного канала.

Результаты теплогидравлического расчета канала ТВЭЛ со средним значением ЛСТВ показывают, что температура по осевой линии топлива ТВЭЛ составляет приблизительно 880 °C, как показано на рисунке 4.1а.

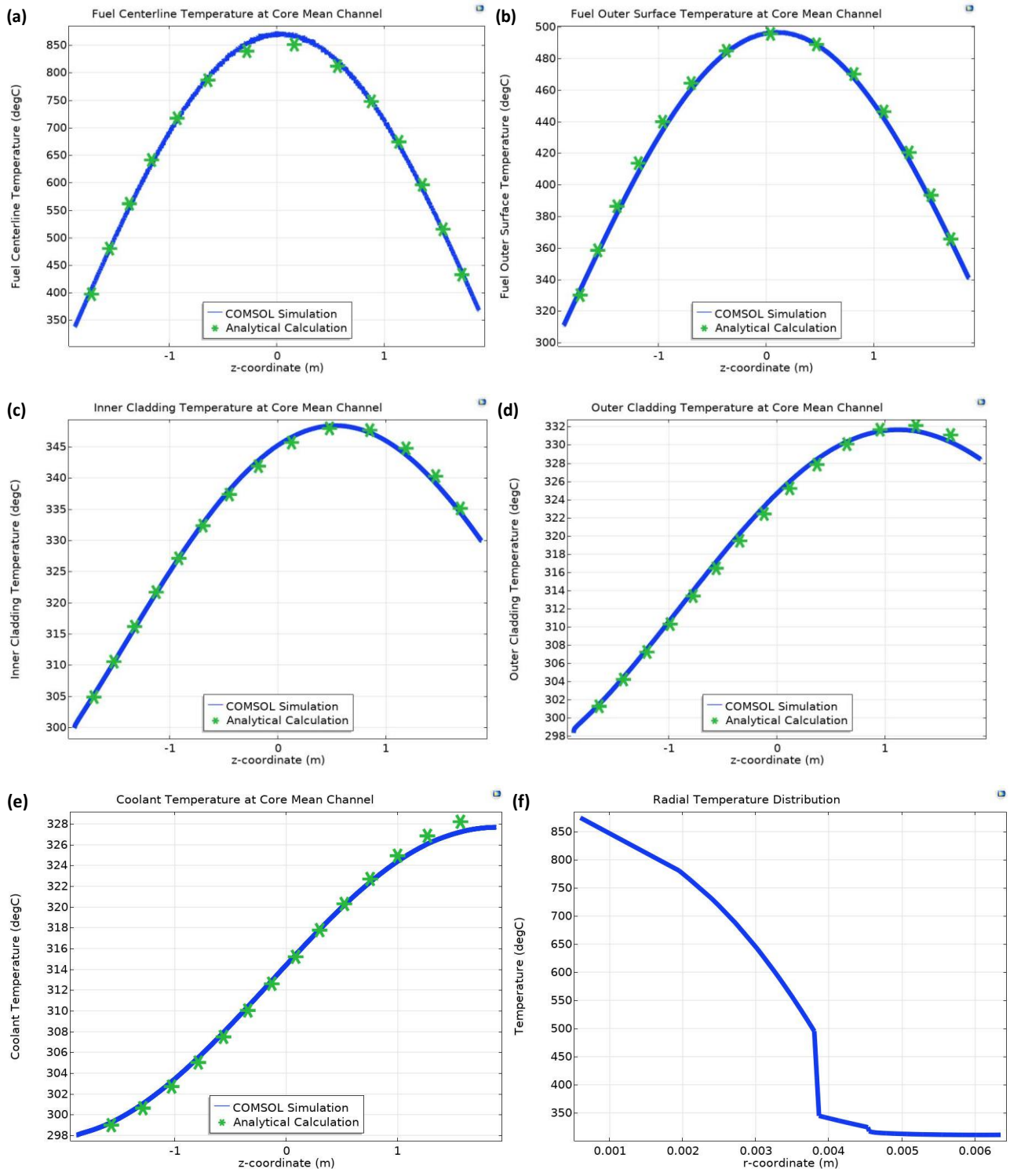


Рисунок 4.1 – Распределение температур по высоте (a-e) и радиусу (f) среднего канала ТВЭЛ: в центре топлива (a), на внешней поверхности топлива (b), на внутренней поверхности оболочки (c), на внешней поверхности оболочки (d), в теплоносителе (e), данные из модели COMSOL Multiphysics (f)

Максимальная температура внешней поверхности топлива составляет около 495 °C (рисунок 4.1b), в то время как максимальная температура внутренней оболочки достигает примерно 348 °C (рисунок 4.1c). Максимальная температура

внешней оболочки составляет приблизительно 331,5 °C (рисунок 4.1d), а максимальная температура теплоносителя составляет около 328,5 °C (рисунок 4.1e). Отметим, что расчетные температурные зависимости, полученные в компьютерной модели COMSOL Multiphysics и используемой методике расчета, имеют хорошую сходимость.

4.2 Моделирование нестационарного теплообмена в топливном канале в COMSOL Multiphysics

После верификации методики и результатов теплогидравлического расчета при стационарном режиме теплообмена в канале ТВЭЛ при среднем значении ЛСТВ проведен анализ температурных режимов в условиях нестационарного теплообмена с использованием компьютерной модели COMSOL Multiphysics. Целью данного анализа являлось определение периода времени для достижения теплового равновесия и установление максимальной температуры топлива и на поверхности ТВЭЛ.

Как показано на рисунках 4.2 и 4.3a, через 1 секунду после начала моделирования пуска реактора и разогрева ТВЭЛ температура топливной таблетки на центральной оси стержня достигла приблизительно 425 °C, при этом наблюдалось значительное изменение температуры между каждым временным диапазоном. Через 2 секунды разогрева стержня температура на центральной оси топлива поднялась до 527 °C, при этом между временными шагами наблюдались значительные различия по температуре, как показано на рисунке 4.3b. Через 4 секунды температура топливной таблетки ТВЭЛ достигла приблизительно 680 °C. Разность температур между временными шагами постепенно снижалась, как показано на рисунке 4.3c. Через 6 секунд температура топлива на оси ТВЭЛ поднялась примерно до 780 °C, при этом разность температур между временными диапазонами еще больше сократилась, как показано на рисунке 4.3d. Через 10 секунд температура на центральной оси топлива достигла ~845 °C, а разность температур между временными шагами была незначительной, как видно на рисунке 4.3e, что свидетельствует о приближении условия теплового равновесия.

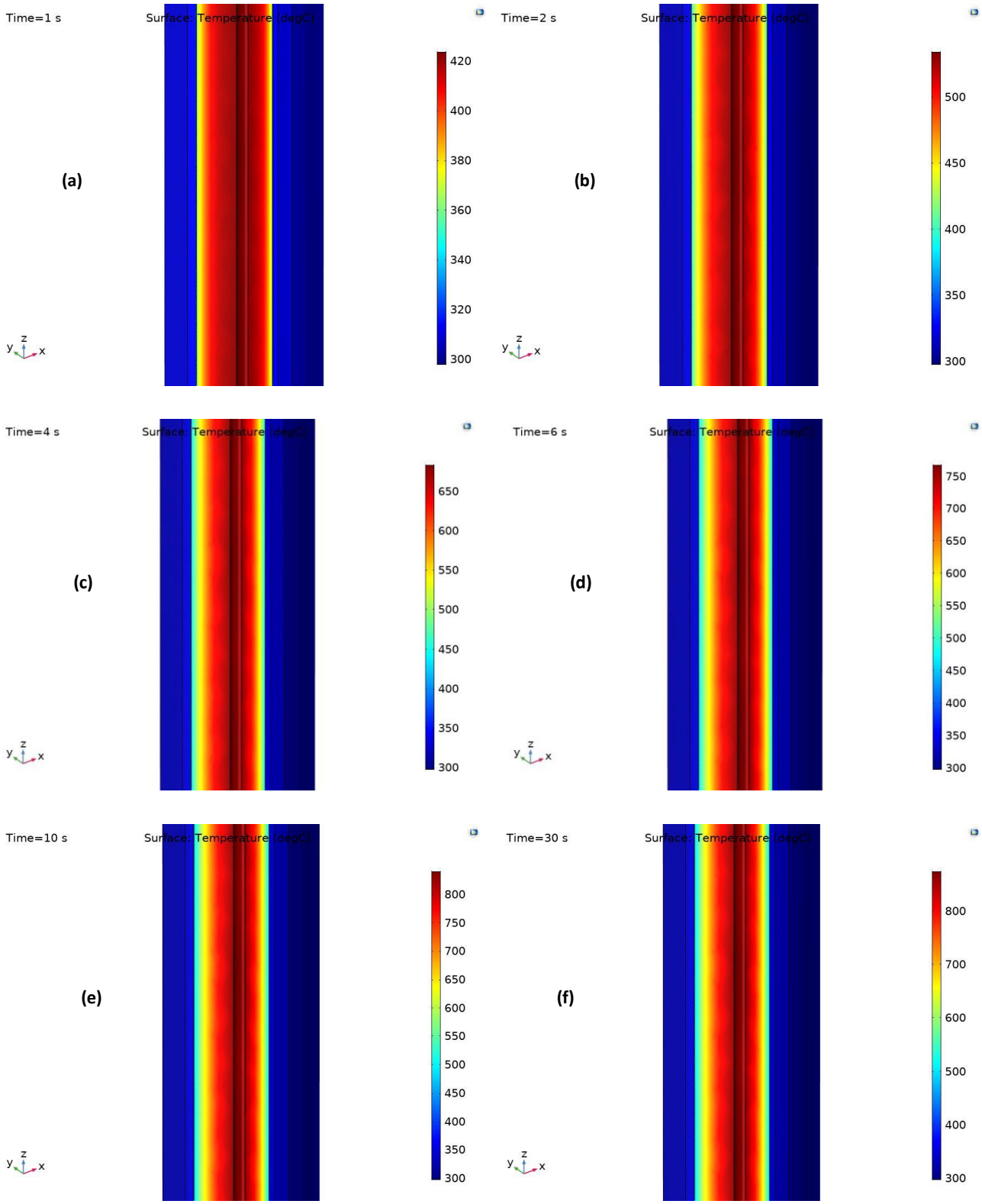


Рисунок 4.2 – Температурный контур вдоль оси и поперек канала ТВЭЛ (сечение наиболее разогретой части стержня вблизи его центра) в моменты времени моделирования: 1 сек (a), 2 сек (b), 4 сек (c), 6 сек (d), 10 сек (e), 30 сек (f)

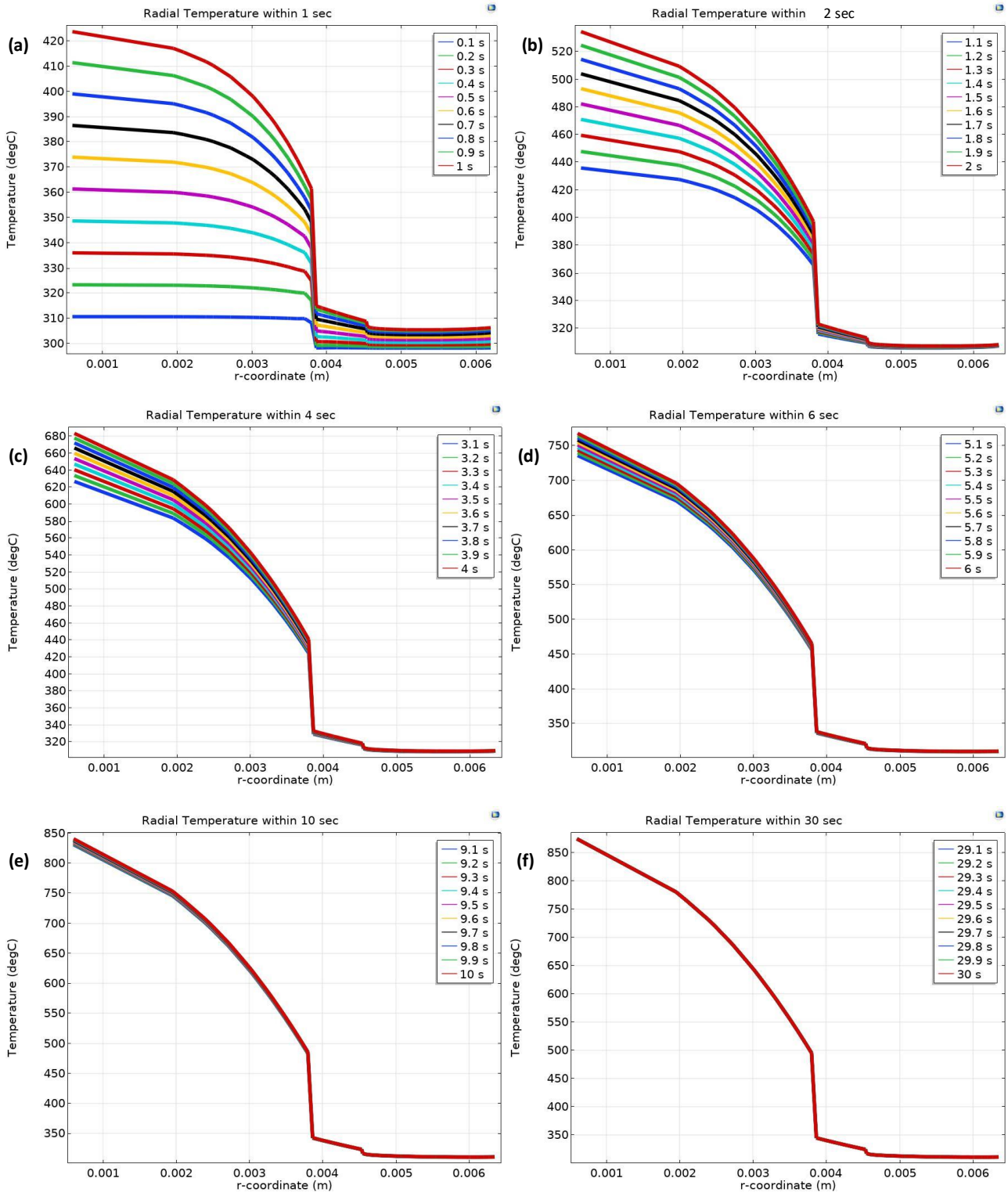


Рисунок 4.3 – Распределение температуры по радиусу канала ТВЭЛ в моменты времени: 1 сек (a), 2 сек (b), 4 сек (c), 6 сек (d), 10 сек (e), 30 сек (f)

Через 30 секунд после начала моделирования максимальная температура в топливной таблетке ТВЭЛ со среденим значением ЛСТВ достигла примерно 880 °C, при этом заметной разности температур между временными шагами не наблюдалось, как показано на рисунке 4.3f. Это указывает на достижение

теплового равновесия и ожидается переход на стационарный режим теплообмена в канале ТВЭЛ.

Представленные на рисунке 4.4 распределения температуры по высоте и радиусу канала ТВЭЛ иллюстрируют изменение температуры в топливной таблетке, газовом зазоре и оболочке стержня, а также в теплоносителе в определенные моменты времени.

Полученные результаты расчета нестационарного режима при разогреве ТВЭЛ в канале подтверждают результаты моделирования стационарного режима теплообмена топливного стержня при среднем значении ЛСТВ, подробно описанного на рисунке 4.1, демонстрируя, что в данных условиях энерговыделения топливному стержню требуется приблизительно 30 секунд, чтобы достичь теплового равновесия в период выделения тепловой энергии в топливе и его разогрева до максимальных значений температур в канале ТВЭЛ. По истечении 30 секунд изменение значений температур в канале ТВЭЛ становятся настолько минимальными, что их можно считать пренебрежимо малыми.

На рисунке 4.4f показаны распределения температур по радиусу канала ТВЭЛ для каждого временного интервала (1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 10, 15 и 30 секунд), указывающие на то, что в любой заданный период времени максимальные значения температур наблюдаются на центральной оси топливного стержня.

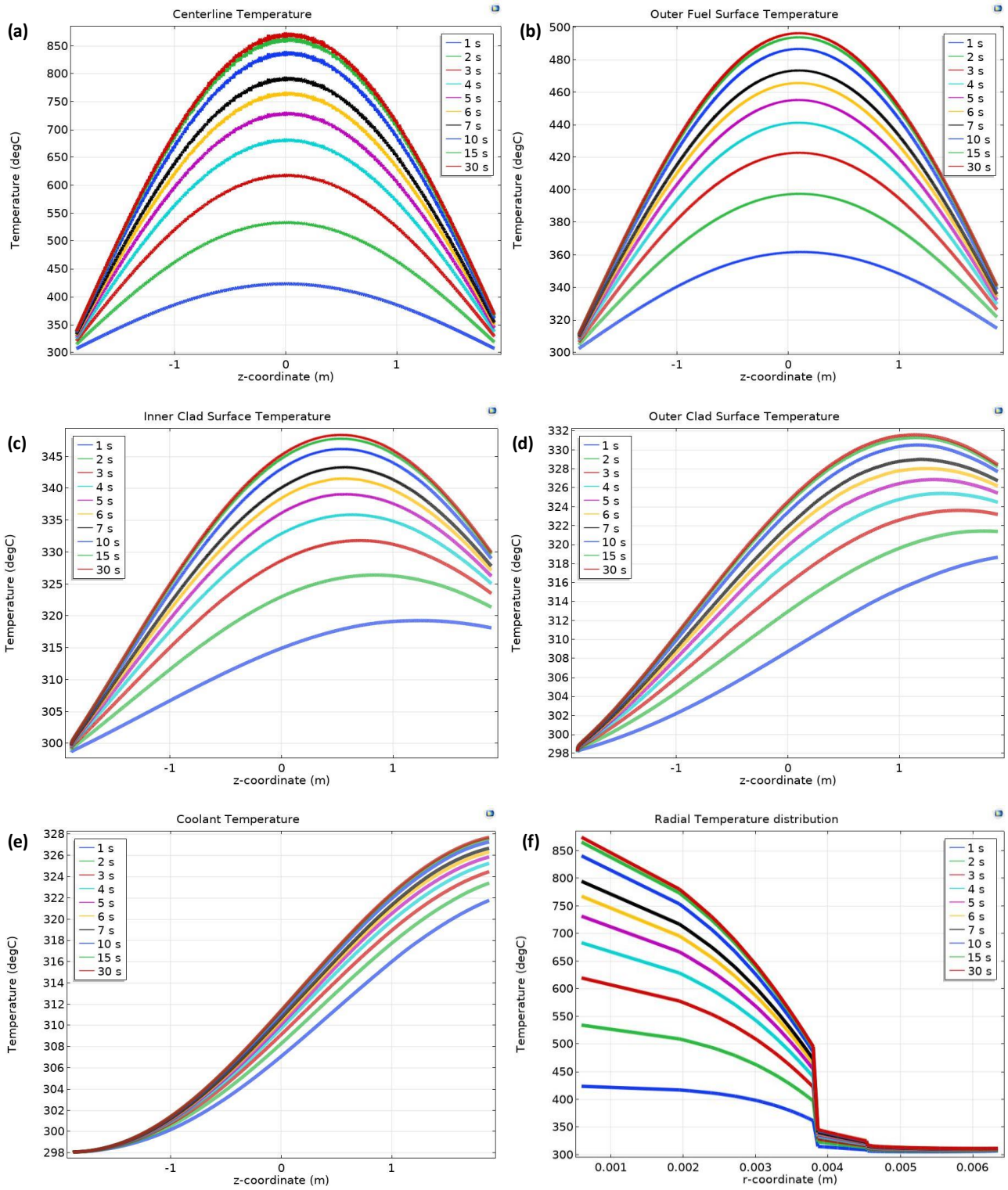


Рисунок 4.4 – Распределение температур по высоте (a-e) и радиусу (f) канала ТВЭЛ в разные моменты времени: в центре топлива (a), на внешней поверхности топлива (b), на внутренней поверхности оболочки (c), на внешней поверхности оболочки (d), в теплоносителе (e)

4.3 Прогнозирование температуры на осевой линии ТВЭЛ и минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи при изменении линейного теплового потока

В данном теплогидравлическом расчете коэффициент неравномерности энерговыделения по высоте k_z АЗ реактора ВВЭР-1200 принимался равным 1,39, как определено из уравнения (3.62). Коэффициент неравномерности энерговыделения по радиусу k_r АЗ составлял приблизительно 1,53, как указано в работе [158]. Неравномерность энерговыделения в АЗ, вызванная различными инженерными факторами, составляет 1,16, а эффект плотности расположения стержней в пучке и взаимодействия друг с другом вносит вклад в размере 1,1. При объединении двух факторов получается общее значение коэффициента неравномерности 1,276, как указано в работе [127].

С учетом максимальных коэффициентов неравномерности, учитывающих все факторы, максимальное значение итогового коэффициента неравномерности по тепловому потоку в АЗ составляет примерно 2,713. Данное максимальное значение коэффициента неравномерности η_{pf} далее будет рассмотрено в оценке предельных возможных уровней линейных тепловых потоков или ЛСТВ в канале ТВЭЛ и критических параметров. С учетом варьируемого значения коэффициента неравномерности η_{pf} от 1,0 до 2,7 в работе установлены максимальные значения ЛСТВ по высоте канала теплонапряженного ТВЭЛ при заданном среднем значении энерговыделения в АЗ реактора. На основе возможных распределений ЛСТВ по высоте канала ТВЭЛ определены локальные точки с максимальными значениями теплового потока и температур в топливном стержне, минимальное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* и его местоположение в канале при ОПК. Полученные в ходе расчета теплогидравлические характеристики и критические параметры в локальном канале ТВЭЛ или ТВС могут быть использованы в оценке эксплуатационной безопасности и теплотехнической надежности АЗ реактора в стационарных и нестационарных режимах.

Коэффициент неравномерности теплового потока η_{pf} представлен в уравнении (3.64):

$$\eta_{pf} = k_q \cdot k_r \cdot k_z ,$$

где k_z – коэффициент неравномерности энерговыделения по высоте, k_r – радиальной коэффициент неравномерности энерговыделения и k_q – инженерный коэффициент неравномерности по тепловому потоку.

Выравнивание выделения тепловой энергии в цилиндрической активной зоне реактора с равномерной вычислительной сеткой (ячейками) может быть достигнуто различными методами. Один из методов включает использование различного обогащения топлива в ТВС реактора. Такой подход требует рассмотрения и разработки ТВС с разным обогащением топлива. И наоборот, использование дополнительных внутриреакторных конструкций может привести к ухудшению нейтроно-физических характеристик АЗ реактора, что в конечном итоге может повлиять на тепловую и экономическую эффективность реакторной установки и энергоблока в целом.

Еще один эффективный метод выравнивания выделения тепловой энергии заключается в разделении активной зоны на сегменты, каждый из которых имеет свой собственный неравномерный шаг ячейки. Каждый шаг ячейки должен увеличиваться от центра к периферии активной зоны, что приводит к снижению коэффициента неравномерности энерговыделения по радиусу. Количество секций, на которые разделена активная зона, зависит от нескольких факторов, включая шаг ячейки, тип, плотность расположения и размер топливных стержней, толщину отражателя и ограничения в конструкции реактора.

Оптимальное расстояние между ячейками для каждой расчетной секции может быть определено с помощью процедуры, основанной на технологии генетического алгоритма [167]. Такой подход позволяет идентифицировать решения, удовлетворяющие множеству условий, без необходимости увеличения размеров АЗ реактора, разработки различных тепловыделяющих элементов и ТВС или установки дополнительных конструкций в центральной части активной зоны.

После первоначального теплогидравлического расчета АЗ и канала ТВЭЛ при постоянном среднем значении ЛСТВ (таблица 4.1), проведена серия расчетов при варьировании значений коэффициента неравномерности по тепловому потоку от 1,5 до 2,7 и максимальных значений ЛСТВ на поверхности ТВЭЛ. В каждом сценарии мы регистрировали осевое и радиальное распределения температур в канале и ТВЭЛ, температуру на центральной оси топливной таблетки, тепловой поток на поверхности оболочки стержня, прогнозные значения КТП, минимального коффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* и местоположения ОПК.

Таблица 4.1 – Основные параметры ТВЭЛ и теплоносителя АЗ реактора

Наименование параметра	Значение	Наименование параметра	Значение
Средняя тепловая мощность, кВт	61,664	Температура теплоносителя на входе, °С	289,2
Средняя ЛСТВ, кВт/м	16,4	Скорость теплоносителя на входе, м/с	5
Радиус области топливной таблетки, м	0,0032	Давление теплоносителя на выходе, Па	$1{,}62\cdot10^{7}$
Толщина топливной полости, м	0,0006	Плотность оболочки, кг/м^3	6550
Толщина газового зазора, м	0,000065	Удельная теплоемкость оболочки, Дж/(кг·К)	285,8
Толщина области оболочки, м	0,000685	Плотность гелия, кг/м^3	125
Толщина области теплоносителя, м	0,001825	Плотность топлива, кг/м^3	10445
Высота топливного стержня, м	3,76	Удельная теплоемкость топлива, Дж/(кг·К)	236
Средняя ОСТВ, Вт/м³	$3{,}7\cdot10^{8}$	Удельная теплоемкость гелия, Дж/(кг·К)	5000

4.3.1 Температурные зависимости теплопроводности топлива, газового зазора и оболочки ТВЭЛ

В теплогидравлическом расчете использовались температурные зависимости коэффициента теплопроводности различных материалов. Для циркониевого сплава Zircaloy-2 оболочки и газового зазора ТВЭЛ, рекомендуемые Отманом Р. [153] уравнения для теплопроводности материалов от температуры выглядят следующим образом:

$$\begin{gathered}\lambda_{clad}\left(T_{clad}\right)=\Sigma_0+\Sigma_1 T_{clad}+\Sigma_2 T_{clad}{}^2+\Sigma_3 T_{clad}{}^3 \\ \Sigma_0=7.51;\Sigma_1=2.09\cdot10^{-2};\Sigma_2=-1.45\cdot10^{-5};\Sigma_3=7.67\cdot10^{-9},\end{gathered} \tag{4.1}$$

$$\lambda_{gg} = \Psi \cdot 10^{-6} \cdot T_{gg}^{0.79}, \quad (4.2)$$

где T_{clad}, T_{gg} – температура в оболочке и газовом зазоре; λ_{clad}, λ_{gg} – коэффициент теплопроводности оболочки и газового зазора, Вт/(см·К); константа Ψ для гелия равна 15,8.

Для топливной таблетки диоксида урана (с 95% теоретической плотностью) использовалась температурная зависимость коэффициента теплопроводности (рисунок 4.5a), предложенная Лионом [153];

$$\lambda_{pel} = \frac{38.24}{402.4+T_{pel}} + 6.125 \cdot 10^{-13} \left(T_{pel}+273\right)^3, \quad (4.3)$$

λ_{pel} – теплопроводность материала топливной таблетки, Вт·м$^{-1}$К$^{-1}$; T_{pel} – температура топливной таблетки.

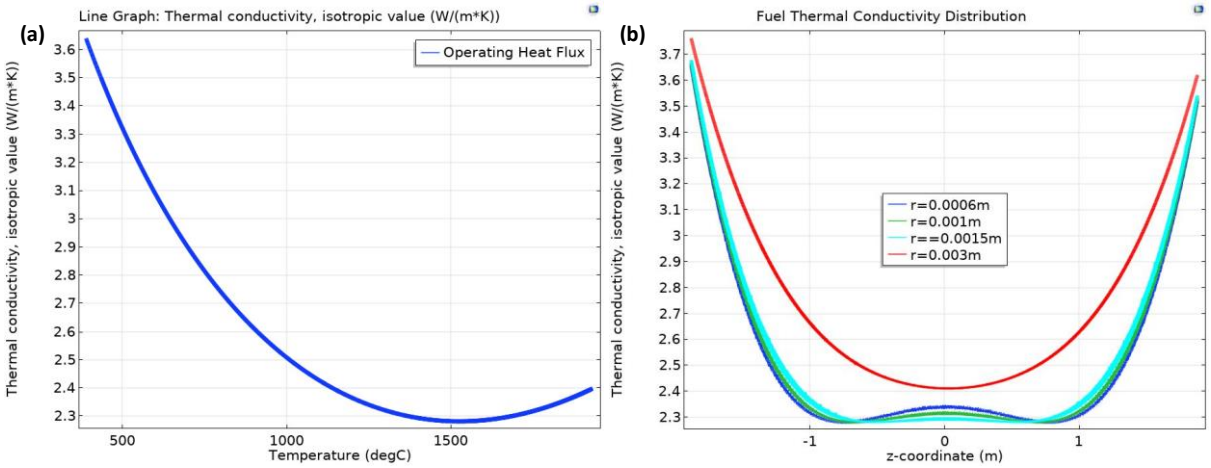


Рисунок 4.5 – Теплопроводность топлива от температуры (a) и высоты АЗ (b)

Теплопроводность топлива, рассчитанная по высоте АЗ в COMSOL Multiphysics представлена на рисунке 4.5b. Отметим, что теплопроводность топлива снижается примерно с 3,6 Вт·м$^{-1}$К$^{-1}$ при 500 °С до 2,5 Вт·м$^{-1}$К$^{-1}$ при температуре около 1000 °С, затем до 2,3 Вт·м$^{-1}$К$^{-1}$ при температуре около 1500 °С и впоследствии незначительно увеличивается примерно до 2,4 Вт·м$^{-1}$К$^{-1}$ при температуре около 1920 °С. На рисунке 4.5b теплопроводность топлива показана в зависимости от осевой координаты высоты *z* на разных радиальных расстояниях внутри топливной таблетки. При радиусе 0,003 м, близком к внешней поверхности топлива, кривая показывает, что максимальная температура по осевой линии остается значительно ниже 1500 °С. Однако это наблюдение не

подтверждается для кривых при радиусах 0,0006 м, 0,001 м и 0,0015 м. Как показано, теплопроводность имеет тенденцию к незначительному увеличению в середине высоты АЗ (координаты *z*), а затем снова к снижению. Низкие значения коэффициента теплопроводности топлива в данной области указывает на то, что температура может достигать 1500 °С.

В таблице 4.2 представлены результаты моделирования при начальном среднем значении ЛСТВ 15,416 кВт/м и варьируемом коэффициенте неравномерности теплового потока от 1,0 до 2,7, включая минимальные значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* (полученные с применением корреляции КТП EPRI) и значения температур теплоносителя, оболочки и топливной таблетки на ее осевой линии. Мы также установили прогнозные значения коэффициента *MDNBR*, местоположение (координаты высоты *z* и радиуса *r*) точек отклонения от пузырькового кипения в канале и осредненное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* в канале между внешней поверхностью оболочки ТВЭЛ и слоем теплоносителя.

Таблица 4.2 – Расчетные значения коэффициента *MDNBR* (при соответствующих координатах высоты *z* и радиуса *r* канала) и температур при изменении неравномерности тепловыделения η_{pf} и максимальных значений ЛСТВ в канале ТВЭЛ

ЛСТВ, кВт/м (η_{pf})	*MDNBR* при *r*=4,55 мм		*MDNBR* при *r*=4,57 мм		*MDNBR* при *r*=4,58 мм		*MDNBR* при *r*=5,45 мм	
	z, м	*MDNBR*	*z*, м	*MDNBR*	*z*, м	*MDNBR*	*z*, м	*MDNBR*
15,42 (1,0)	3,65	1,905	3,57	1,890	3,53	1,870	3,76	1,920
23,12 (1,5)	3,60	1,678	3,47	1,660	3,37	1,620	3,63	1,680
30,83 (2,0)	3,58	1,494	3,43	1,464	3,26	1,425	3,55	1,483
37,00 (2,4)	3,57	1,360	3,38	1,330	3,24	1,285	3,49	1,340
38,54 (2,5)	3,55	1,335	3,37	1,305	3,22	1,260	3,48	1,320
41,62 (2,7)	3,44	1,285	3,30	1,253	3,13	1,210	3,41	1,270
	Средний *MDNBR* в канале		Температура теплоносителя °С		Температура оболочки, °С		Температура на оси топлива, °С	
15,42 (1,0)	1,896		327,8		328,4		888	
23,12 (1,5)	1,659		331,3		335,7		1230	
30,83 (2,0)	1,466		334,7		343,6		1588	
37,00 (2,4)	1,329		337,6		350,2		1855	
38,54 (2,5)	1,305		338,3		351,8		1920	
41,62 (2,7)	1,255		339,5		354,8		2050	

Данный подход позволяет нам установить аппроксимационную зависимость минимального значения *MDNBR* от линейного теплового потока.

Согласно данным таблицы 4.2, при повышении коэффициента неравномерности теплового потока η_{pf} от 1,0 до 2,7 и максимального значения ЛСТВ на поверхности ТВЭЛ от 15,42 кВт/м до 41,62 кВт/м прогнозируемые минимальные значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* в канале снижаются с 1,896 до 1,255. При коэффициенте неравномерности η_{pf} равном 2,4 и максимальном значении ЛСТВ 37 кВт/м прогнозируемое значение коэффициента *MDNBR* на поверхности оболочки ТВЭЛ (при координатах r = 4,55 мм и z = 3,57 м) составило 1,36, а осредненное значение коэффициента запаса *MDNBR* в канале – 1,329. При коэффициенте неравномерности η_{pf} равном 2,5 и максимальном ЛСТВ 38,54 кВт/м прогнозируемое значение *MDNBR* на поверхности оболочки ТВЭЛ (при координатах r = 4,55 мм и z = 3,55 м) составило 1,335, а осредненное значение *MDNBR* в канале – 1,305. Оба осредненных значения коэффициента *MDNBR* находятся в пределах допустимого диапазона для PWR реакторов, охлаждаемых водой под давлением, который по разным оценкам составляет 1,2–1,3. Отметим, что в пограничном слое теплоносителя (вблизи поверхности ТВЭЛ при радиусе r = 4,58 мм и высоте z = 3,22–3,24 м) прогнозируемые значения коэффициента запаса *MDNBR* имеют минимальные значения: *MDNBR* = 1,285 при η_{pf} равном 2,4 и *MDNBR* = 1,26 при η_{pf} равном 2,5. Таким образом, мы приходим к выводу, что полученные результаты моделирования теплообмена в канале теплонапряженного ТВЭЛ и прогнозные минимальные значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи достаточно хорошо согласуются с пределами безопасности и надежности охлаждения АЗ водоохлаждаемого реактора под давлением.

В большинстве случаев минимальное значение коэффициента запаса *MDNBR* выше установленного предельного значения запаса по безопасности при эксплуатации реакторов. Например, при стационарном режиме нормальной эксплуатации реактора PWR и 100% номинальной тепловой мощности охлаждение АЗ может считаться надежным, при отношении пиковой тепловой

мощности к средней не более 2,5. Как правило, значение коэффициента неравномерности при пиковом значении тепловой мощности АЗ в номинальном режиме реактора составляет около 2,0, что значительно ниже предельного значения η_{pf} 2,5. При учете факторов неопределенности, обусловленных измерениями (1,03) и инженерными производственными процессами (1,05), максимальное соотношение максимальной тепловой мощности к среднему значению увеличивается примерно до 2,16. Для PWR реакторов компании Westinghouse (США) максимальный коэффициент неравномерности по тепловому потоку оценивается примерно в 2,32. Наиболее важным пределом безопасности в эксплуатации ядерных реакторов является эксплуатационный предел, который защищает от термомеханического повреждения ТВЭЛ.

На рисунке 4.6 показаны распределения температур по высоте и радиусу канала при изменении коэффициента неравномерности η_{pf} от 1,0 до 2,7 и максимального значения ЛСТВ на поверхности ТВЭЛ, включая температуры на осевой линии топлива, внешней поверхности топлива, внутренней и внешней поверхности оболочки, теплоносителя. Примечательно, что при коэффициенте неравномерности η_{pf} равном 2,4 получены максимальные значения температур: 1855 °С – на осевой линии топлива, 722 °С – на внешней поверхности топлива, 414 °С – внутренней поверхности оболочки, 350,2 °С – на внешней поверхности оболочки ТВЭЛ и 337,6 °С – для теплоносителя.

Кроме того, на рисунке 4.7 представлены соответствующие температурные контуры в канале ТВЭЛ при одинаковых значениях линейного теплового потока и коэффициента неравномерности η_{pf}.

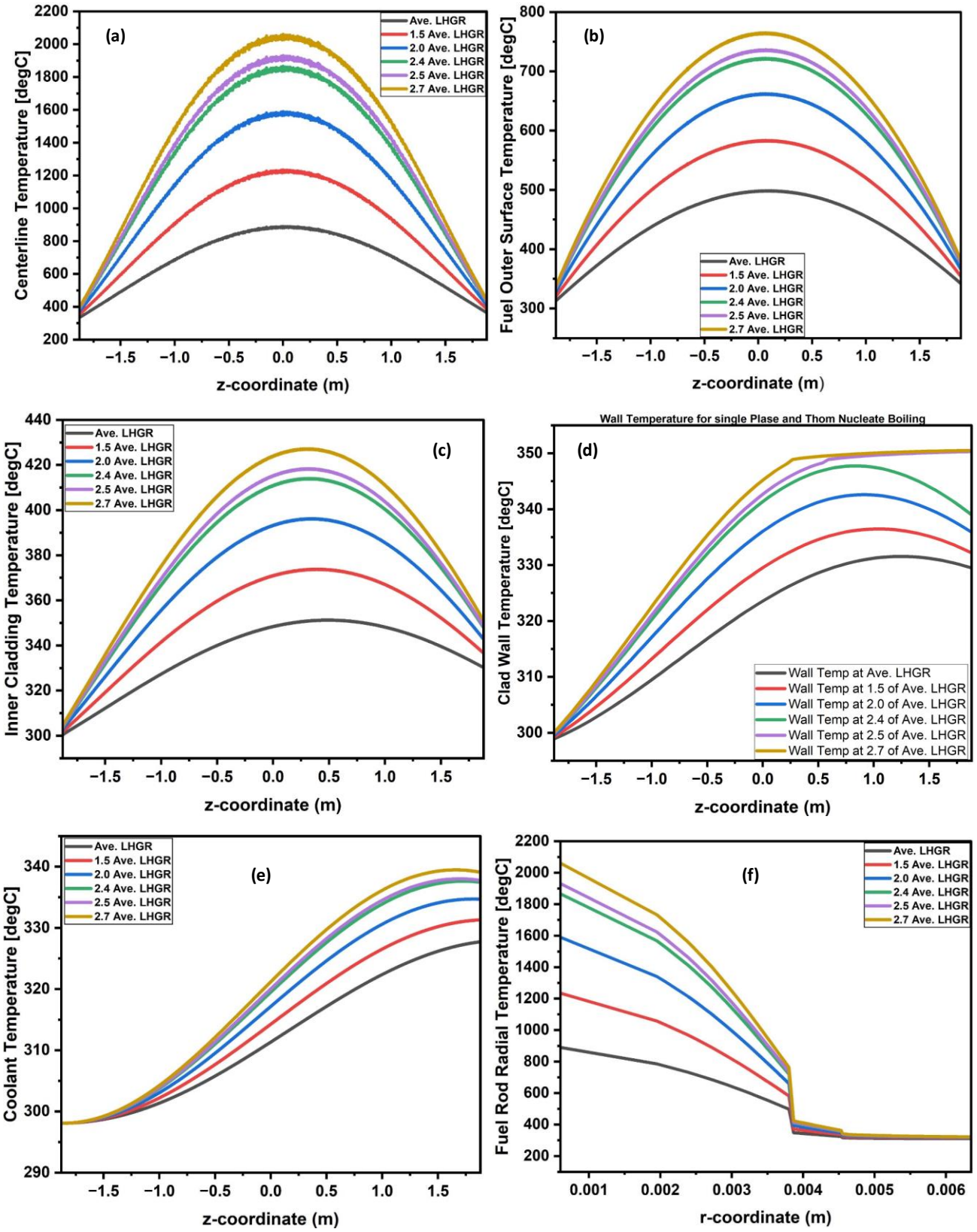


Рисунок 4.6 – Распределение температуры по высоте (a-e) и радиусу (f) канала ТВЭЛ при различных коэффициентах неравномерности ЛСТВ: в центре топлива (a), на внешней поверхности топлива (b), на внутренней поверхности оболочки (c), на внешней поверхности оболочки (d), в теплоносителе (e)

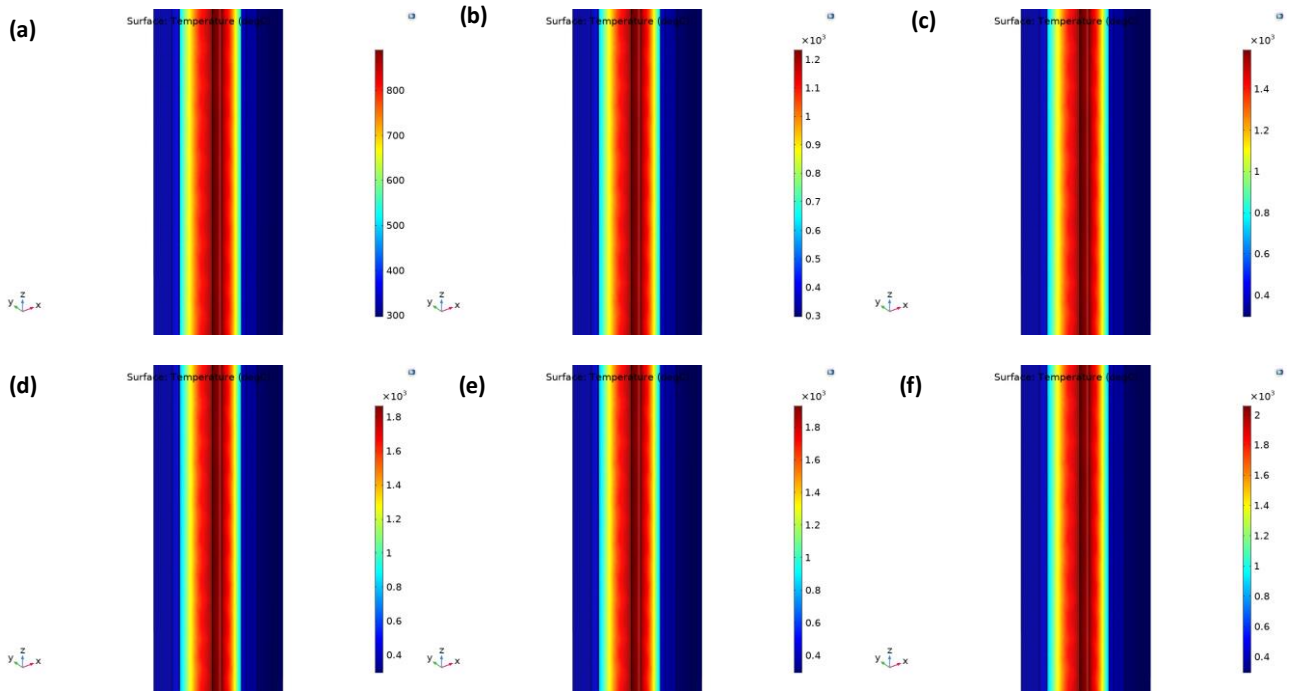


Рисунок 4.7 – Температурный контур вдоль оси и поперек топливного канала при различных коэффициентах неравномерности ЛСТВ: 1,0 (a), 1,5 (b), 2,0 (c), 2,4 (d), 2,5 (e) и 2,7 (f)

Модель турбулентности *k-ε* описывает течение теплоносителя в канале ТВЭЛ и использовалась в оценке гидравлических потерь давления при вынужденном течении. Распределение давления теплоносителя по высоте канала ТВЭЛ показано на рисунке 4.8a, при этом выходное давление составляет 16,2 МПа, а входное – 16,39 МПа, что приводит к потерям давления примерно на 19 кПа. На рисунке 4.8b показано распределение радиальной скорости потока водяного теплоносителя в различных по высоте точках канала (от входа до выхода из АЗ). Профиль скоростей потока развивается от входа в канал примерно до высоты z = 0,005H_{rod} и полностью стабилизируется между отметками высот от 0,125H_{rod} до H_{rod}. Начальная скорость потока теплоносителя на входе в канал составляет 5 м/с и постепенно снижается вблизи поверхности ТВЭЛ и увеличивается в центре. В полностью установившейся области течения скорость возрастает от 3,0 м/с (вблизи поверхности оболочки) до примерно 5,4 м/с (в центре).

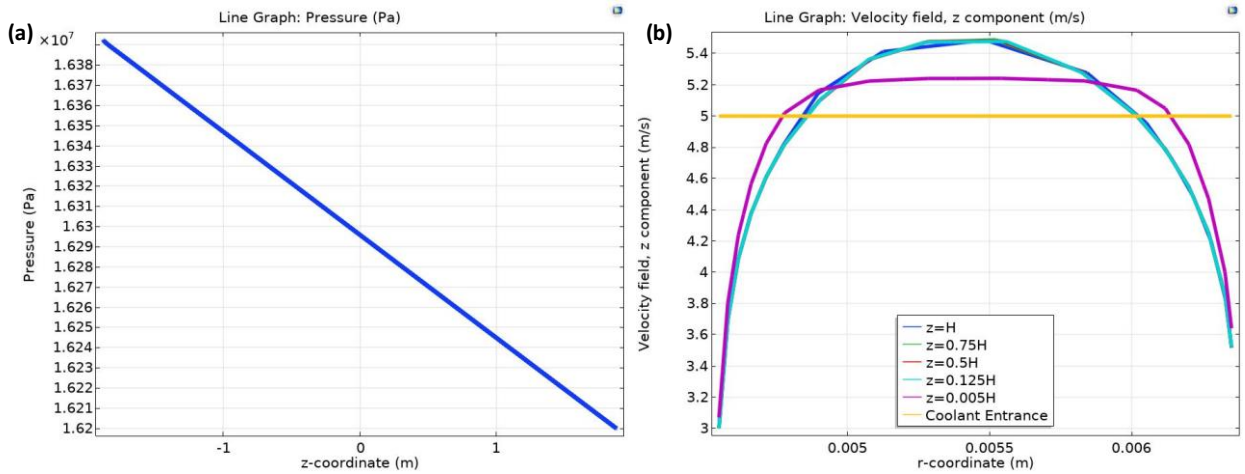


Рисунок 4.8 – Результаты моделирования гидравлики с применением k-ε модели турбулентности: распределение давления теплоносителя по высоте канала (a); радиальное распределение скорости потока теплоносителя (b)

Плотность водяного теплоносителя на входе в канал составляла приблизительно 731 кг/м³. При нагреве плотность теплоносителя на выходе из канала снизилась до 660 кг/м³ при среднем значении линейной скорости тепловыделения и до примерно 620 кг/м³, когда коэффициент неравномерности теплового потока η_{pf} достигал максимального значения 2,7, как показано на рисунке 4.9a. Число Рейнольдса на входе в канал составляло около 57400. В то же время число Рейнольдса на выходе из канала увеличилось до 67000 при средней ЛСТВ и до примерно 71000 при η_{pf} равном 2,7, как показано на рисунке 4.9b. Это указывает на то, что с повышением температуры водяного теплоносителя плотность его снижалась. Снижение плотности теплоносителя приводит к усилению молекулярного движения, что влияет на вязкость и турбулизацию потока, повышая число Рейнольдса.

Коэффициент теплоотдачи от поверхности ТВЭЛ к однофазному потоку теплоносителя увеличился с 60,5 кВт/(м²·К) при среднем значении ЛСТВ до приблизительно 62,5 кВт/(м²·К) при достижении η_{pf} максимального значения 2,7, как показано на рисунке 4.10a. Кроме того, на рисунке 4.10b показано изменение массового паросодержания в потоке водяного теплоносителя. При увеличении коэффициента неравномерности η_{pf} с 2,0 до 2,7 и максимального значения ЛСТВ на поверхности ТВЭЛ с 30,83 кВт/м до 41,62 кВт/м массовая доля паровой фазы в потоке теплоносителя возрастает от 0,01 до 0,18.

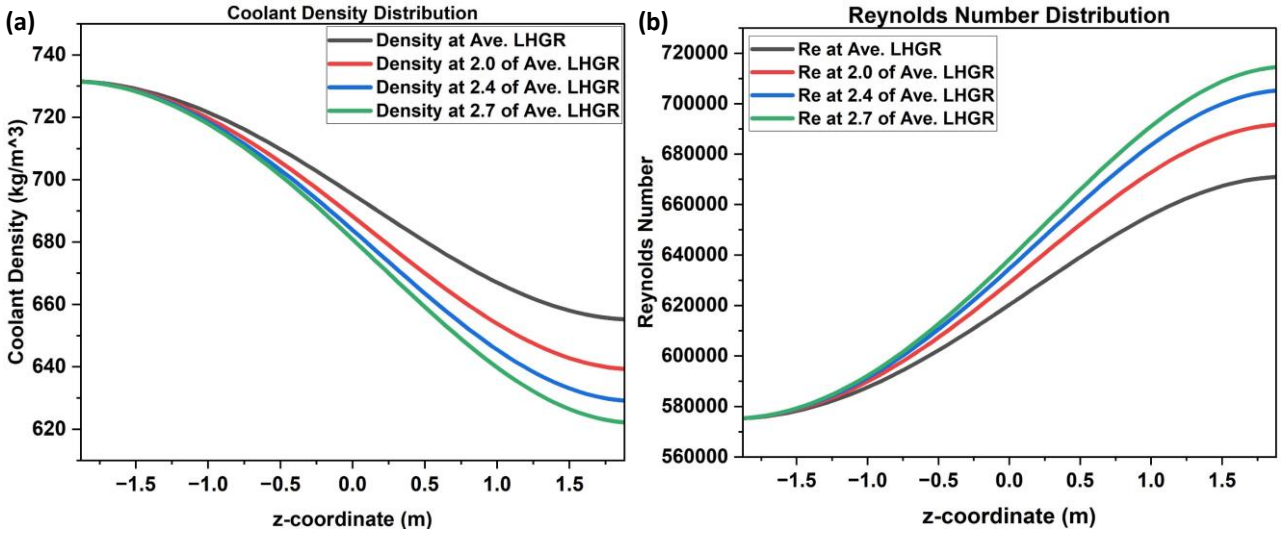


Рисунок 4.9 – Распределение плотности теплоносителя (a) и числа Рейнольдса (b) по высоте канала ТВЭЛ с учетом турбулентности потока

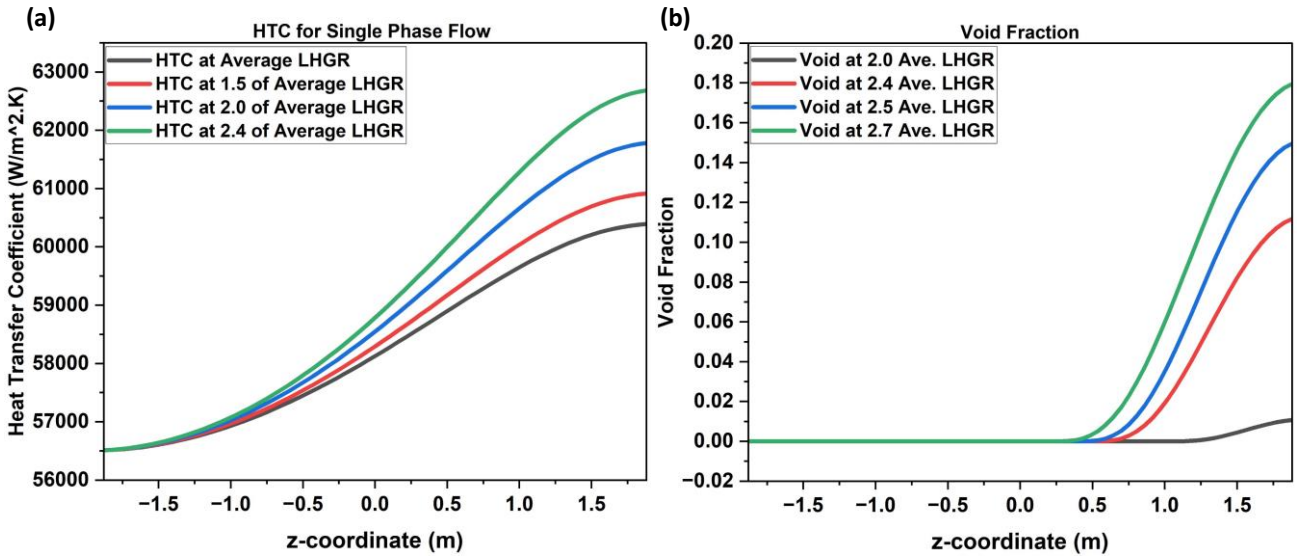


Рисунок 4.10 – Распределение коэффициента теплоотдачи (a) и паросодержания в потоке теплоносителя (b) по высоте канала ТВЭЛ

Повышение коэффициента теплоотдачи (КТО) от поверхности ТВЭЛ к потоку теплоносителя при возникновении кипения в локальных точках высоты канала представлено на рисунке 4.11a при максимальных значениях коэффициента неравномерности η_{pf} 2,5 и 2,7. Очевидно, что значение КТО в канале ТВЭЛ резко возрастает в точке начала пузырькового кипения, достигая максимального значения около 115 кВт·м$^{-2}$К$^{-1}$. Важно отметить, что корреляция Шаха, использованная для оценки КТО в данной области, могла завышать эти значения. Тем не менее, график на рисунке 4.11a показывает, что двухфазное течение теплоносителя при развитом пузырьковом кипении повышает

коэффициент теплоотдачи от поверхности оболочки ТВЭЛ к теплоносителю за счет увеличения скорости молекулярного движения. Кроме того, рисунок 4.11b демонстрирует, что область пузырькового кипения не привела к значительным изменениям температуры на поверхности ТВЭЛ, что способствует максимально эффективному теплообмену в канале.

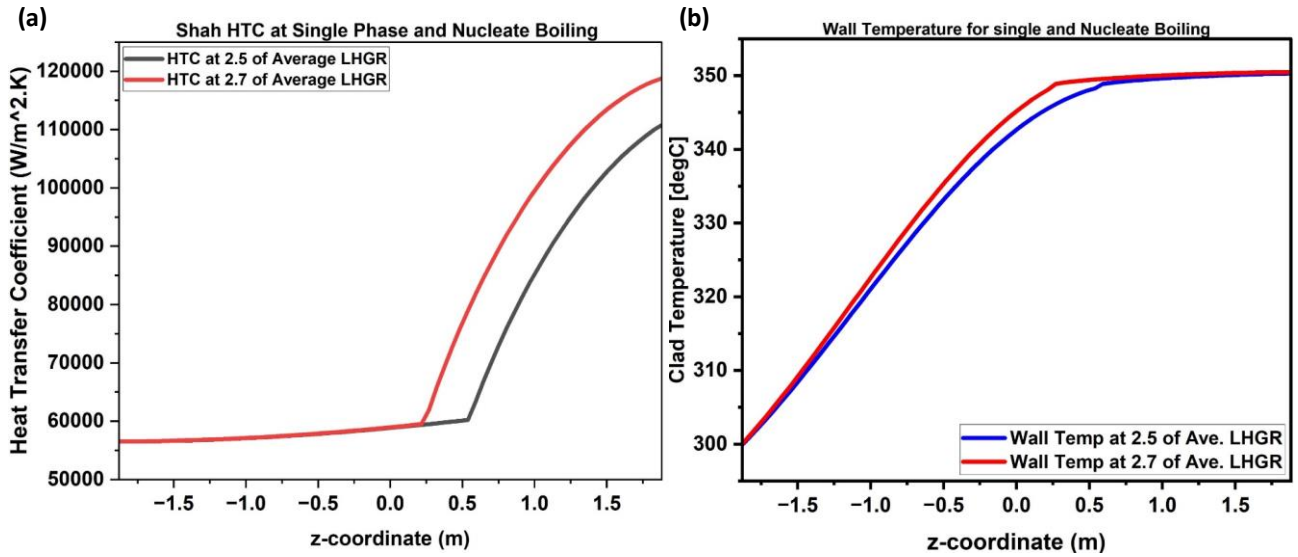


Рисунок. 4.11 – Распределение коэффициента теплоотдачи от поверхности стержня к теплоносителю (a) и температуры на поверхности ТВЭЛ (b) по высоте канала

4.3.2 Стационарный теплообмен в топливном канале с кольцевым ТВЭЛ

Выполнен расчет и сравнительный анализ теплогидравлических характеристик кольцевой формы ТВЭЛ, имеющего охлаждение с внутренней и внешней поверхностей оболочки. Температура на освевой линии в топливе составляет приблизительно 1180 °C, как показано на рисунке 4.12a, что значительно ниже значений, приведенных в таблице 4.2 при коэффициенте неравномерности η_{pf} ЛСТВ 2,4, 2,5 и 2,7. Максимальная плотность теплового потока через поверхность оболочки ТВЭЛ достигает примерно $8{,}9 \cdot 10^5$ Вт/м², как показано на рисунке 4.12b. Однако моделирование теплообмена в канале с кольцевым ТВЭЛ в COMSOL Multiphysics показало, что тепловой поток увеличивается до максимума приблизительно $1{,}5 \cdot 10^6$ Вт/м² вблизи поверхности оболочки ТВЭЛ. Это наблюдение позволило нам спрогнозировать КТП в четырех

различных точках вблизи поверхности ТВЭЛ, чтобы рассчитать осредненное значение минимального коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR*.

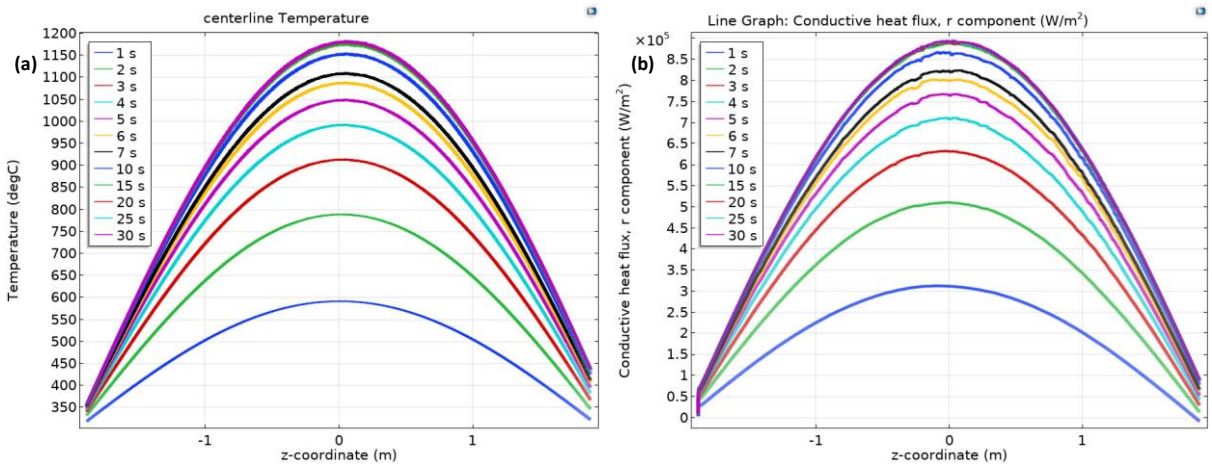


Рисунок 4.12 – Распределение температуры на осевой линии топлива кольцевого ТВЭЛ (a) и плотности теплового потока на его поверхности (b) по высоте канала

Максимальная температура на внешней поверхности топлива ТВЭЛ составляет приблизительно 750 °C, как показано на рисунке 4.13a, в то время как температура на внутренней поверхности оболочки достигает около 408 °C, как показано на рисунке 4.13b. Температура на внешней поверхности оболочки ТВЭЛ составляет около 353 °C, как показано на рисунке 4.14a, что сопоставимо с указанными в таблице 4.2 температурами на внешней поверхности оболочки топливного стержня. Максимальная температура теплоносителя на выходе из канала с кольцевым ТВЭЛ, как показано на рисунке 4.14b, также сопоставима с аналогичными значениями температуры теплоносителя. Разность температуры на осевой линии топлива и температурой на его поверхности составляет около 430 °C, что значительно ниже типичного значения 1100 °C, наблюдаемого для стандартного стержневого ТВЭЛ. Снижение температуры на осевой линии топлива имеет решающее значение при охлаждении кольцевого ТВЭЛ, поскольку помогает минимизировать структурные дефекты в материалах ТВЭЛ, тем самым продлевая срок их эксплуатации в ТВС АЗ реактора. Однако температурные характеристики на поверхности оболочки ТВЭЛ и теплоносителя в канале аналогичны характеристикам стандартного топливного стержня, что указывает на сопоставимость прогнозных значений критического теплового потока и запаса до кризиса теплоотдачи.

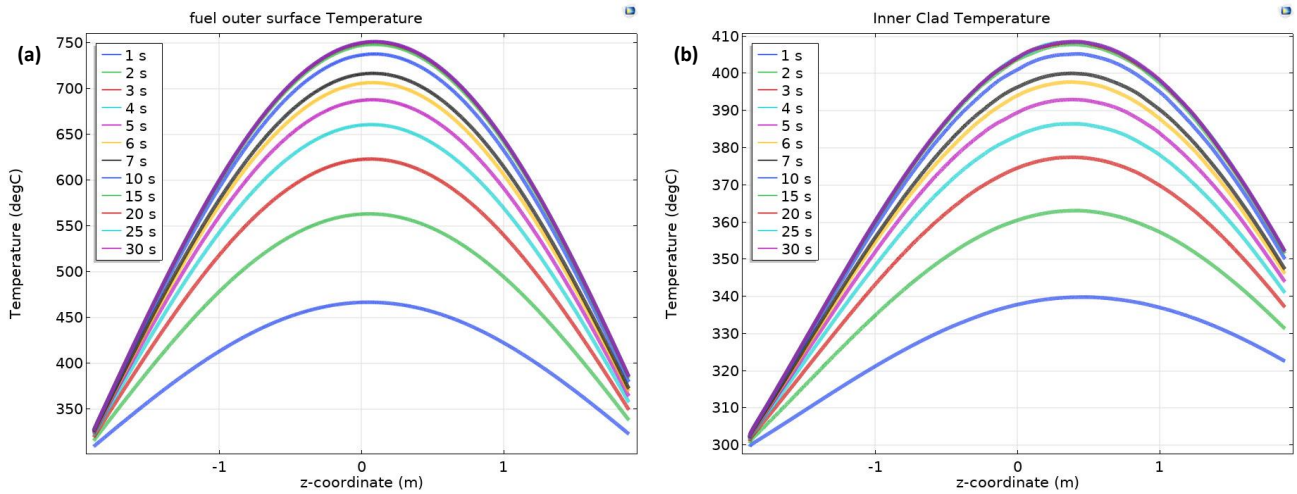


Рисунок. 4.13 – Распределение температур на поверхности топлива (a) и внутренней поверхности оболочки (b) ТВЭЛ по высоте канала

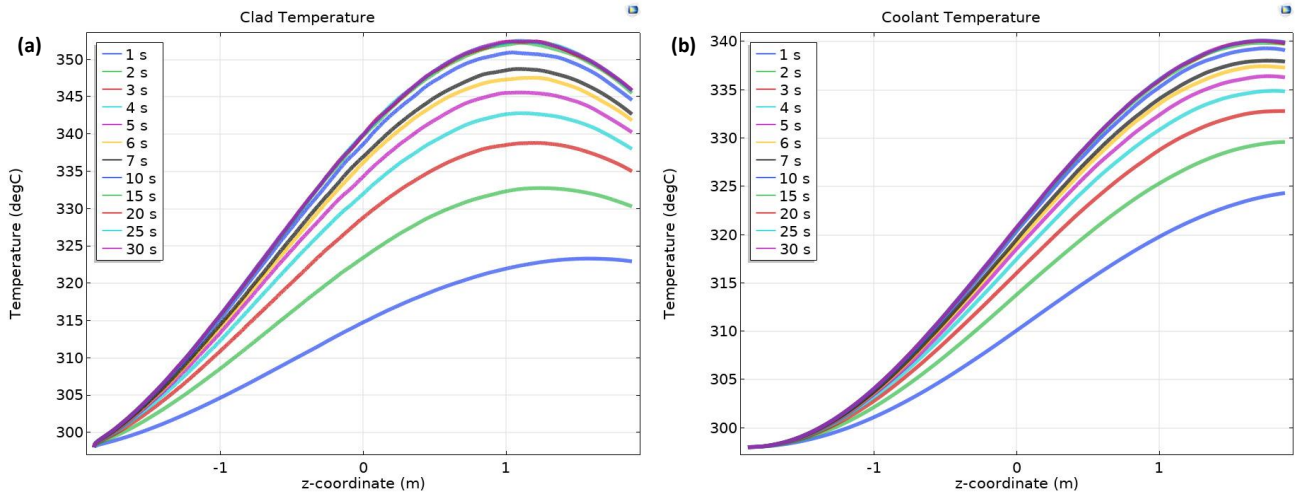


Рисунок 4.14 – Распределение температур на внешней поверхности оболочки ТВЭЛ (a) и теплоносителя (b) по высоте канала

Одной из основных проблем теплообмена, связанных с кольцевыми ТВЭЛ и охлаждением внутренней и внешней поверхностей, является явление разделения теплового потока по двум каналам. В этом случае передача выделяемой внутри топлива кольцевого ТВЭЛ тепловой энергии осуществляется по двум каналам с теплоносителем, что приводит к колебаниям плотности теплового потока во времени, как показано на рисунке 4.15.

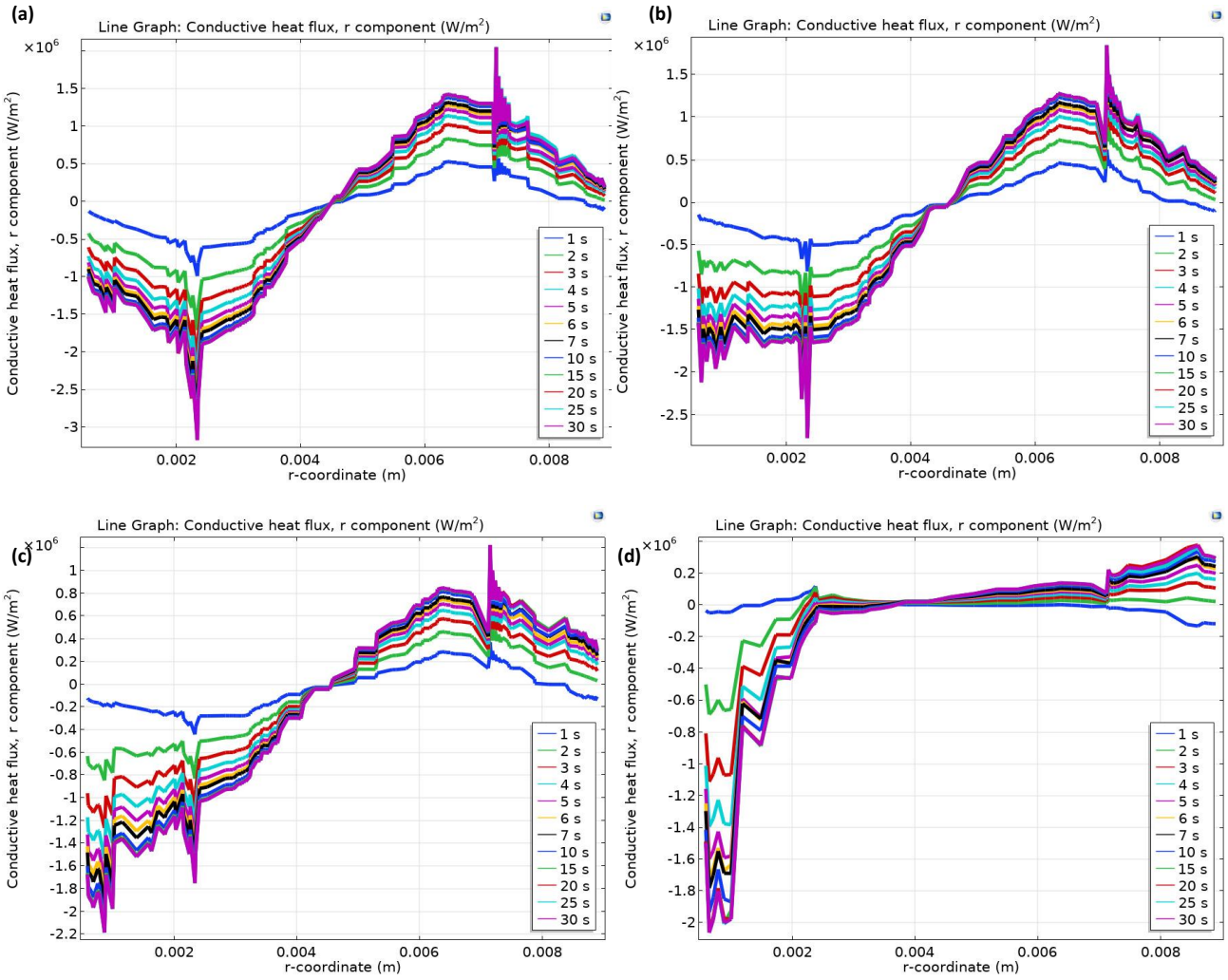


Рисунок 4.15 – Распредление плотности теплового потока по радиусу канала на высоте: z=1,88 м (a); z=2,48 м (b); z=3,08 м (c); z=3,76 м (d)

Распределение плотности теплового потока вдоль осевой линии канала кольцевого ТВЭЛ показывает, что во внутреннем канале наблюдается отрицательный тепловой поток q'', тогда как во внешнем канале – положительный. Кроме того, во внутреннем и внешнем каналах на границе раздела между теплоносителем и внешней поверхностью оболочки ТВЭЛ наблюдаются большие амплитуды теплового потока. Данные пики возникают из-за нестабильности границы раздела между турбулентной жидкостью и нагретой твердой поверхностью оболочки ТВЭЛ, что напоминает резонансную область нейтронного спектра.

Радиальные распределения температур, представленные на рисунках 4.16 и 4.17, иллюстрируют температурные характеристики и контуры для внутреннего и внешнего каналов кольцевого ТВЭЛ. Наличие теплоносителя на поверхностях

оболочки ТВЭЛ создает эффект «ободка», что приводит к различному распределению глубины выгорания топлива по сравнению с топливным стержнем. Для достижения более равномерного энерговыделения в АЗ реактора, в сравнении с типовым водоохлаждаемым реактором PWR, кольцевые ТВЭЛ с охлаждением внутренней и внешней поверхностей требуют большей скорости выгорания топлива, что приводит к более значительному выделению газообразных продуктов деления.

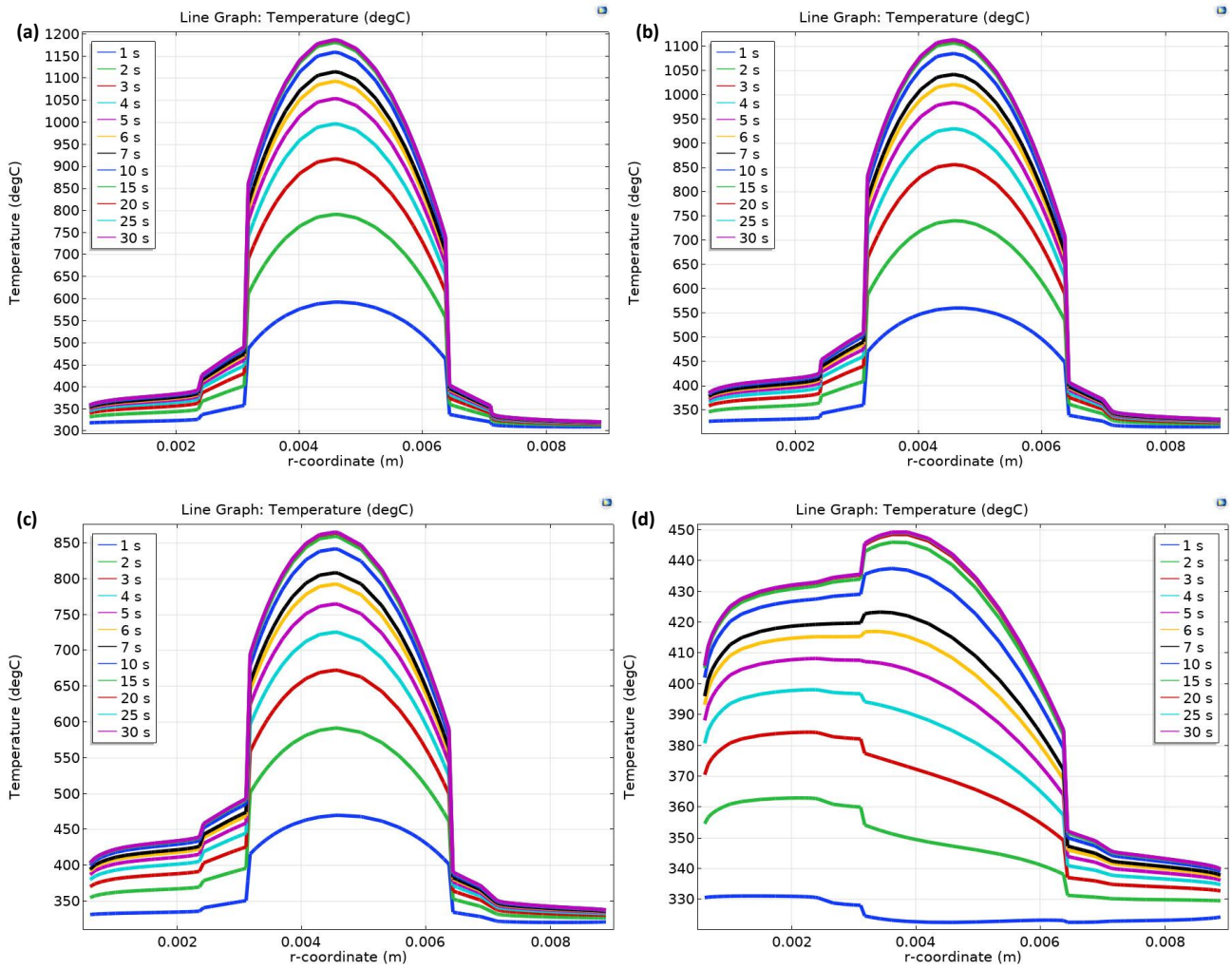


Рисунок 4.16 – Распределение температуры по радиусу канала с кольцевым ТВЭЛ на высоте: z=1,88 м (a); z=2,48 м (b); z=3,08 м (c); z=3,76 м (d)

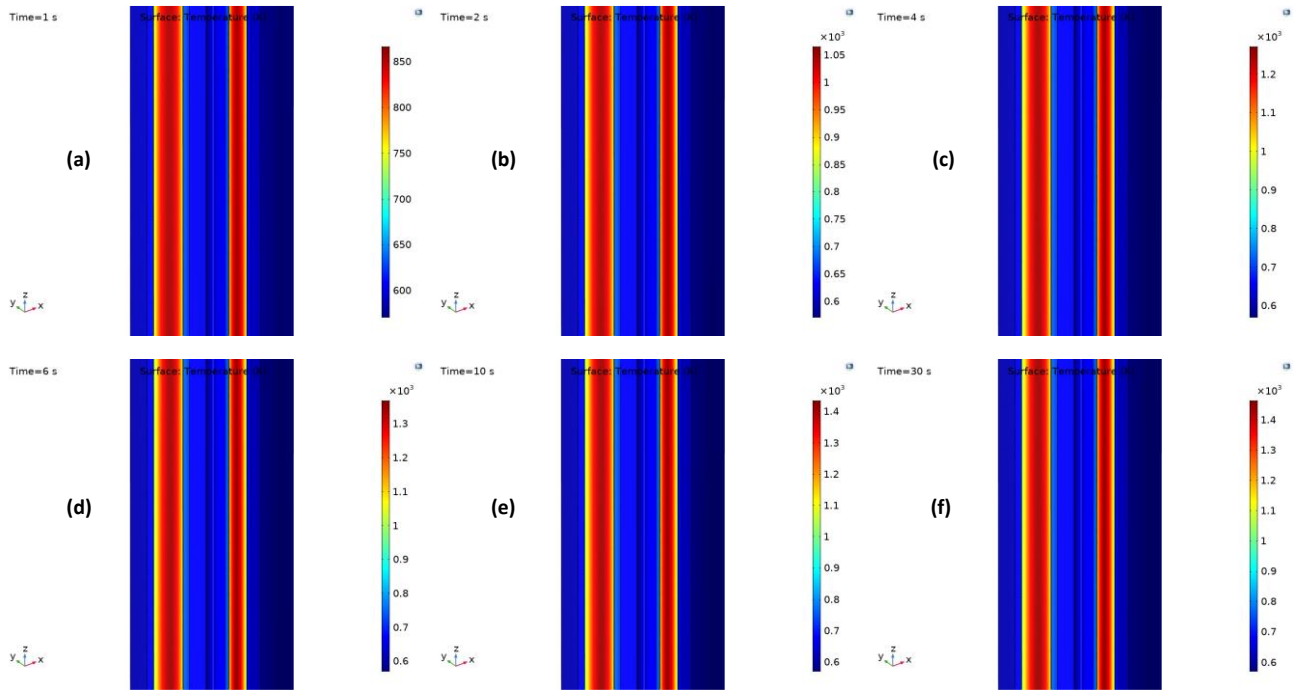


Рисунок 4.17 – Температурный контур вдоль оси и поперек канала кольцевого ТВЭЛ в период времени: 1 сек (a); 2 сек (b); 4 сек (c); 6 сек (d); 10 сек (e); 30 сек (f)

Температурный контур в канале на рисунке 4.17 иллюстрирует изменение температур в теплоносителе и кольцевом ТВЭЛ при его охлаждении с двух поверхностей (внутренней и внешней) при первой секунде моделирования, а также через 2 секунды, 4 секунды, 6 секунд, 10 секунд и 30 секунд.

Двойные газовые зазоры в топливе способствуют большему перемещению, что усложняет процессы теплового расширения, перемещения, набухания и уплотнения топлива по сравнению с топливом стержневого ТВЭЛ. Как показано на рисунке 4.16, температура теплоносителя и оболочки ТВЭЛ во внутреннем канале выше, чем во внешнем канале. Это говорит о том, что при возможном интенсивном тепловыделении и разогреве ТВЭЛ кризис теплоотдачи и отход от пузырькового кипения будет возникать раньше во внутреннем канале, увеличивая термомеханическое напряжение на внутренней поверхности кольцевого ТВЭЛ. Более того, при вынужденном течении теплоносителя во внутреннем канале температура насыщения и начало интенсивного кипения достигаются быстрее.

Одним из возможных решений является использование материалов с более низкой теплопроводностью для оболочки и газового зазора кольцевого ТВЭЛ во

внутреннем канале. Данная модификация способствует выравниванию температур на поверхности оболочки ТВЭЛ и теплоносителя во внутреннем и внешнем каналах. Важно отметить, что температуры теплоносителя и оболочки ТВЭЛ во внешнем канале аналогичны значениям температур в канале с обычным стержневым ТВЭЛ, что указывает на сопоставимые условия возникновения кризиса теплоотдачи и отклонения от пузырькового кипения.

4.3.3 Критический тепловой поток и минимальный коэффициент отклонения от пузырькового кипения

Как отмелось ранее, согласно Х. Ченгу и У. Мюллеру [87], явление возникновения кризиса теплоотдачи и критического теплового потока в АЗ водоохлаждаемых PWR реакторах зависит как от геометрических, так и от теплогидравлических характеристик. Ключевые параметры, влияющие на возникновение кризиса теплоотдачи в пучке стержней, включают давление, массовую скорость, паросодержание теплоносителя, шаг и диаметр ТВЭЛ, конфигурацию ТВЭЛ, характер распределения и максимальное значение линейного теплового потока и конструкцию дистанционирующей решетки. Из указанных параметров наибольшее влияние на прогнозные значения КТП в канале ТВЭЛ АЗ реактора оказывают распределение теплового потока и использование проволочных дистанционирующих прокладок.

Прокладки играют решающую роль в удержании ТВЭЛ в конструкции ТВС АЗ реактора. В широких решетчатых конфигурациях используются сетчатые прокладки, а в плотных решетках – проволочные обмотки или волокна. Введение прокладок в конструкцию ТВС приводит к перераспределению теплогидравлических характеристик внутри пучков стержней и нарушает условия потока в субканалах. Хотя первый эффект можно количественно оценить с помощью численных методов, второй эффект остается непредсказуемым. Следовательно, истинное влияние прокладок на значение КТП может быть определено только экспериментальным путем.

Мы оцениваем значения КТП с использованием эмпирических корреляций, учитывающих геометрические и тепловые характеристики стержневого ТВЭЛ. Учитывая ограничения вычислительной мощности, связанные с моделированием теплообмена для нескольких топливных стержней, и понимая, что истинное влияние прокладок на значение КТП может быть точно определено только с помощью сложных и дорогостоящих экспериментов, мы решили оценить коэффициент запаса до кризиса теплоотдачи или коэффициент отклонения от пузырькового кипения (*DNBR*) в канале с одиночным топливным стержнем. Наша цель будущих исследований – расширить оценку на сценарии с несколькими топливными стержнями, как только у нас появится доступ к достаточным вычислительным ресурсам в будущем.

Локальные значения рабочего теплового потока, КТП и коэффициента запаса *DNBR* в канале теплонапряженного ТВЭЛ при варьировании коэффициента неравномерности теплового потока от 1,0 до 2,7 были спрогнозированы с использованием представленной методики расчета и эмпирической корреляции КТП (EPRI), как показано на рисунках 4.33–4.38. Используемая корреляция КТП обеспечивает надежную оценку в прогнозировании предельной критической тепловой мощности в АЗ водоохлаждаемых реакторов под давлением. Хотя корреляции КТП ОКБ «Гидропресс» и Левитана-Ланцмана также использовались в прогнозировании минимальных значений коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR*, их результаты, как правило, более консервативны при определении пределов безопасности и надежности охлаждения АЗ.

На рисунках 4.18–4.23а графические зависимости показывают распределение рабочего теплового потока (OHF), критического теплового потока (CHF) и коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR* по высоте канала стержневого ТВЭЛ. Примечательно, что тепловой поток через стенку сначала увеличивается по мере удаления от поверхности оболочки ТВЭЛ, а затем снижается к центральной части потока теплоносителя. Такое поведение предполагает, что передаваемый от стенки тепловой поток зависит от градиента

температуры, переноса теплоты и массы, температуры и доли водяного пара в ядре потока теплоносителя, как показано в графических зависимостях на рисунках 4.18–4.23d.

Были установлены прогнозные значения КТП и минимального коэффициента отклонения от пузырькового кипения *MDNBR* при изменении коэффициента неравномерности (от 1,0 до 2,7) и максимального значения линейного теплового потока (от 15,42 кВт/м до 41,62 кВт/м), как показано в таблице 4.2. Представленные на рисунках 4.18–4.23 зависимости показывают, что самые низкие значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* при рассмотренных значениях коэффициента неравномерности теплового потока наблюдались при координате радиуса канала $r = 4{,}58$ мм, а самые высокие значения коэффициента *MDNBR* – при радиусе $r = 5{,}45$ мм, что соответствует наибольшему расстоянию от внешней поверхности оболочки ТВЭЛ. При коэффициенте неравномерности теплового потока равном 2,4, значение коэффициента *MDNBR* на поверхности ТВЭЛ (при $r = 4{,}55$ мм) составляло 1,36, а осредненное значение коэффициента *MDNBR* в канале – 1,329. При коэффициенте неравномерности ЛСТВ равном 2,5, значение коэффиицента *MDNBR* на поверхности ТВЭЛ составило 1,335, а осредненное значение коэффициента *MDNBR* в канале – 1,305. При коэффициенте неравномерности теплового потока равном 2,7, значение коэффициента *MDNBR* на поверхности ТВЭЛ снизилось до 1,285, а осредненное значение коэффициента *MDNBR* в канале составило 1,255. Указанные значения коэффициента *MDNBR* при коэффициенте неравномерности 2,7 и максимальном значении ЛСТВ 41,62 кВт/м оказались ниже рекомендуемого для PWR реакторов порогового значения, которое не должно быть ниже значения 1,3. Следовательно, можно сделать вывод, что предельный уровень коэффициента неравномерности и максимального значения ЛСТВ находится в диапазоне от 2,4 (37 кВт/м) до 2,5 (38,5 кВт/м), соответственно.

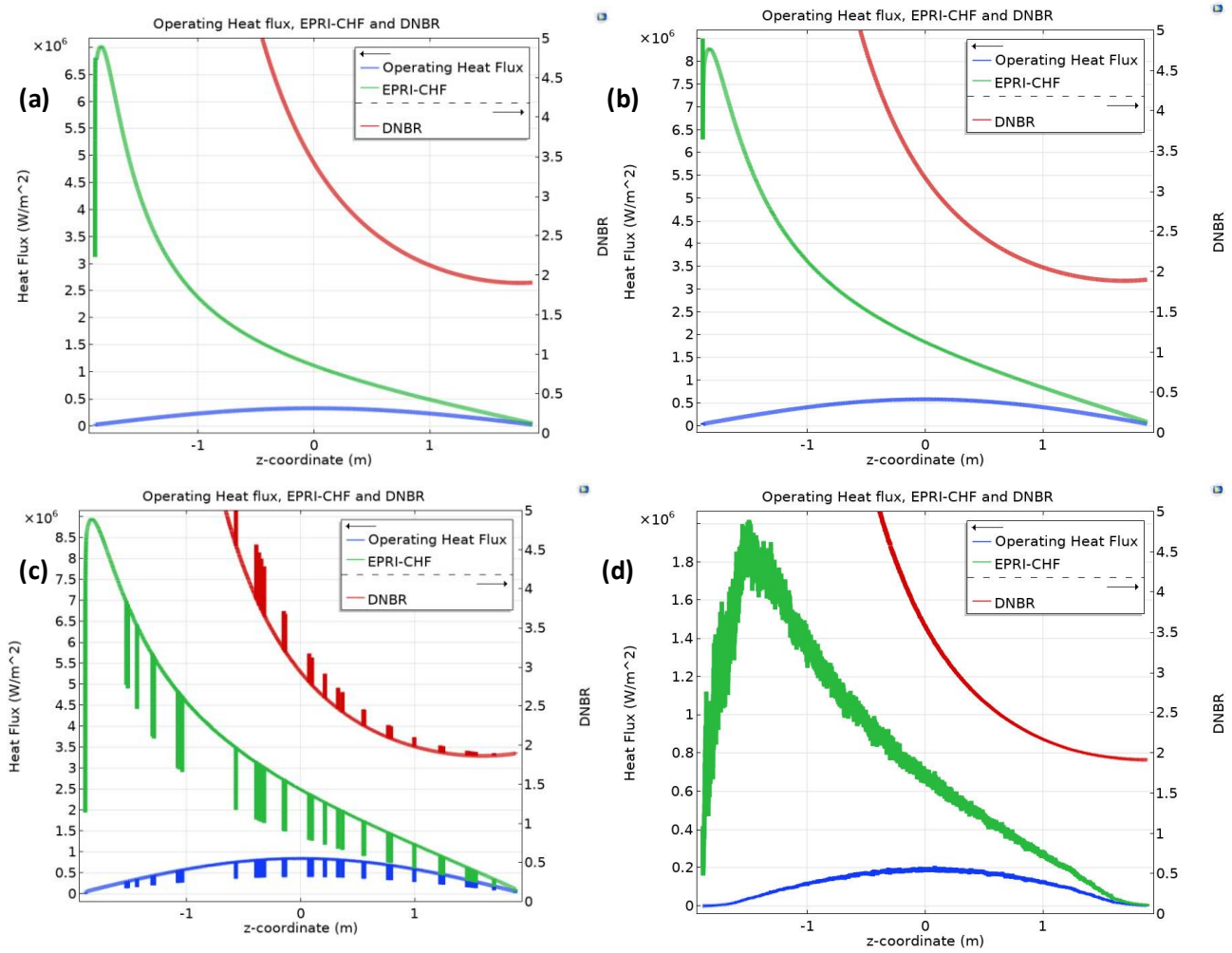


Рисунок 4.18 – Распределение рабочего теплового потока (OHF), КТП (EPRI-CHF) и коэффициента запаса до кризиса (*DNBR*) при коффициенте неравномерности ЛСТВ равном 1,0: *r*=4,55 мм (поверхность оболочки) (a); *r*=4,57 мм (b); *r*=4,58 мм (c) и *r*=5,45 мм (d)

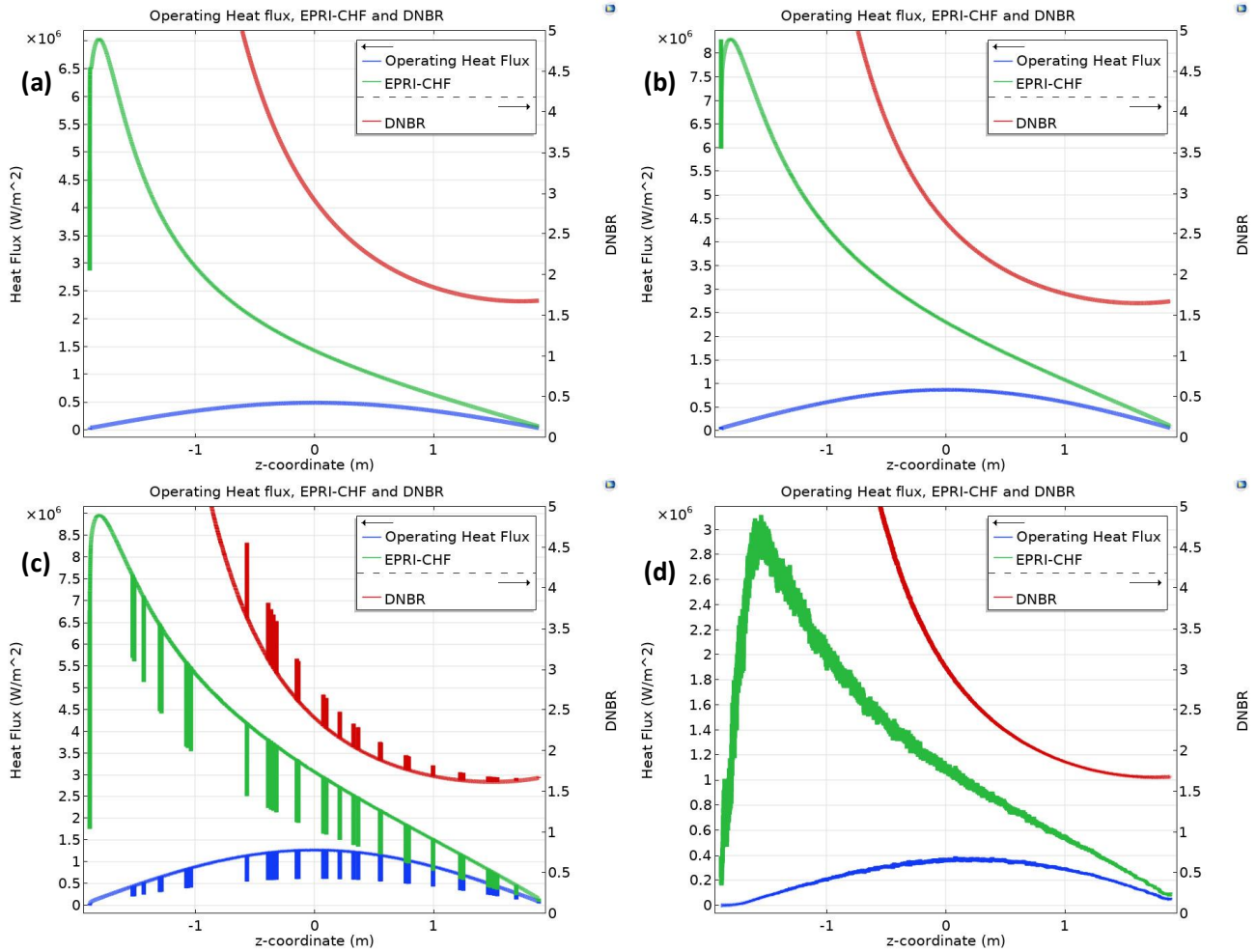


Рисунок 4.19 – Распределение рабочего теплового потока (OHF), КТП (EPRI-CHF) и коэффициента запаса до кризиса (*DNBR*) при коффициенте неравномерности ЛСТВ равном 1,5: *r*=4,55 мм (поверхность оболочки) (a); *r*=4,57 мм (b); *r*=4,58 мм (c) и *r*=5,45 мм (d)

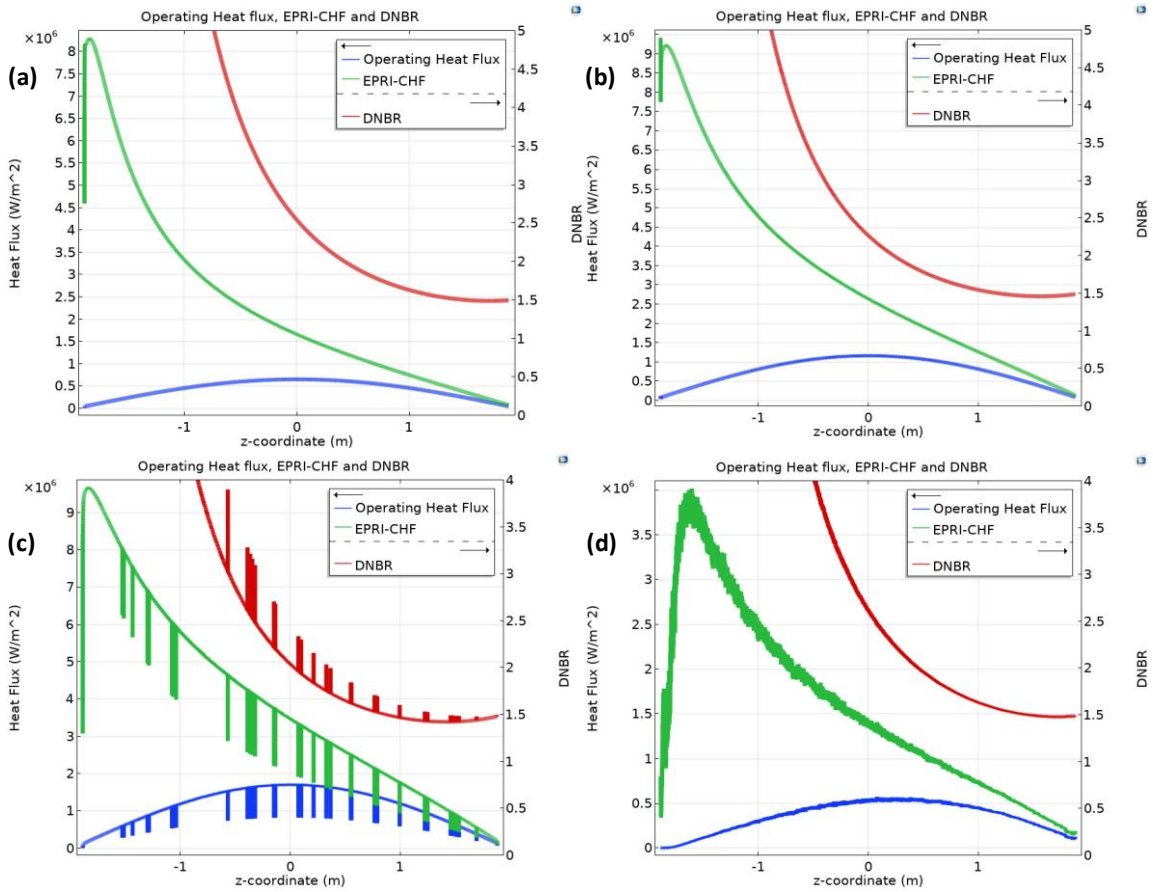


Рисунок 4.20 – Распределение рабочего теплового потока (OHF), КТП (EPRI-CHF) и коэффициента запаса до кризиса (*DNBR*) при коффициенте неравномерности ЛСТВ равном 2,0: *r*=4,55 мм (поверхность оболочки) (a); *r*=4,57 мм (b); *r*=4,58 мм (c) и *r*=5,45 мм (d)

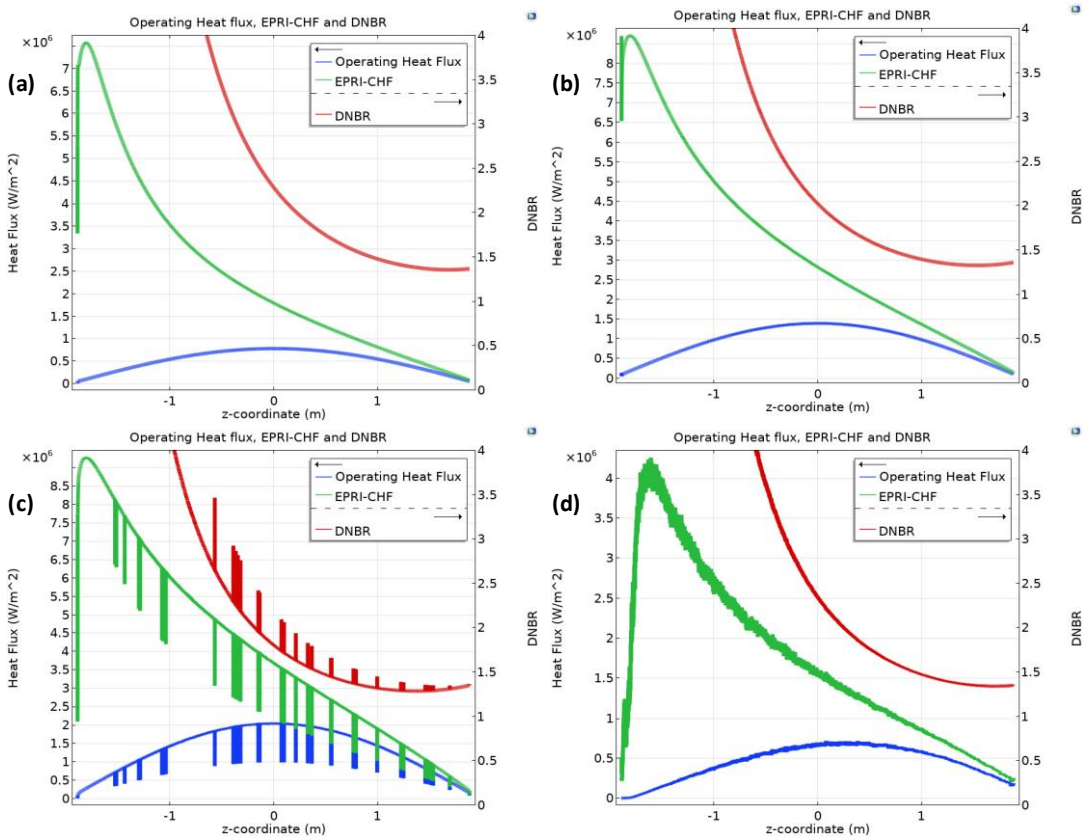


Рисунок 4.21 – Распределение рабочего теплового потока (OHF), КТП (EPRI-CHF) и коэффициента запаса до кризиса (*DNBR*) при коффициенте неравномерности ЛСТВ равном 2,4: *r*=4,55 мм (поверхность оболочки) (a); *r*=4,57 мм (b); *r*=4,58 мм (c) и *r*=5,45 мм (d)

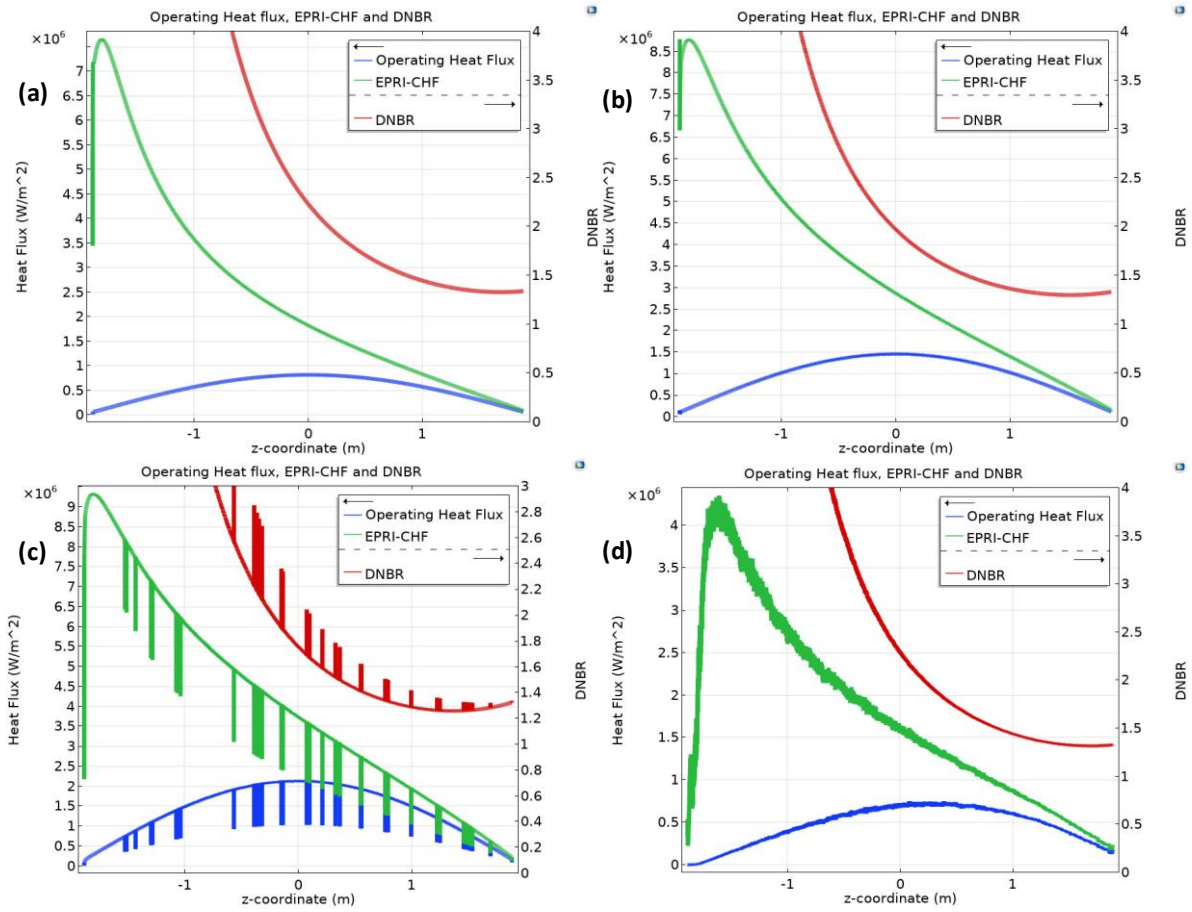


Рисунок 4.22 – Распределение рабочего теплового потока (OHF), КТП (EPRI-CHF) и коэффициента запаса до кризиса (*DNBR*) при коффициенте неравномерности ЛСТВ равном 2,5: *r*=4,55 мм (поверхность оболочки) (a); *r*=4,57 мм (b); *r*=4,58 мм (c) и *r*=5,45 мм (d)

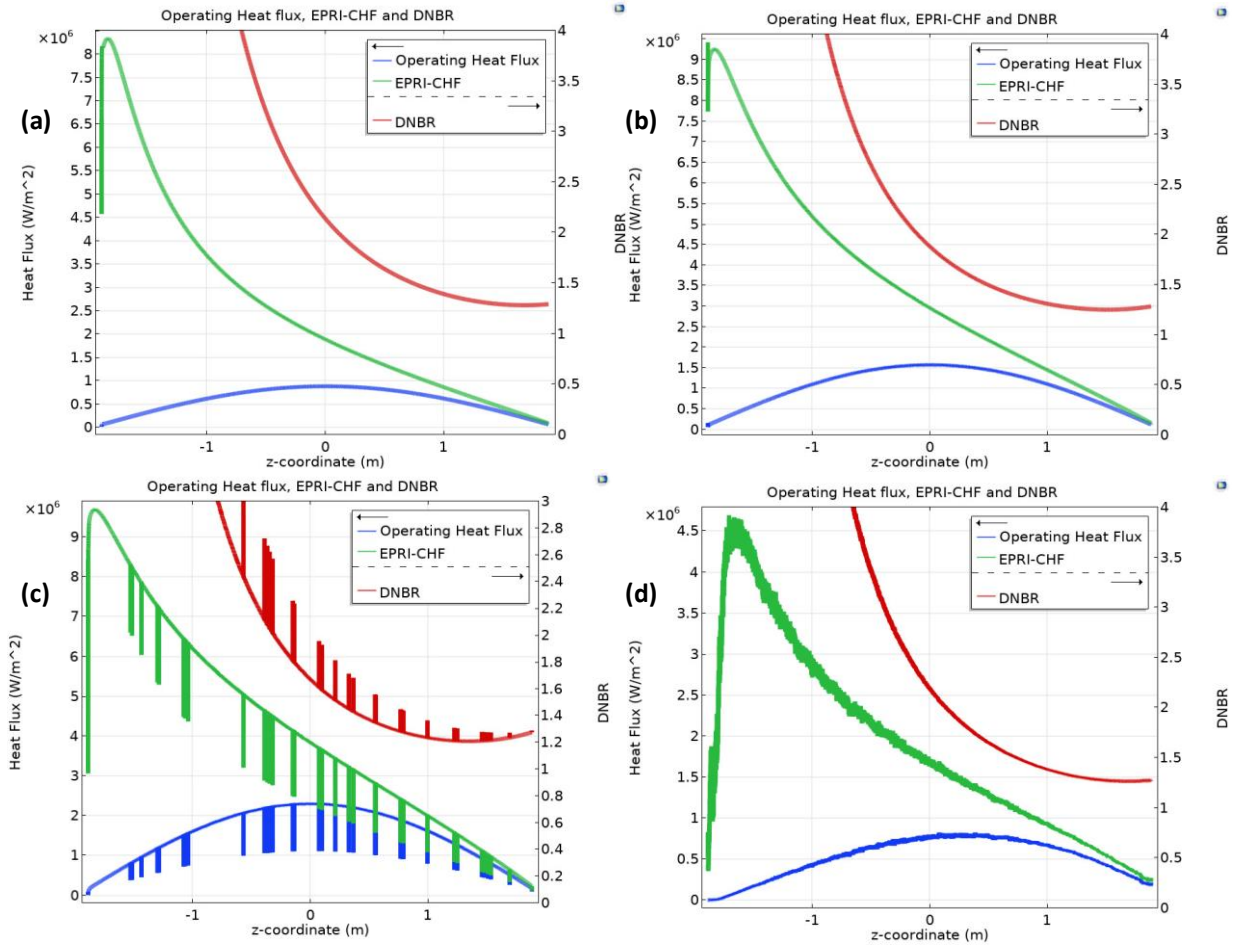


Рисунок 4.23 – Распределение рабочего теплового потока (OHF), КТП (EPRI-CHF) и коэффициента запаса до кризиса (*DNBR*) при коффициенте неравномерности ЛСТВ равном 2,7: *r*=4,55 мм (поверхность оболочки) (a); *r*=4,57 мм (b); *r*=4,58 мм (c) и *r*=5,45 мм (d)

Характер изменения осредненных значений минимального коэффициента отклонения от пузырькового кипения *MDNBR* в канале относительно координат радиуса *r* и высоты *z* представлен в трехмерном графике (рисунок 4.24d), при использовании одного из коэффициентов неравномерности теплового потока. Все остальные значения коэффициента неравномерности теплового потока демонстрируют схожие тенденции изменения коэффициента *MDNBR*. Отметим, что значения минимального коэффициента *MDNBR* снижаются при повышении коэффициента неравномерности теплового потока и максимального значения ЛСТВ на поверхности ТВЭЛ. Более низкие значения минимального коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* в канале соответствуют точкам вблизи поверхности ТВЭЛ при радиусе канала 4,58 мм (на расстоянии 0,03 мм от поверхности оболочки ТВЭЛ). При значениях коэффициента

неравномерности теплового потока равных 2,4 (максимальное значение ЛСТВ на поверхности ТВЭЛ составляет 37,0 кВт/м) и 2,5 (38,54 кВт/м) прогнозные значения минимального коэффициента запаса *MDNBR* в канале составляют 1,285 и 1,26 при местоположении точек отклонения от пузырькового кипения на высоте 3,24 м и 3,22 м, соответственно. Осредненные значения минимального коэффициента запаса *MDNBR* в канале составляют 1,329 и 1,305 при местоположении точек отклонения от пузырькового кипения в диапазоне от 3,22 м до 3,57 м.

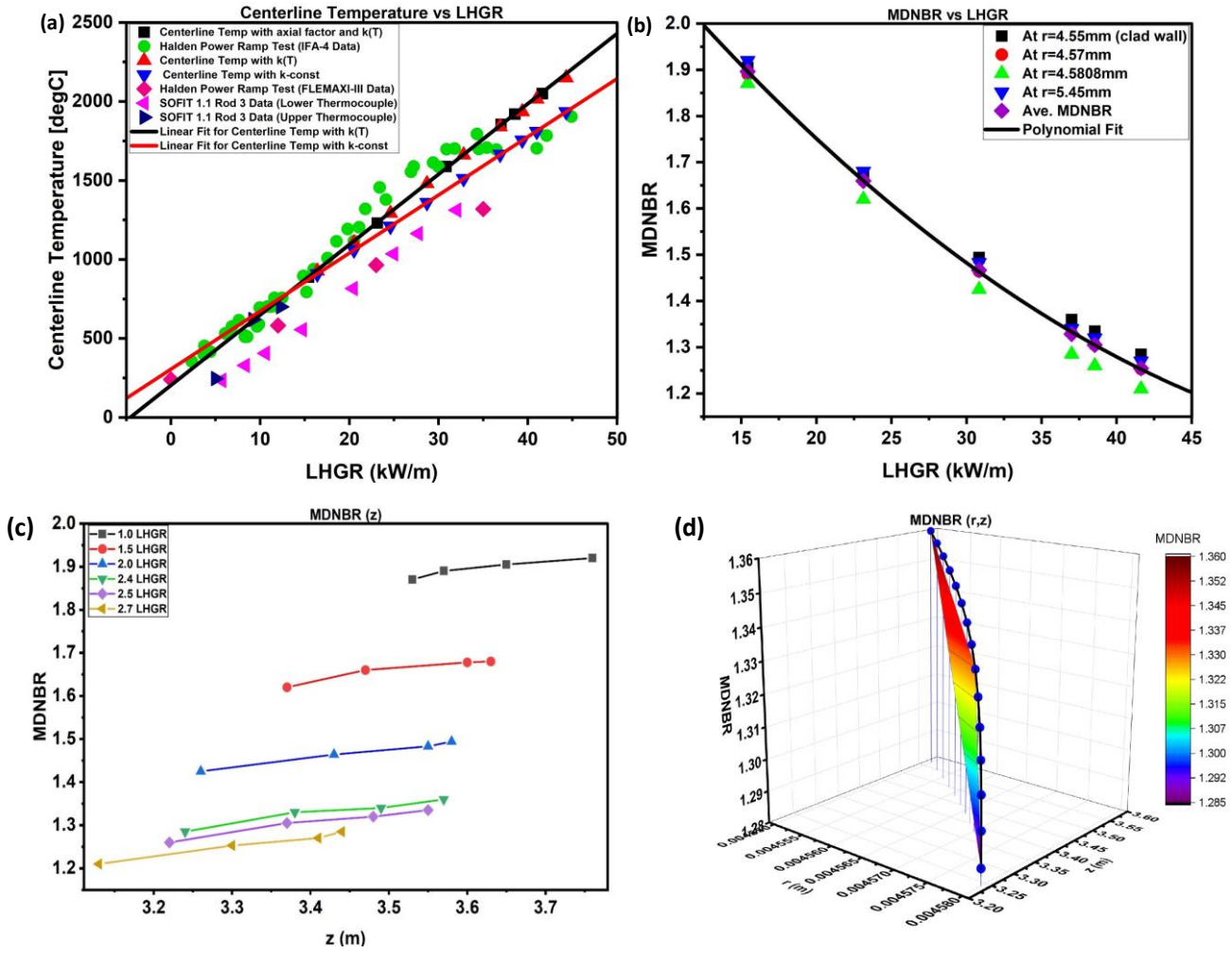


Рисунок 4.24 – Зависимость температуры на осевой линии топлива (a) и минимального коэффициента запаса *MDNBR* (b) от максимального значения ЛСТВ и местоположение точек отклонения от пузырькового кипения (коэффициента *MDNBR*) по высоте (c) и поперечному сечению (d) канала

При повышении максимального линейного теплового потока до 41,62 кВт/м и коэффициента неравномерности до 2,7 на поверхности ТВЭЛ минимальный коэффициент запаса *MDNBR* в канале достигает минимума и составляет 1,21, а

осредненное значение минимального коэффициента запаса *MDNBR* в канале составляет 1,255 (ниже предельного значения 1,3). Таким образом, при повышении коэффициента неравномерности теплового потока с 2,4 до 2,5 и максимального значения ЛСТВ с 37,0 кВт/м до 38,5 кВт/м на поверхности теплонапряженного ТВЭЛ в канале, значения минимального коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* снижаются от 1,329 до 1,305 на локальном участке высоты горячего канала 3,22–3,57 м, благодаря повышению температуры и энтальпии теплоносителя при его нагреве в канале, снижению критического теплового потока по высоте АЗ, что удовлетворяет условию надежного охлаждения АЗ реактора (*MDNBR* > 1,3).

4.3.4 Звисимости минимального коэффициента отклонения от пузырькового кипения и температуры на осевой линии ТВЭЛ

Агентство по ядерной энергии (АЯЭ) и Международное агентство по атомной энергии (МАГАТЭ) успешно получили соответствующие данные по критическим параметрам для ТВЭЛ АЗ реактора ВВЭР. Некоторые из экспериментов включают испытания по теплообмену стержневого ТВЭЛ (реактора ВВЭР) при различных режимах нагрева и охлаждения с использованием АЗ исследовательского реактора МР (финско-российская совместная программа SOFIT), испытания по облучению и теплообмену ТВЭЛ в АЗ реактора ВВЭР-440 на Кольской-3 АЭС (в рамках проекта KOLA-3-MIR-RAMP), а также испытания по облучению и теплообмену ТВЭЛ в АЗ реактора ВВЭР-1000 на Запорожской АЭС и Нововоронежской АЭС [154]. Данные эксперимента SOFIT 1.1 (стержень 3), включающие показания как верхней, так и нижней термопары, а также экспериментальные данные Хальдена [155–156], использовались для сравнения результатов расчета и моделирования теплообмена, в частности температуры на осевой линии топлива в зависимости от значений ЛСТВ на поверхности ТВЭЛ, как показано на рисунке 4.25а.

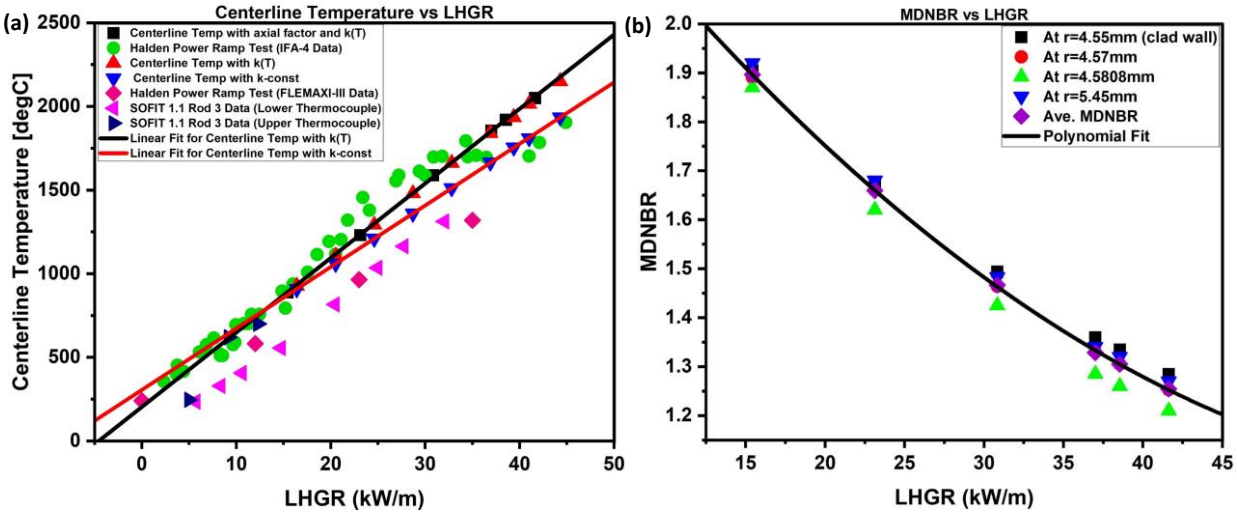


Рисунок 4.25 – Зависимости температуры на осевой линии топлива (a) и минимального коэффициента запаса *MDNBR* (b) от значений ЛСТВ (точки – экспериментальные данные, линия – корреляционная зависимость)

Результаты RAMP-тестов в Хальдене (данные FLEMAXI-II) [155] и измеренные данные нижней термопары стержня 3 (SOFIT 1.1) оказались ниже экстраполированной линейной аппроксимационной зависимости тампературы на осевой линии ТВЭЛ от ЛСТВ, рассчитанной как с учетом зависимости коэффициента теплопроводности топлива от температуры, так и при постоянном среднем значении теплопроводности топлива 3,048 Вт/(м·К), как показано на рисунке 4.25a. Тем не менее, данные верхней термопары стержня (SOFIT 1.1) и значительная часть результатов RAMP-тестов в Хальдене (данные IFA-4) [156] попали в линейную аппроксимационную зависимость температуры на осевой линии ТВЭЛ от линейного теплового потока с учетом изменения теплопроводности топлива от температуры. Однако некоторые участки экспериментальных данных IFA-4 оказались как выше, так и ниже линии аппроксимационной зависимости. Линейная аппроксимационная зависимость температуры на осевой линии топлива от ЛСТВ с учетом зависимости теплопроводности топлива от температуры может быть представлена в виде следующей корреляции зависимости:

$$T_{cen}(LHGR) = (208{,}36 \pm 8{,}52) + (44{,}04 \pm 0{,}26) \cdot LHGR, \qquad (4.4)$$

где значения ЛСТВ (*LHGR*) в кВт/м.

Зависимость температуры на осевой линии топлива от ЛСТВ при постоянном среднем значении теплопроводности топлива имеет следующий вид:

$$T_{cen}(LHGR) = (304{,}87 \pm 2{,}19) + (36{,}80 \pm 0{,}07) \cdot LHGR, \quad (4.5)$$

где значения ЛСТВ (*LHGR*) в кВт/м.

На рисунке 4.25b показана зависимость минимального коэффициента отклонения от пузырькового кипения *MDNBR* от значений ЛСТВ на поверхности ТВЭЛ. При увеличении значений ЛСТВ минимальные значения коэффициента запаса до кризиса *MDNBR* снижаются. На минимальные значения коэффициента *MDNBR* влияют многочисленные параметры, имеющие различные зависимости, такие как давление, равновесное паросодержание и энтальпия теплоносителя, тепловой поток или ЛСТВ на поверхности ТВЭЛ, гидравлический диаметр и длина канала, поэтому в данной работе существенную роль играет установление корреляционной зависимости минимального значения коэффициента запаса до кризиса или отклонения от пузырькового кипения *MDNBR* от значений линейного теплового потока на поверхности ТВЭЛ. Кроме того, корреляция КТП (EPRI), используемая ранее в расчетах для оценки минимальных значений коэффициента запаса до кризиса *MDNBR* и местоположения локальных точек ОПК, основана на локальном рабочем тепловом потоке. Соответственно, для установления аппроксимационной зависимости коэффициента запаса до кризиса *MDNBR* мы оценили все расчетные значения *MDNBR* в различных точках канала, включая как внешнюю поверхность оболочки ТВЭЛ, так и немного удаленные от нее, чтобы получить обобщенную зависимость и разумное среднее значение минимального коэффициента отклонения от пузырькового кипения *MDNBR* в следующем виде:

$$MDNBR(LHGR) = 2{,}485 - 0{,}043 \cdot LHGR + 3{,}277 \cdot 10^{-4} \cdot LHGR^2, \quad (4.6)$$

где значения ЛСТВ (*LHGR*) в кВт/м.

Для оценки корреляционной зависимости МКОПК от ЛСТВ использовался математический подход с применением метода наименьших квадратов и вычисления возможного среднего значения коэффициента *MDNBR* при

минимальной сумме квадратов отклонений. Данный метод обеспечивает разумную оценку запаса до кризиса теплоотдачи и предельного значения ЛСТВ на поверхности ТВЭЛ, применимого к геометрии АЗ реактора ВВЭР-1200 и другим реакторам ВВЭР, поскольку их критические параметры и пределы безопасности существенно зависят от режимов работы реактора и теплогидравлических характеристик наиболее теплонапряженного ТВЭЛ и канала ТВС АЗ.

4.4 Зависимость коэффициента теплопроводности топлива от температуры и глубины выгорания

Для учета влияния глубины выгорания топлива на распределение температуры в топливной таблетке стержневого ТВЭЛ мы использовали корреляции, найденные в расчетных кодах FRAPCON-4.0 и FRAPTRAN-2.0. В настоящее время данные коды моделируют теплопроводность топливных таблеток из диоксида урана (UO_2) с использованием модифицированной версии модели теплопроводности, предложенной NFI (Ohira и Itagaki, 1997) [168]. Корреляционная зависимость теплопроводности оксидного топлива также учитывает влияние продуктов деления в кристаллической матрице, дефектов облучения и температурную зависимость отжига от этих дефектов [168] и имеет слудеющий вид:

$$\lambda_{UO_2} = \frac{1}{W + BT + f(Bu) + \left(1 - 0.9\exp\left(-0.04Bu\right)\right) g\left(Bu\right) \chi\left(T\right)} + \frac{E}{T^2}\exp\left(-\frac{\Xi}{T}\right), \qquad (4.7)$$

$f\left(Bu\right) = 0.00187Bu$ – воздействие продуктов деления на кристаллическую матрицу;

$g\left(Bu\right) = 0.038Bu^{0.28}$ – дефекты облучения;

$\chi(T) = \frac{1}{1 + 396\exp\left(-\vartheta/T\right)}$ – температурная зависимость отжига от дефектов облучения;

λ – коэффициент теплопроводности топлива, Вт/(м·К); T – температура, К; Bu – губина выгорания, ГВт·сут/т U; ϑ – параметр, зависимый от температуры, 6380 К;

W – параметр, 0,00452 м·К/Вт; B – параметр, $2{,}46\cdot10^{-4}$ м·К/Вт/К; E – параметр, $5{,}47\cdot10^{-4}$ Вт·К/м; Ξ – параметр, 16361 К.

Дальнейшая модификация корреляционной зависимости теплопроводности топлива ТВЭГ с учетом влияния добавки оксида гадолиния Gd_2O_3 приведена ниже в следующем виде:

$$\lambda_{UO_2-Gd_2O_3} = \frac{1}{W + a\cdot gad + BT + f(Bu) + \left(1-0.9\exp\left(-0.04Bu\right)\right)g\left(Bu\right)\chi\left(T\right) + \frac{E}{T^2}\exp\left(-\frac{\Xi}{T}\right)}, \quad (4.8)$$

a – константа, 1,1599; gad – массовая доля гадолиния в топливной таблетке.

Коэффициент теплопроводности топливной таблетки UO_2 является важнейшим параметром ТВЭЛ для оценки безопасной и эффективной работы реактора. Каждое событие деления в ядерных реакциях топливной таблетки генерирует тепловую энергию, которое передается от ТВЭЛ к теплоносителю в канале ТВС АЗ реактора. Предыдущие теоретические исследования спрогнозировали, что такие факторы, как температура, дефекты, вызванные радиационным повреждением, и вторичные фазы, влияют на коэффициент теплопроводности и скорость передачи тепла в топливной таблетке и ТВЭЛ [169].

Любое снижение коэффициента теплопроводности топлива существенно влияет на его характеристики, повышая температуру на осевой линии топливной таблетки и ТВЭЛ на ранних этапах его эксплуатации [170]. Повышение температуры в ТВЭЛ, в свою очередь, влияет на скорость выделения газообразных продуктов деления и поведение продуктов деления в топливе. Добавка оксида гадолиния в топливной таблетке не только снижает запас до плавления ТВЭЛ и АЗ реактора, повышая температуру на осевой линии топлива, но и приводит к более низким значениям температуры плавления топливной таблетки UO_2-Gd_2O_3 и предельным тепловым потокам по сравнению с топливом UO_2.

В предыдущих экспериментальных работах изучено влияние массового содержания добавки оксида гадолиния в топливной таблетке UO_2-Gd_2O_3 ТВЭГ на

изменение коэффициента теплопроводности топлива. Результаты показали, что теплопроводность топлива снижается с увеличением массового содержания оксида гадолиния при относительно низких температурах. Однако вблизи температуры 2000 К – близкий температурный диапазон наиболее теплонапряженного топливного стержня в АЗ реактора ВВЭР – теплопроводность топлива оставалась независимой от содержания добавки Gd_2O_3. Это указывает на то, что определение предельных параметров безопасности, таких как температура на осевой линии топливного стержня и минимального коэффициента отлонения от пузырькового кипения в указанном температурном диапазоне, не зависит от массового содержания гадолиния в топливе UO_2-Gd_2O_3.

4.4.1 Влияние выгорания и массового содержания оксида гадолиния на теплопроводность топлива

Цинь М.Д. и др. [171] изучили коэффициент теплопроводности топливной таблетки ТВЭГ, используя расчетный код FRAPCON-4.0 для топлива, чтобы сравнить их с результатами моделирования молекулярной динамики (МД) топлива UO_2-Gd_2O_3, в частности, включая конфигурации с U4-связанных, U4-случайных, U5-случайных и U5-связанных состояний, а также с экспериментальными данными. В своих расчетах они не учитывали эффекты выгорания или облучения топлива.

При низком содержании добавки оксида гадолиния Gd_2O_3 (1–2 мас. %) теплопроводность топливной таблетки ТВЭГ, рассчитанная с помощью кода FRAPCON-4.0, оказалась несколько ниже, в сравнении с полученными результатами моделирования МД. Однако, по мере увеличения содержания добавки Gd_2O_3 до 5 мас. % в топливной таблетке, теплопроводность, рассчитанная с помощью кода FRAPCON-4.0, превышает результаты моделирования молекулярной динамики для U4-связанного, U4-случайного и U5-случайного состояний, но полностью совпадает с экспериментальными данными и результатами моделирования МД для U5-связанного состояния. Эта тенденция становится более выраженной при массовом содержании добавки Gd_2O_3 8 мас. %

в топливе. При температурах ниже 700 К теплопроводность топливной таблетки, полученная с помощью кода FRAPCON-4.0, точно соответствует результатам моделирования МД для U5-связанного состояния, но при этом значительно превышает результаты моделирования МД для U4-связанного, U4-случайного и U5-случайного состояний.

Мы рассчитали коэффициент теплопроводности топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3, используя корреляции, предложенные NFI (Ohira и Itagaki, 1997), которые были реализованы в кодах FRAPCON-4.0 и FRAPTRAN-2.0. Переменные и параметры корреляций были интегрированы в разработанную компьютерную модель COMSOL Multiphysics вместе с другими тепловыми и геометрическими характеристиками ТВЭЛ и теплоносителя АЗ реактора ВВЭР-1200. Расчеты проводились при линейном тепловом потоке 16,4 кВт/м, что представляет собой среднее значение линейного энерговыделения для АЗ реактора ВВЭР-1200, и при двух уровнях глубины выгорания топлива – 0 ГВт·сут/т U (свежее топливо) и 20 ГВт·сут/т U.

Результаты расчета теплопроводности топлива при глубине выгорания 0 ГВт·сут/т U точно совпали с расчетными результатами, полученными с использованием топливного кода FRAPCON-4.0. Они были сопоставлены с результатами моделирования молекулярной динамики для топлива UO_2-Gd_2O_3, включая конфигурации с U4-связанным, U4-случайным, U5-случайным и U5-связанным состояниями, а также с экспериментальными данными, указанными в [171].

Отметим, что теплопроводность топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 снижалась при повышении температуры при двух уровнях глубины выгорания топлива – 0 ГВт·сут/т U (свежее топливо) и 20 ГВт·сут/т U. Однако, значения теплопроводности двух видов топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 при глубине выгорания 20 ГВт·сут/т U в целом ниже, чем при 0 ГВт·сут/т U, как показано на рисунке 4.26. Кроме того, теплопроводность топливной таблетки UO_2-Gd_2O_3 демонстрировала большее снижение при увеличении массового содержания добавки Gd_2O_3 в топливе вплоть до температур 1250 К.

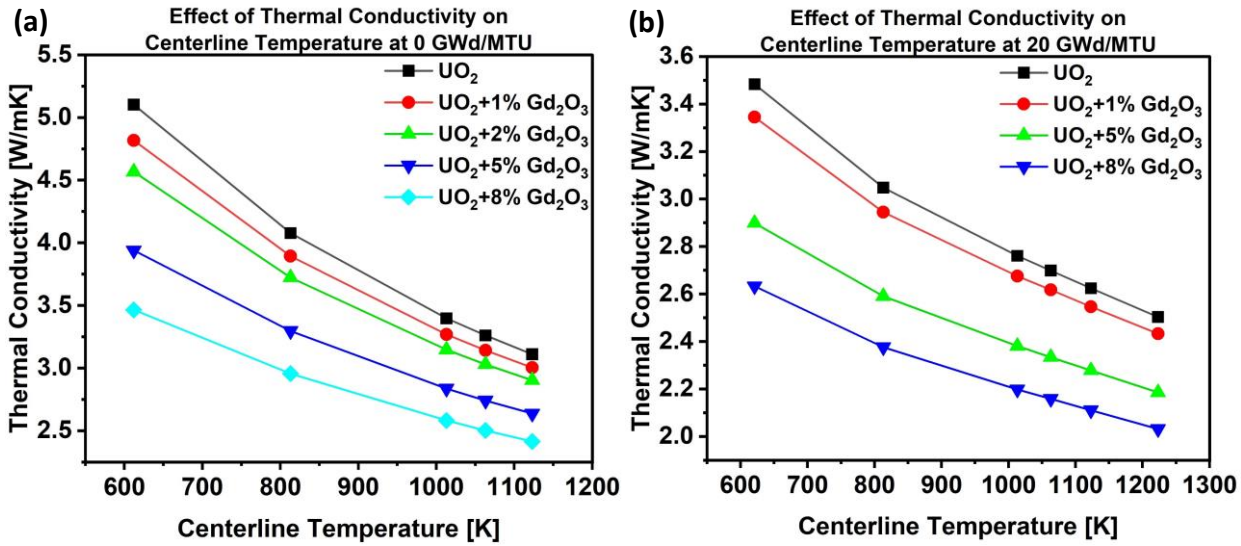


Рисунок 4.26 – Зависимость теплопроводности топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 от температуры при глубине выгорания 0 ГВт·сут/т U (a) и 20 ГВт·сут/т U (b)

Температура на осевой линии ТВЭЛ или ТВЭГ повышается при облучении и увеличении глубины выгорания топлива, благодаря снижению теплопроводности топливных таблеток и накоплению газообразных продуктов деления. В результате выделяемая тепловая энергия в топливной таблетке передается к оболочке ТВЭЛ и ТВЭГ с меньшей скоростью, что приводит к повышению температур на осевой линии при повышенных уровнях глубины выгорания [172].

4.4.2 Влияние выгорания на теплопроводность топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3

Тернбулл Д.А. и др. [173] проанализировали данные трех программ НИИЭ (EPRI, США) по исследованиям в области ядерного топлива и проекта «Высоковыгорающий обод», которым управляет Центральный научно-исследовательский институт электроэнергетики (CRIEPI, Япония). В своем исследовании авторы изучили снижение теплопроводности топлив при высоких уровнях глубины выгорания, достигающих значений 103,5 МВт·сут/кг U. Анализ результатов показал, что при высоких уровнях выгорания, а именно выше 70 МВт·сут/кг U, теплопроводность матрицы высоковыгорающей структуры (ВВС) увеличивается на 25–30%. Это увеличение связано с перекристаллизацией топливных зерен. Однако это повышение теплопроводности частично или

полностью компенсируется снижением проводимости из-за пористости внутри ВВС, которая содержит газообразные продукты деления, выделяющиеся из топливной матрицы в процессе микроструктурных преобразований. Исследование также показало, что теплопроводность топлива UO_2 резко снижается, как только начинается его облучение. Снижение теплопроводности топлива объясняется радиационным повреждением, а не включением продуктов деления в топливную решетку.

Полученные данные также показывают, что при уровне глубины выгорания ниже 70 МВт·сут/кг U теплопроводность топлива UO_2-Gd_2O_3, содержащего 10 мас. % Gd_2O_3, заметно ниже, чем у топлива UO_2, но после образования ВВС при более высоком значении выгорания его теплопроводность становится неотличимой от теплопроводности обычного топлива UO_2, топлива с добавкой UO_2 или МОХ.

Согласно нашим расчетам, как показано на рисунке 4.27, теплопроводность топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 резко снижается сразу после начала его облучения. После первоначального резкого падения и достижения глубины выгорания 20 ГВт·сут/т U теплопроводность топлив продолжает постепенно снижаться. При значениях глубины вограния выше 70 ГВт·сут/т U теплопроводность топлив становится практически неразличимой, особенно для топлив UO_2, UO_2 + 1% Gd_2O_3 и UO_2 + 2% Gd_2O_3. Данная тенденция подтверждается анализом данных, представленным Тернбуллом Д.А. и др. [173].

Кроме того, температуры на осевой линии топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 резко возрастают в начале облучения и продолжают постепенно увеличиваться после достижения глубины выгорания 20 ГВт·сут/т U. Это увеличение особенно выражено для топлив UO_2 + 5% Gd_2O_3 и UO_2 + 8% Gd_2O_3, как показано на рисунке 4.28b ниже. Рост температуры на осевой линии топлива коррелирует с уменьшением коэффициента теплопроводности, наблюдаемым в начале облучения. Для всех рассмотренных значений глубины выгорания и линейного теплового потока температура на осевой линии топлива UO_2-Gd_2O_3 неизменно

выше, чем у топлива UO_2, и дополнительно повышается с увеличением массового процентного содержания добавки Gd_2O_3.

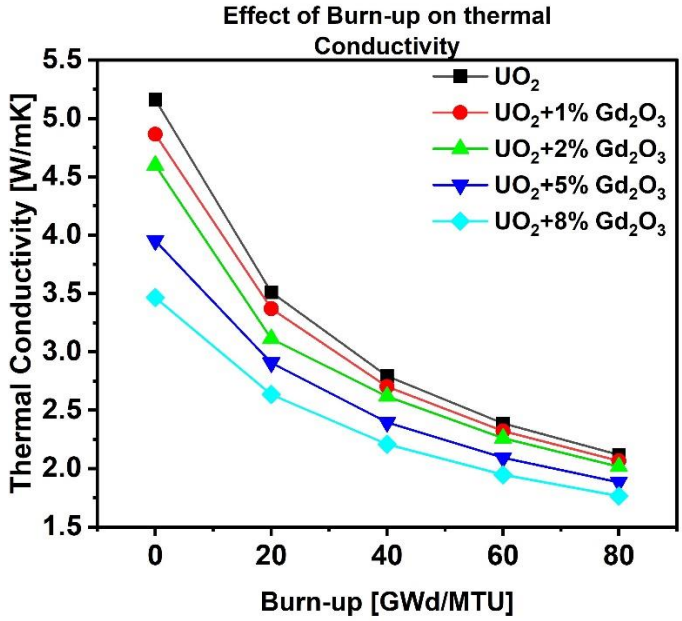


Рисунок 4.27 – Зависимость теплопроводности топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 от глубины выгорания

4.4.3 Влияние выгорания топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 и линейного теплового потока на температуру в центре стержня

Максимальная линейная скорость тепловыделения на поверхности стержня, при значении которой отсутствует риск плавления топливной таблетки, является предельнодопустимым значением. Аналогично топливу UO_2, топливо с добавкой оксида гадолиния UO_2-Gd_2O_3 также демонстрирует повышение температуры на осевой линии топлива при увеличении глубины выгорания с 0 ГВт·сут/т U (свежее топливо) до 80 ГВт·сут/т U при среднем значении ЛСТВ и увеличении линейного теплового потока, как показано на рисунке 4.28.

В экспериментальной установке SOFIT 1.1 два стержневых ТВЭЛ демонстрируют контрастное поведение в отношении выделения газообразных продуктов деления (ГПД) при облучении. Один стержень, с максимальным тепловым потоком около 39 ± 4 кВт/м² и глубиной выгорания 16 МВт·сут/кг U, показал измеренное выделение газообразных продуктов деления в количестве 7–9 %. В то время как, другой стержень, работавший с максимальным тепловым

потоком около 28 ± 4 кВт/м² и выгоранием 12 МВт·сут/кг U, показал выделение газов в количестве не более 1 %.

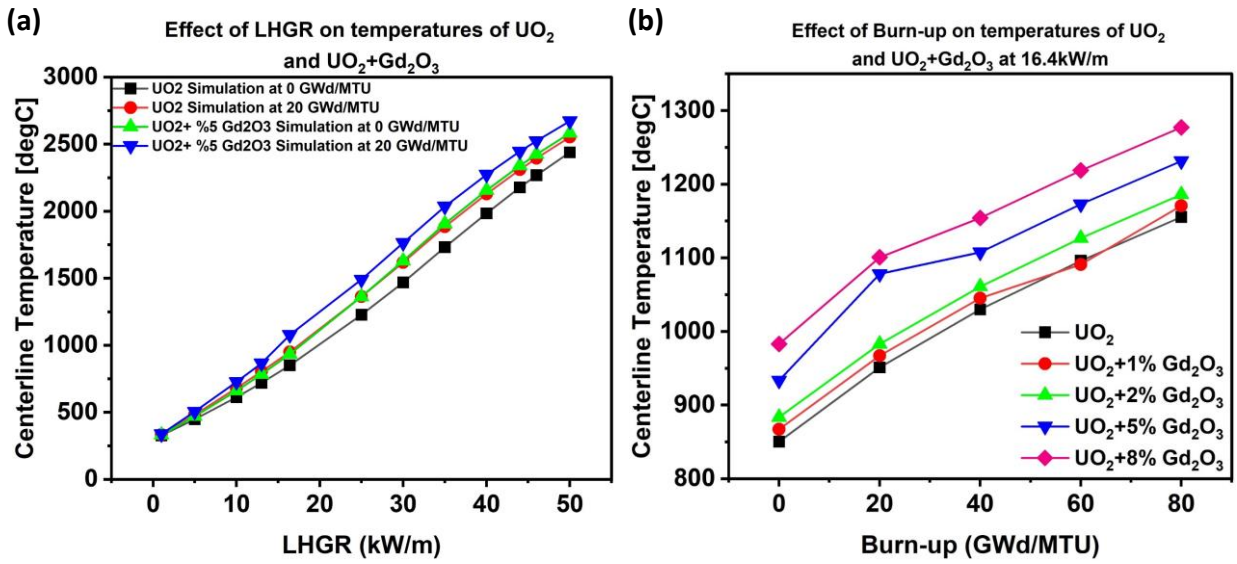


Рисунок 4.28 – Зависимость температуры на осевой линии топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 от ЛСТВ (a) и глубины выгорания (b)

Значительная разность в количестве выделившихся газообразных продуктов деления объясняется более высокими температурами в первом топливном стержне с максимальным тепловым потоком на поверхности 39 ± 4 кВт/м² и глубиной выгорания 16 МВт·сут/кгU, что примерно на 10 кВт/м² выше, чем у второго стержня. Кроме того, важно отметить, что в эксперименте SOFIT 1.1 разрушительное событие для исходных стержней показало незначительный рост зерен, даже для стержня, работающего при высоких уровнях теплового потока около 40 кВт/м², при этом максимальный наблюдаемый размер зерна составил 7 мкм.

Тепловыделяющая сборка ФА-0325 эксплуатировалась в АЗ реактора ВВЭР-1000 на первом энергоблоке Запорожской АЭС в течение 4–8 топливных циклов, как указано в работе [154]. ТВС облучалась в общей сложности 1142,1 эффективных суток, достигнув средней глубины выгорания 48,9 МВт·сут/кгU, с максимальным значением выгорания 51,3 МВт·сут/кгU в наиболее теплонапряженном ТВЭЛ. Максимальное значение ЛСТВ в локальном месте поверхности ТВЭЛ составляло 29 кВт/м, в то время как среднее значение ЛСТВ за весь период облучения ТВС варьировалось от 7,1 до 26,6 кВт/м. Условия

эксплуатации ТВС соответствовали четырехлетнему топливному циклу, как по времени выдержки, так и по выгоранию топлива.

После облучения ТВС подверглась послерадиационному исследованию в горячих камерах ГНЦ НИИАР (г. Димитровград, Россия). В ходе исследования были проведены различные измерения, включая глубину выгорания топлива методом неразрушающего гамма-сканирования 137Cs, изменения диаметра оболочки вдоль осевой линии, длины стержней и остаточный зазор между топливом и оболочкой ТВЭЛ вследствие радиальной деформации. По результатам измерений 312 стержней облучаемой ТВС установлено, что изменения длины стержней составило от 0,35% до 0,46%, диаметра вдоль оси – от 0,55% до 0,87% и зазора – от 0,2% до 2,5%.

Наш анализ показывает, что более высокая ЛСТВ в сочетании с увеличенным выгоранием, вероятно, приведет к повышению выделения газообразных продуктов деления (ГПД) и потенциально к незначительным изменениям длины и диаметра стержня. Кроме того, было отмечено, что даже при максимальном значении ЛСТВ 40 кВт/м рост зерен остается незначительным, при этом наибольший наблюдаемый размер зерна составляет всего 7 микрон.

Анализ расчетных результатов, представленных на рисунке 4.28, показывает, что линейный тепловой поток на поверхности стержня оказывает большее влияние на температуру на осевой линии, чем глубина выгорания топлива. Выгорание свежевого топлива особенно заметно в начале его облучения, когда температура на осевой линии стержня резко возрастает, после чего постепенно данное влияние снижается, в то время как влияние ЛСТВ сохраняется при гораздо более высоких температурах.

4.4.4 Влияние расхода теплоносителя на температуры ТВЭЛ, теплоносителя и коэффициент ОПК

Фарха Ф.И. и др. [172] провели анализ переходного режима теплообмена ТВЭЛ при изменении уровня выгорания на 5 % и массового расхода теплоносителя на 60 %, наблюдая за результирующим изменением максимальной

температуры на осевой линии топлива. Результаты показали, что при уменьшении массового расхода теплоносителя со 100 % до 60 % от номинального значения значительного повышения максимальной температуры топлива не наблюдалось. Однако дальнейшее снижение массового расхода теплоносителя приводило к более резкому росту температуры на осевой линии топлива (рисунок 4.29), что указывает на то, что теплоотдача между поверхностью ТВЭЛ и теплоносителем становился неэффективным при снижении расхода теплоносителя ниже 60 % от номинального значения в канале.

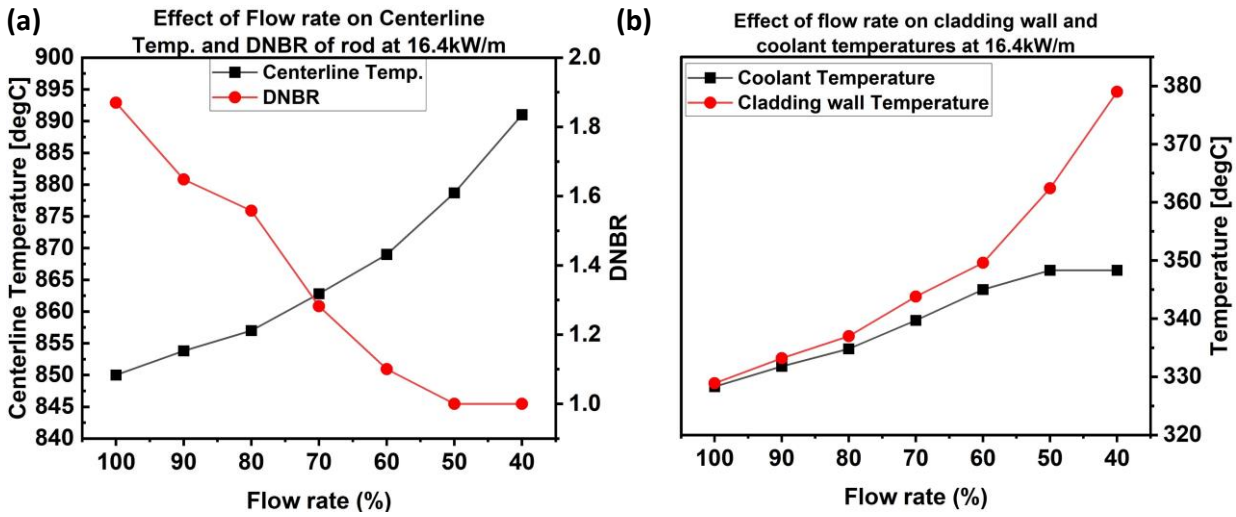


Рисунок 4.29 – Зависимость температуры на осевой линии топлива и коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *DNBR* (a) и температур на поверхности оболочки и теплоносителя (b) от расхода теплоносителя

Мы изучили влияние расхода теплоносителя в канале на температуры на осевой линии топлива и внешней поверхности оболочки ТВЭЛ, температуру теплоносителя и коэффициента ОПК с использованием *k-ε* модели турбулентного течения и теплообмена в твердых телах и жидкостях с применением модели COMSOL Multiphysics. Скорость теплоносителя в канале ТВЭЛ снижалась от номинального значения 5 м/с до 2 м/с от исходного значения с заданным шагом 10 % (100 %, 90 %, 80 %, 70 %, 60 %, 50 % и 40 % от исходного значения).

Было замечено, что в диапазоне скорости (или расхода) теплоносителя от 100% до 60% от начального значения наблюдалось постепенное повышение температуры топливной таблетки, оболочки ТВЭЛ и теплоносителя, сопровождающееся соответствующим снижением коэффициентом отклонения от

пузырькового кипения *DNBR*, как показано на рисунке 4.29a. Однако, после отметки 60 % от номинального расхода, максимальная температура на осевой линии топлива заметно возрастала, температура внешней оболочки значительно повышалась, а температура теплоносителя приближалась к точке насыщения, как показано на рисунке 4.29b. На этом этапе значение коэффиента *DNBR* был близок к единице, что указывает на достижение КТП и резкое снижение скорости охлаждения поверхности стержня при отходе от пузырькового кипения теплоносителя в канале.

4.4.5 Влияние глубины выгорания на температуру в центре топлива

Проведен сравнительный анализ влияния значений ЛСТВ на поверхности ТВЭЛ на температуру на осевой линии топлива, используя для сравнения данные экспериментов в Хальдене. Мы рассчитали значения температур на осевой линии оксидных топлив UO_2 и UO_2 + 5% Gd_2O_3 в диапазоне ЛСТВ от 16,4 кВт/м до 40,0 кВт/м при глубине выгорания 0 ГВт·сут/т U (свежее топливо) и 20 ГВт·сут/т U. Затем результаты расчета были сопоставлены с данными RAMP-тестов в Хальдене (данные IFA-4), как показано на рисунке 4.30a.

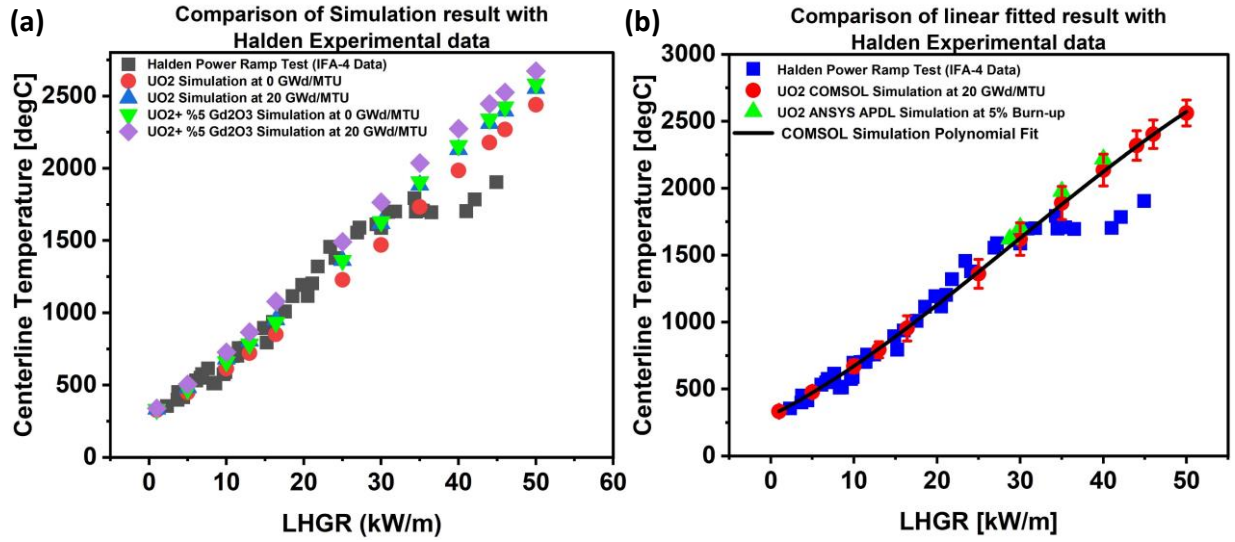


Рисунок 4.30 – Зависимость температуры на осевой линии топлива от ЛСТВ и глубины выгорания (данные эксперимента в Хальдене (IFA-4) и моделирования)

Анализ показал, что температура на осевой линии топлива UO_2 + 5% Gd_2O_3 неизменно выше, чем у топлива UO_2 как при 0 ГВт·сут/т U, так и при 20 ГВт·сут/т U, что подтверждает предыдущие результаты. Отметим, что

значения температур на осевой линии топлива UO_2 при 20 ГВт·сут/т U практически совпадают с температурами на осевой линии топлива UO_2 + 5% Gd_2O_3 при глубине выгорания 0 ГВт·сут/т U.

Примечательно, что отличие температур на осевой линии между двумя видами топлив при двух уровнях глубины выгорания была минимальной. Это подтверждает, что выгорание топлива в первую очередь влияет на температуру на осевой линии в начале облучения и при более низких температурах (ниже 700 °C). При более высоких температурах влияние снижается, даже при увеличении значений глубины выгорания топлива, как показано на рисунке 4.28b. Основным фактором, существенно влияющим на температуру на осевой линии топлива, является линейный тепловой поток на поверхности ТВЭЛ. По мере увеличения значений ЛСТВ температура на осевой линии топлива, соответственно, повышается.

Был проведен регрессионный анализ четырех графиков топлива UO_2 и UO_2 + 5% Gd_2O_3 при различных уровнях глубины выгорания. Осредненные значения температур на осевой линии топлива оказалось приблизительно равными значениям температур для топлива UO_2 при 20 ГВт·сут/т U. Осредненные значения были использованы для построения аппроксимирующей функции максимальной температуры топлива от теплового потока (рисунок 4.30b) вместе с соответствующими линиями стандартного отклонения. Вычисленные результаты (таблица 4.3) точно соответствуют экспериментальным данным Хальдена и данным графика ANSYS APDL из работы Фарха Ф.И. и др. [172], как показано на рисунке 4.30b.

Для расчета температуры на осевой линии топлива мы использовали среднее постоянное значение теплопроводности топлива равное 3,048 кВт/(м·К). Данный расчет привел к аппроксимационные зависимости, представленной в уравнении (4.5). Кроме того, мы примени топлива, при расчете температуры на осевой линии топлива при различных значениях ЛСТВ, что привело к получению аппроксимационные зависимости (4.4). Более того, зависимости теплопроводности топлив UO_2 (4.7) и UO_2-Gd_2O_3 (4.8), учитывающие влияние

температуры, выгорания топлива и других факторов воздействия облучения, использованы для установления аппроксимационной температурной зависимости для топлива UO_2 при глубине выгорания 20 ГВт·сут/тU следующего вида:

$$T_{cen}(LHGR) = 300{,}7 + 31{,}19 \cdot LHGR + 0{,}658 \cdot LHGR^2 - 0{,}00747 \cdot LHGR^3. \quad (4.9)$$

Таблица 4.3 – Расчетные значения температуры на осевой линии топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 при разном уровне выгорания (данные модели COMSOL Multiphysics)

ЛСТВ, кВт/м	UO_2 при 0 ГВт·сут/тU	UO_2 при 20 ГВт·сут/тU	UO_2 + 5% Gd_2O_3 при 0 ГВт·сут/тU	UO_2 + 5% Gd_2O_3 при 20 ГВт·сут/тU	Среднее значение UO_2 при 20 ГВт·сут/тU	СО
1	326,9	333,7	331,3	338,0	332,5	4,65
5	447,9	482,09	470,5	504,7	476,3	23,6
10	613,0	680,1	660,6	726,5	670,0	47,0
13	720,3	804,2	783,9	865,6	793,5	59,9
16,4	850,4	951,0	933,4	1078,2	953,3	94,1
25	1227,3	1362,7	1362,5	1490,2	1360,7	107,3
30	1468,7	1617,5	1629,4	1764,1	1619,9	120,8
35	1731,5	1883,8	1905,8	2035,7	1889,2	124,7
40	1984,2	2128,6	2156,2	2273,3	2135,6	118,8
44	2177,6	2310,6	2339,9	2445,3	2318,3	110,2
46	2268,0	2394,8	2424,4	2524,1	2402,8	105,5
50	2438,7	2553,0	2582,4	2671,9	2561,5	96,2

Примечание: СО – стандартное отклонение

В ходе сравнительного анализа мы наблюдали, что влияние глубины выгорания на температуру на осевой линии топлива становится значительным при значении ЛСТВ превышающем 10 кВт/м, как показано на рисунках 4.28а и 4.30а. Мы также отметили, что топливо UO_2 + 5% Gd_2O_3 демонстрирует более высокие температуры на осевой линии по сравнению с топливом UO_2 при тех же уровнях выгорания. Однако, отличие в температуре на осевой линии для двух топлив при уровнях выгорания 0 ГВт·сут/тU и 20 ГВт·сут/тU было незначительным, но достаточным для определения максимального значения ЛСТВ. Это указывает на то, что при эквивалентных уровнях выгорания

максимально допустимое значение ЛСТВ для топлива UO_2 может быть установлено выше, чем для топлива UO_2, содержащего добавку 5 % Gd_2O_3, для соблюдения пределов безопасности.

Одно из наблюдений заключается в том, что использование среднего значения теплопроводности для расчета температуры по осевой линии топлива может привести к занижению оценочных значений ЛСТВ на поверхности топливного стержня. Это связано с тем, что в расчете чаще используются завышенные значения теплопроводности топлива. Например, когда мы применили аппроксимационную зависимость осевой температуры (4.5), полученную при постоянном значении теплопроводности топлива 3,048 кВт/(м·К), при прогнозировании максимальной температуры в ТВЭЛ при значении линейного теплового потока 30 кВт/м, мы получили значение температуры 1592 °С для топливной таблетки UO_2. Однако, когда мы использовали уравнения теплопроводности топлива UO_2 (4.3) и (4.7), которые учитывают его температуру, выгорание и пористость, при значении 0 ГВт·сут/тU мы рассчитали значения максимальных температур 1748 °С и 1731 °С, соответственно. Это указывает на то, что более высокая теплопроводность топлива ТВЭЛ, используемая в получении аппроксимационной зависимости $T_{cen}(LHGR)$ уравнения (4.5), имеет тенденцию занижать максимальную температуру на осевой линии стержня.

Мы сравнили результаты моделирования максимльных температур для топлив UO_2 и UO_2 + 5% Gd_2O_3 с экспериментальными данными эксперимента в Хальдене (IFA-4) (рисунок 4.30а). Расчетные результаты показали, что значения точек моделирования точно соответствовали данным Хальдена примерно до значения линейного теплового потока 35 кВт/м на поверхности стержня. Однако, при данном занчении ЛСТВ экспериментальные данные температур снижались. Данное снижение температуры в экспериментах – примерно с 1793 °С до 1699 °С – может быть связано с проблемами термоэлемента, используемого для регистрации изменений температуры, или, возможно, с другими аномалиями во время эксперимента. Данное предположение дополнительно подтверждается

аппроксимирующей кривой экспериментальных данных, которая совпадает с паттерном нашей полученной аппроксимационной зависимостью, показанной на рисунке 4.30b. Для подтверждения наших результатов мы также сравнили полученные данные моделирования с данными Фархи Ф. И. и др. [172] при 5% выгорании топлива, и их данные моделирования совпадают с данными нашего расчета, как показано на рисунке 4.30b.

Поскольку уравнения теплопроводности топлива (4.3) и (4.7) дают схожие значения температуры на осевой линии топлива UO_2 при 0 ГВт·сут/тU, мы использовали апроксимационную зависимость *MDNBR*(*LHGR*), уравнение (4.6), учитывая, что данная зависимость МКОПК была получена с использованием уравнения (4.3), которое дало аналогичный результат для температуры на осевой линии, как и уравнение (4.7).

Минимальное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* и относительная критическая мощность *CPR*, полученные на основе локальных корреляций КТП, в частности уравнений (3.111), (3.113a) и (3.113b), так и нелокальных корреляций КТП, представленных в уравнениях (3.123) и (3.124), были сопоставлены с результатами исследования [174].

При 100% номинальной тепловой мощности АЗ PWR реакторов минимальный запас до отклонения от пузырькового кипения определяется значением *MDNBR*, локальное местоположение которого находится в верхней половине канала при косинусоидальной форме распределения осевого линейного теплового потока на поверхности ТВЭЛ. Зависимость минимального коэффициента *MDNBR* от рабочей тепловой мощности канала показана на рисунке 4.31.

Запас до кризиса теплоотдачи в канале ТВЭЛ АЗ в условиях эксплуатации кипящего водяного реактора BWR напрямую определяется отношением критической тепловой мощности к рабочему значению тепловой мощности или значением *CPR*. На рисунке 4.32 показана зависимость относительной тепловой мощности *CPR* от эксплуатационных значений тепловой мощности канала.

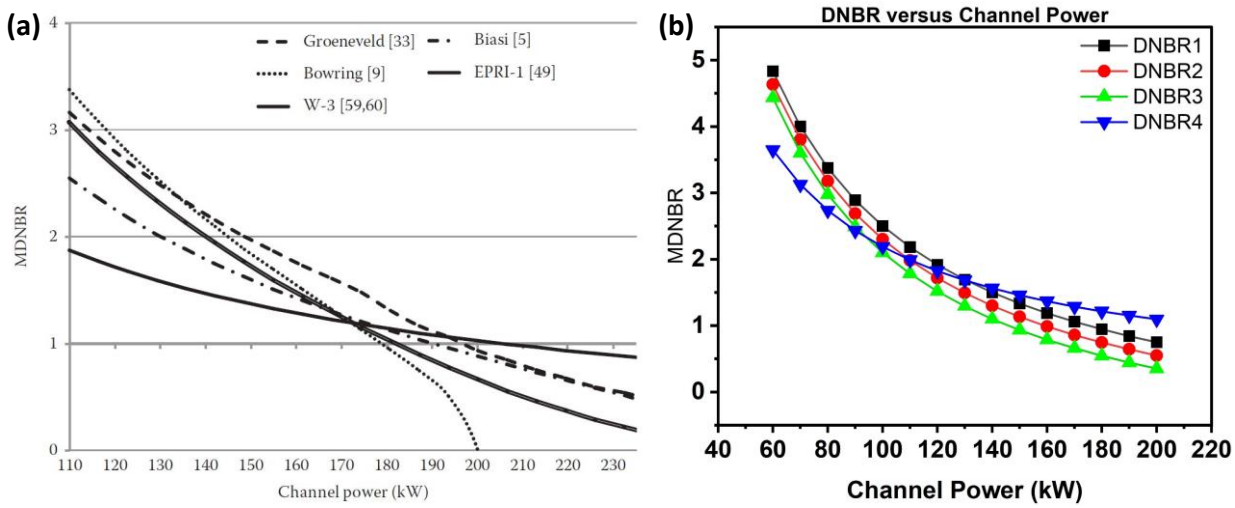


Рисунок 4.31 – Зависимость минимального коэффициента ОПК от тепловой мощности канала: данные работы [174] (a); расчет при использовании уравнения (3.113a) (b)

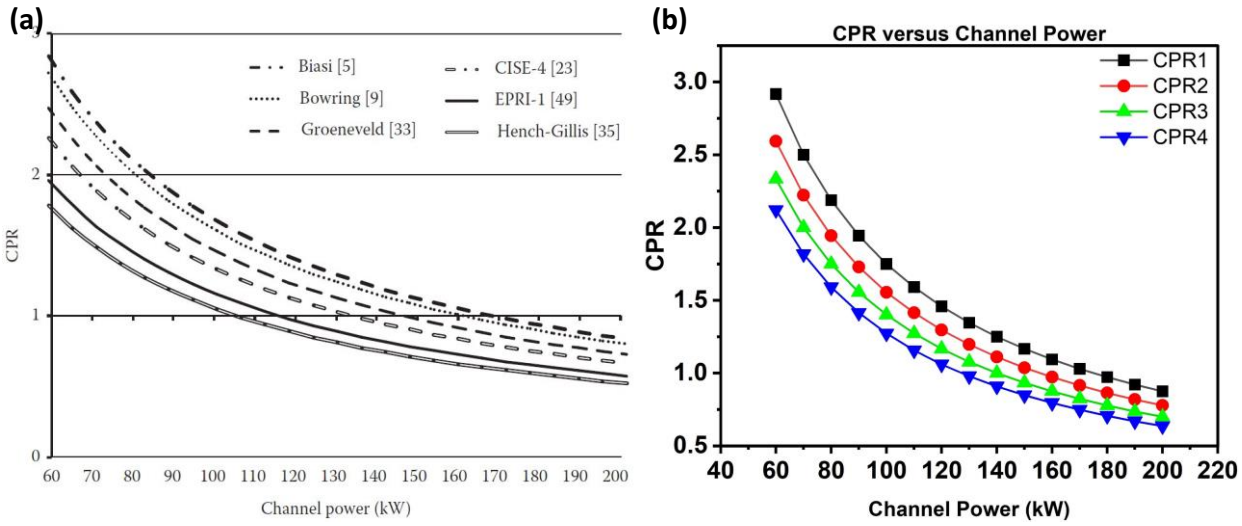


Рисунок 4.32 – Зависимость ОКМ от тепловой мощности канала: данные работы [174] (a); расчет при использовании уравнения (3.111) (b)

Все корреляции КТП и ОКМ достаточно точно прогнозируют критическую тепловую мощность канала при возникновении критического условия и отклонении от пузырькового кипения, которое соответствуют минимальному значению коэффициента *MDNBR* и относительной критической мощности *CPR*, равным 1,0. Аналогично, современные корреляции КТП (EPRI), в частности корреляции Хенча-Гиллиса (EPRI-2) и Редди-Фигетти (EPRI-1), являются точными в прогнозах минимального коэффициента запаса *MDNBR* при значении равном одному, как показано на рисунке 4.33. Сравнительный анализ данных, представленные на рисунках 4.31, 4.32 и 4.33, показывает, что выведенные

используемые математические модели, представленные уравнениями (3.111), (3.113a) и (3.113b), дают более высокие прогнозы для КОПК-1, КОПК-2 и КОПК-3, чем для КОПК-4. Последняя использует корреляцию EPRI-1, нелокальную корреляцию КТП, как показано на рисунке 4.30b. Более низкие прогнозы для КОПК-4 возникают при использовании уравнения (3.123) или (3.124), которые фактически приравниваются друг к другу и основаны на ОКМ.

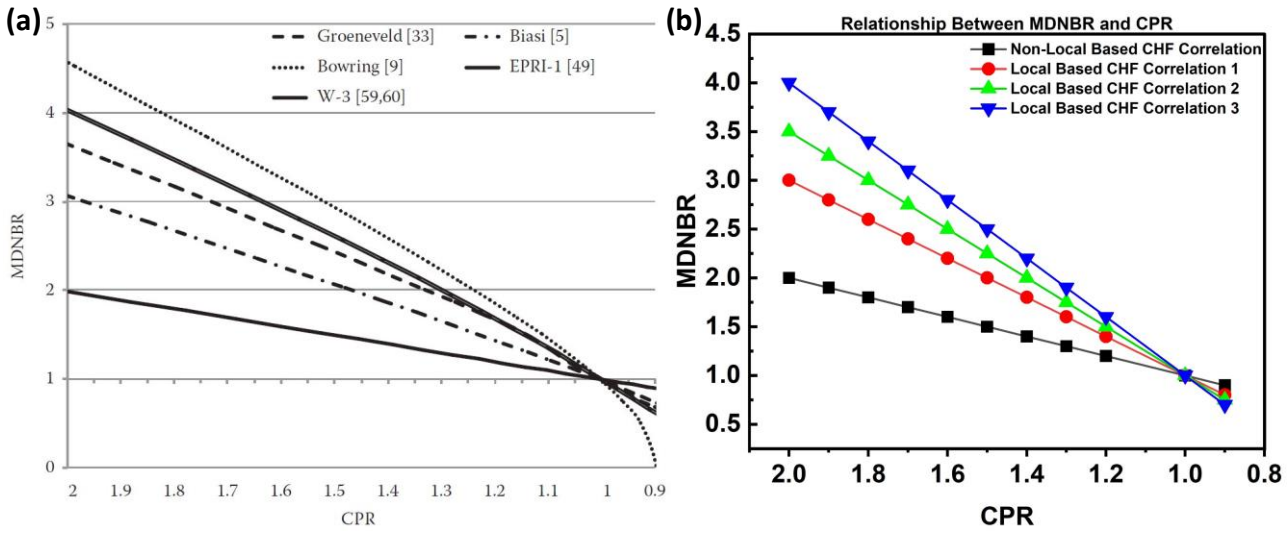


Рисунок 4.33 – Зависимость минимального коэффициента ОПК от относительной критической мощности канала: данные работы [174] (a); расчет при использовании уравнения (3.113b) (b)

Все современные корреляции КТП эффективно и одинаково хорошо прогнозируют критическое состояние АЗ реактора в определенных условиях теплообмена. Однако запас до кризиса теплоотдачи и отклонения от пузырькового кипения в условиях эксплуатации АЗ ниже критической точки не может быть определен исключительно значением коэффициента ОПК. На рисунке 4.33, полученном на основе данных рисунка 4.31, показано, что различные зависимости *MDNBR* демонстрируют значительно различающиеся запасы до кризиса и ОПК, в частности, значения ОКМ при одном и том же значении *MDNBR*. Примечательно, что только корреляция КТП (EPRI-I) более точно соответствует прогнозным значениям критических параметров по запасу, в частности значениям *CPR*, представленным на рисунке 4.32, и минимальным значениям *MDNBR*, как показано на рисунке 4.31.

Используя данные корреляции КТП EPRI-1, показанные на рисунке 4.31а, мы сравнили значения минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи, полученные в результате моделирования топливного канала в COMSOL Multiphysics (см. таблицу 4.2). Отметим, что обе зависимости минимального значения коэффициента *MDNBR* от ЛСТВ постепенно сходились в точке при достижении значения коэффициента 1,3, как показано на рисунке 4.34. Данная сходимость предполагает, что при прочих равных условиях прогнозируемые значения минимального коэффициента ОПК для различных PWR реакторов должны стремиться к значению, близкому к предельному значению 1,3, которое, как отмечалось ранее, является предельно допустимым значением для оценки запаса до кризиса теплоотдачи и безопасности АЗ реактора.

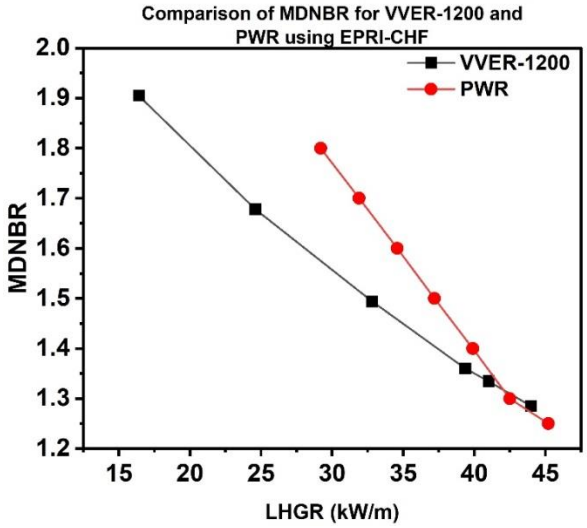


Рисунок 4.34 – Зависимость минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* от линейного теплового потока

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В ходе выполнения работы с применением эмпирических корреляций КТП созданы усовершенствованная методика теплогидравлического расчета и компьютерная модель в программном пакете COMSOL Multiphysics, позволяющие оперативно спрогнозировать локальные характеристики теплообмена и критические параметры в канале наиболее теплонапряженного ТВЭЛ при существующих технических и теплогидравлических характеристиках, геометрической конфигурации активной зоны водоохлаждаемого энергетического реактора ВВЭР-1200. Анализ эмпирических корреляций и справочных табличных данных КТП показал, что применение корреляции КТП на основе теплового баланса (НИИ электроэнергетики, США) обеспечивает надежную оценку в прогнозировании минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* и местоположения локальных точек отхода от пузырькового кипения в рассматриваемом горячем канале ТВЭЛ при возможном отклонении коэффициента неравномерности теплового потока, линейной скорости тепловыделения и основных параметров реактора.

Основные выводы по работе.

1. Проведенный сравнительный анализ эмпирических корреляций КТП ОКБ «Гидропресса», Левитана-Ланцмана и НИИ элекроэнергетики (EPRI), используемые в прогнозировании возникновения кризиса теплоотдачи в канале теплонапряженного ТВЭЛ активной зоны водоохлаждаемых энергетических реакторов под давлением, таких как ВВЭР, АР, APR, EAP, НАР и других, минимальных значений коэффициента запаса *MDNBR* и относительной критической мощности в канале ТВЭЛ показал отличие в достоверности прогнозируемых критических параметров. Корреляции КТП ОКБ «Гидропресс» и Левитана-Ланцмана, как правило, более консервативны при определении пределов безопасности и надежности охлаждения АЗ.

2. В ходе моделирования и оценки влияния температуры, глубины выгорания, пористости и других параметров на интенсивность передачи тепла в ТВЭЛ установлено, что коэффициент теплопроводности топливных таблеток UO_2

и UO_2-Gd_2O_3 снижается после начала их облучения и достижении глубины выгорания топлива 20 ГВт·сут/тU. При значениях глубины выгорания более 70 ГВт·сут/тU коэффициент теплопроводности топливных таблеток становится практически неразличимым, особенно для топливных таблеток UO_2, UO_2 + 1% Gd_2O_3 и UO_2 + 2% Gd_2O_3. Кроме того, температура на осевой линии топлив UO_2 и UO_2-Gd_2O_3 резко возрастает в начале облучения и продолжает постепенно повышаться после достижения глубины выгорания 20 ГВт·сут/тU. Данное увеличение температуры особенно выражено для топливных таблеток с добавкой гадолиния UO_2 + 5% Gd_2O_3 и UO_2 + 8% Gd_2O_3.

3. В ходе моделирования и оценки влияния массового расхода теплоносителя на значения температур в ТВЭЛ и минимального коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* показано, что при снижении расхода теплоносителя со 100 % до 60 % от номинального значения наблюдается повышение значений температуры топливной таблетки и оболочки ТВЭЛ, водяного теплоносителя, а также снижение минимального значения коэффициента запаса *MDNBR* в канале. При снижении расхода теплоносителя ниже 60 % от номинального значения температура на осевой линии топливной таблетки заметно возрастает, температура внешней оболочки ТВЭЛ также повышается, при этом температура водяного теплоносителя достигает значения температуры его кипения (насыщения). В данных условиях охлаждения прогнозируемое минимальное значение коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* приближается к единице, что указывает на возможный отход от пузырькового кипения и ухудшение теплообмена в канале теплонапряженного ТВЭЛ.

4. Установлена зависимость минимального значения коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи *MDNBR* от линейного энерговыделения ТВЭЛ, которая может быть использована в экспресс оценке условий надежного и безопасного охлаждения, прогнозировании кризиса теплоотдачи и местоположения локальных точек отхода от пузырькового кипения в АЗ реактора ВВЭР-1200. Применение зависимости в моделировании теплообмена в канале подтвердило, что наиболее

теплонапряженные ТВЭЛ с высоким коэффициентом неравномерности теплового потока и максимальным линейным энерговыделением имеют минимальные расчетные значения коэффициента запаса *MDNBR* в близи поверхности оболочки стержня, что повышает вероятность возникновения локального кризиса теплоотдачи и разогрева АЗ. Показано, что при достижении максимальных значений линейного энерговыделения 37,0–38,5 кВт/м на поверхности ТВЭЛ осредненные в канале минимальные значения коэффициента запаса *MDNBR* составляют 1,305–1,335 и максимальные температуры на осевой линии топливной таблетки – 1855 °С и 1920 °С, и находятся выше предельно допустимых значений *MDNBR* = 1,3 и ниже температуры плавления топлива при эксплуатации реактора.

5. Установлена зависимость температуры на осевой линии топливной таблетки от линейного энерговыделения на поверхности ТВЭЛ. Полученная зависимость показала хорошую корреляцию с экспериментальными данными Хальдена для облученных топливных стержней с UO_2 и UO_2 + 5% Gd_2O_3 при повышении глубины выгорания топлива от 0 ГВт·сут/тU (свежее топливо) до 20 ГВт·сут/тU в рассматриваемом диапазоне значений линейного энерговыделения 1,0–50,0 кВт/м. Показано, что основным фактором влияния на температуру в центре ТВЭЛ является неравномерность энерговыделения и максимальное значение линейного теплового потока на поверхности стержня.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1A. Korotkikh A.G., Odii C.J. Effect of the linear heat generation rate (LHGR) on the centerline temperature of fuel rod and minimum departure from nucleate boiling ratio (MDNBR) for the VVER-1200 reactor // Nuclear Engineering and Technology. – 2026. – Vol. 58. – Iss. 2, Article number 103973. – P. 1–9. https://doi.org/10.1016/j.net.2025.103973.

2A. Korotkikh A.G., Odii C.J. Analysis of VVER-1200 thermal characteristics using analytical calculation validated by PCTran simulator // Discover Mechanical Engineering. – 2025. – Vol. 4, Article number 79. – P. 1–21. https://doi.org/10.1007/s44245-025-00175-7.

3A. Odii C.J., Korotkikh A.G. Prediction of void fraction in sub-cooled flow boiling at high pressure using distribution parameter correlations // Journal of Engineering Thermophysics. – 2025. – Vol. 34. – Iss. 1. – P. 1–17. https://doi.org/10.1134/S1810232825010126.

4A. Korotkikh A.G., Odii C.J. The effect of subcooled water parameters on thermal hydraulic characteristics for VVER reactor // Thermal Science. – 2025. – Vol. 29. – Iss. 1A. – P. 27–34. https://doi.org/10.2298/TSCI240330151K.

5A. Odii C.J., Agyekum E.B., Bright K.A. Effect of dual surface cooling on the temperature distribution of a nuclear fuel pellet // Key Engineering Materials. 2018. – Vol. 769. – P. 296–310. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.769.296.

6A. Odii C.J. Thermal analyses of uniformly heated fuel pin cell, inverted cell, and dual surface cooled cell geometries using COMSOL Multiphysics // Научная инициатива иностранных студентов и аспирантов. Сборник докладов V Международной научно-практической конференции, г. Томск, 22–24 апреля 2025 г. – Томск, 2025. – С. 299–304.

7A. Odii C.J. Transient analysis of temperature distributions in the hot channel of a VVER-1200 reactor using COMSOL Multiphysics // Перспективы развития фундаментальных наук. Сборник трудов XXII Международной конференции

студентов, аспирантов и молодых ученых, г. Томск, 22–25 апреля 2025 г. Т. 1. Физика. – Томск: НИ ТПУ, 2025. – С. 17–19.

8A. Odii C.J. Validation of safety parameters of VVER-1200 using PCTran simulator // Бутаковские чтения. Сборник статей IV Всероссийской с международным участием молодёжной конференции, г. Томск, 10–12 декабря 2024 г. – Томск: НИ ТПУ, 2024. – С. 237–241.

9A. Odii C.J. Prediction of minimum departure from nucleate boiling ratio in VVER-1200 reactor core using heat balance and direct substitution methods // Перспективы развития фундаментальных наук. Сборник трудов XXI Международной конференции студентов, аспирантов и молодых ученых, г. Томск, 23–26 апреля 2024 г. Т. 1. Физика. – Томск: НИ ТПУ, 2024. – С. 380–382.

10A. Odii C.J., Korotkikh A.G. Effect of power excursion on the thermal characteristics of VVER-1200 reactor // Бутаковские чтения. Сборник статей III Всероссийской с международным участием молодёжной конференции, г. Томск, 12–14 декабря 2023 г. – Томск: НИ ТПУ, 2023. С. 261–264.

11A. Odii C.J. Methods of critical heat flux predictions in sub-cooled water flow in VVER-1200 fuel rods // Научная инициатива иностранных студентов и аспирантов. Сборник докладов III Международной научно-практической конференции, г. Томск, 25–27 апреля 2023 г. – Томск, 2023. – С. 661–665.

12A. Odii C.J. Features of thermal-hydraulic calculation of subcooled water reactor VVER-1200 // Перспективы развития фундаментальных наук. Сборник научных трудов XX Международной конференции студентов, аспирантов и молодых ученых. г. Томск, 25–28 апреля 2023 г. Т. 1. – Томск, 2023. – С. 417–419.

13A. Odii C.J., Amaechina A.C. Prediction of thermal-hydraulic parameters of VVER-1200 subcooled water flow boiling using empirical correlations developed for rod bundles // Международный молодежный форум «Россия–Африка: ядерное образование как потенциал для успешного развития региона» = International Youth Forum «Russia-Africa: Nuclear Education – Potential for the Successful Regional Development»): Conference proceedings. – М.: РУДН, 2023. – С. 44–50.

1. Tong L.-S., Weisman J. Thermal analysis of pressurized water reactors. – American Nuclear Society, 1979. 417 p.

2. Park C. et al. Prediction of critical heat flux in a tube with non-uniform axial heat flux distribution // Proceedings of the Korean Nuclear Society Conference. – Korean Nuclear Society, 2001. – P. 150.

3. Siman-Tov M. Application of energy balance and direct substitution methods for thermal margins and data evaluation // Nuclear Engineering and Design. – 1996. – V. 163. – No. 1-2. – P. 249-258.

4. Chen Y. Subcooled Flow Boiling of Water / An Overview of Heat Transfer Phenomena. – IntechOpen, 2012. – P. 193.

5. National Nuclear Regulator // chrome-extension://efaidnbmnnnibpcajpcglclefindmkaj/https://www.nnr.co.za/wp content/ uploads/2016/10/07.1-Pres-ROSATOM-VVER-reactor.pdf

6. Tasissa A., Driscoll M.J. Advanced Fuel Assembly for Sodium Cooled Fast Reactors. – 2009. 72 p.

7. Shelley A., Ovi M.H. Use of americium as a burnable absorber for VVER-1200 reactor // Nuclear Engineering and Technology. – 2021. – V. 53. – No. 8. – P. 2454–2463.

8. Louis H.K. Neutronic analysis of the VVER-1200 under normal operating conditions // Journal of Nuclear and Particle Physics. – 2021. – V. 11. – No. 3. – P. 53–66.

9. Assar M. K. R. A. Design of steam turbine installation of VVER 1200 nuclear power unit with a single-stage intermediate reheating of steam: Graduation Thesis. – Tomsk, 2020. – 132 p.

10. Exercise on Reproducibility of Critical Heat Flux Data, Presentation of Experimental Results. Centro Informazioni Studi Esperienze (CISE), Meeting of the European Two-Phase Flow Group, Segrate, Milano, Italy, June 8–11, 1970.

11. Nilsson L. Repeatability tests of critical heat flux data for 1970 Meeting of the European Two-Phase Flow Group: comparison of results by Becker's burnout correlation. – Aktiebolaget Atomenergi, 1970.

12. Kirillov P.L., Peskov O.L., Serdun N.P. Control experiment on critical heat transfer during water flow in pipes // Sov. At. Energy (Engl. Transl.) – 1984. – V. 57. – No. 6. – P. 858–860.

13. Kirillov P.L. Addendum and comments to the paper 1995 look-up table for calculating critical heat flux in tubes // Thermal engineering. – 1997. – V. 44. – No. 10. – P. 841–850.

14. Groeneveld D.C. et al. An overview of measurements, data compilations and prediction methods for the critical heat flux in water-cooled tubes // Nuclear Engineering and Design. – 2018. – V. 331. – P. 211–221.

15. DeBortoli R.A. Forced-convection heat transfer burnout studies for water in rectangular channels and round tubes at pressures above 500 psia. – Bettis Plant, 1958. – Vol. 188.

16. Firstenberg H. et al. Compilation of experimental forced-convection, quality burnout data with calculated Reynolds numbers. – Department of Commerce, Office of Technical Services, 1960. – V. 2131. – No. 16.

17. Thompson B., Macbeth R.V. Boiling water heat transfer burnout in uniformly heated round tubes: a compilation of world data with accurate correlations. – United Kingdom Atomic Energy Authority. Reactor Group. Atomic Energy Establishment, Winfrith, Dorset, England, 1964. – No. AEEW-R-356.

18. Becker K.M. et al. Burnout data for flow of boiling water in vertical round ducts, annuli and rod clusters. – AB Atomenergi, 1965. – No. AE–177.

19. Becker K.M. An Analytical and Experimental Study of Burnout Conditions in Vertical Round Ducts. – AB Atomenergi, 1965. – No. AE–178.

20. Zenkevich B.A. Analysis and generalization of experimental data on heat-transfer crisis associated with forced convection of boiling water in tubes. – Atomizdat, 1969.

21. Doroshchuk V.E., Levitan L.L., Lantzman F.P. Investigation into burnout in uniformly heated tubes // ASME paper. – 1975. – No. 75-WA.

22. Kirillov P.L. Private communication with D.C. Groeneveld regarding Data Exchange Agreement between IPPE, Obninsk, Russia and the University of Ottawa, Canada. – 1992.

23. Groeneveld D.C. et al. The 1995 look-up table for critical heat flux in tubes // Nuclear Engineering and Design. – 1996. – Vol. 163. – Iss. 1–2. – P. 1–23.

24. Alekseev G.V. et al. Burn-out heat fluxes under forced water flow. – USSR, 1964. – No. A/CONF. 28/P/327a.

25. Zenkevich B.A. et al. An Analysis and Correlation of the Experimental Data on Burnout in the Case of Forced Flow of Boiling Water in Pipes. Physico-Energy Institute. – 1969.

26. Ladislau L. The influence of pressure on critical heat flux at medium diameter (4 mm) // Thermal Research for Reliability and Safety of Water-Cooled Reactors (Seminar TF-78: Thermohydraulic Investigations for Reliability and Safety of Water-Cooled Reactors), Institute of Power Nuclear Reactors, Budapest, Romania. – 1978.

27. Smolin V.N., Polyakov V.K., Esikov V.I. On the heat transfer crisis in steam-generating pipes //Soviet Atomic Energy. – 1963. – Vol. 13. – No. 4. – P. 968–972.

28. Bergel'son B.R. Burnout under conditions of subcooled boiling and forced convection // Thermal Engineering. – 1980. – V. 27. – No. 1. – P. 48–50.

29. Vandervort C.L. The ultimate limits of forced convective subcooled boiling heat transfer. – Rensselaer Polytechnic Institute, 1992.

30. Celata G.P., Mariani A.A data set of critical heat flux in water subcooled boiling // Addendum to Specialists' Workshop on the Thermal-Hydraulics of High Heat Flux Components in Fusion Reactors. – 1992.

31. Soderquist B. Department of Nuclear Reactor Engineering, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden. Swedish CHF Data received via personal communication with D.C. Groeneveld in March 1994.

32. Groeneveld D.C. CHF Data Used to Generate 2006 Groeneveld CHF Look-Up Tables. U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, Report NUREG/KM0011. – 2017.

33. Hall D.D. Critical heat flux in subcooled flow boiling: Dis. – Purdue University, 1999.

34. Hall D.D., Mudawar I. Critical heat flux (CHF) for water flow in tubes – II. Compilation and assessment of world CHF data // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2000. – V. 43. – Iss. 14. – P. 2573–2604.

35. Yang B.W. et al. Progress in rod bundle CHF in the past 40 years // Nuclear Engineering and Design. – 2021. – V. 376. – P. 111076.

36. Cai C. et al. Assessment of void fraction models and correlations for subcooled boiling in vertical upflow in a circular tube // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2021. – V. 171. – P. 121060.

37. Weisman J., Yang JY, Usman S. A phenomenological model for boiling heat transfer and the critical heat flux in tubes containing twisted tapes // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1994. – V. 37. – Iss. 1. – P. 69-80.

38. Kwon Y.M., Chang S.H. A mechanistic critical heat flux model for wide range of subcooled and low quality flow boiling // Nuclear Engineering and Design. – 1999. – V. 188. – Iss. 1. – P. 27–47.

39. Chang S.H., Lee K.W. A critical heat flux model based on mass, energy, and momentum balance for upflow boiling at low qualities // Nuclear Engineering and Design. – 1989. – V. 113. – Iss. 1. – P. 35–50.

40. Kinoshita H., Nariai H., Inasaka F. Study of critical heat flux mechanism in flow boiling using bubble crowding model (application to CHF in short tube and in tube with twisted tape under non-uniform heating conditions) // JSME International Journal Series B Fluids and Thermal Engineering. – 2001. – V. 44. – No. 1. – P. 81–89.

41. Hwang D.H., Park C., Zee S.Q. A phenomenological approach to correcting DNB-type critical heat flux for non-uniform axial power shapes // International journal of heat and mass transfer. – 2001. – V. 44. – No. 23. – P. 4483–4492.

42. Swenson H.S., Carver J.R., Kakarala C.R. The influence of axial heat-flux distribution on the departure from nucleate boiling in a water-cooled tube // ASME paper. – 1962. – No. 62-WA. – P. 297.

43. Lee D. H., Obertelli J. D. Paper 9: An Experimental Investigation of Burn-Out with Forced Convection High-Pressure Water // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Conference Proceedings. – Sage UK: London, England : SAGE Publications, 1965. – V. 180. – No. 3. – P. 27–36.

44. Becker K.M. et al. An experimental investigation of the influence of axial heat flux distributions on post dryout heat transfer for flow of water in vertical tubes // Department of Nuclear Reactor Engineering, Royal Institute of Technology Report KTH-NEL-54, Stockholm, Sweden. – 1992.

45. Pan J. et al. Critical heat flux prediction model for low quality flow boiling of water in vertical circular tube // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2016. – V. 99. – P. 243–251.

46. Sun Q., Yang R., Zhao H. Predictive study of the incipient point of net vapor generation in low-flow subcooled boiling // Nuclear Engineering and Design. – 2003. – V. 225. – No. 2-3. – P. 249-256.

47. Levy S. Forced convection subcooled boiling—prediction of vapor volumetric fraction // International journal of heat and mass transfer. – 1967. – V. 10. – No. 7. – P. 951–965.

48. Staub F.W. The void fraction in subcooled boiling – prediction of the initial point of net vapor generation. – 1968.

49. Xie H. et al. An improved DNB-type critical heat flux prediction model for flow boiling at subcritical pressures in vertical rifled tube // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2019. – V. 132. – P. 209–220.

50. Boscary J., Fabre J., Schlosser J. Critical heat flux of water subcooled flow in one-side heated swirl tubes // International journal of heat and mass transfer. – 1999. – V. 42. – No. 2. – P. 287-301.

51. Kohler W., Kastner W. Heat transfer and pressure loss in rifled tubes // International Heat Transfer Conference Digital Library. – Begel House Inc., 1986.

52. Becker K.M. et al. Burnout conditions for round tubes at elevated pressures // Proceedings of the International Symposium on Two-Phase Systems. – Pergamon, 1972. – P. 55–73.

53. Zenkevich B.A. The generalization of experimental data on critical heat fluxes in forced convection of sub-cooled water // Journal of Nuclear Energy. Part B. Reactor Technology. – 1959. – V. 1. – No. 2. – P. 130–133.

54. Thompson B., Macbeth R.V. Boiling water heat transfer burnout in uniformly heated round tubes: a compilation of world data with accurate correlations. – United Kingdom Atomic Energy Authority. Reactor Group. Atomic Energy Establishment, Winfrith, Dorset, England, 1964. – No. AEEW-R-356.

55. Liu W. et al. The study of critical heat flux in upflow boiling vertical round tube under high pressure // Science and Technology of Nuclear Installations. – 2019. – Article ID 3695685. – 14 p.

56. Katto Y., Ohno H. An improved version of the generalized correlation of critical heat flux for the forced convective boiling in uniformly heated vertical tubes // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1984. – V. 27. – No. 9. – P. 1641–1648.

57. Bowring R.W. A simple but accurate round tube, uniform heat flux, dryout correlation over the pressure range 0.7–17 MN/m^2 (100–2500 psia). – UKAEA Reactor Group, 1972. – No. AEEW-R-789.

58. Groeneveld D.C. et al. The 2006 CHF look-up table // Nuclear Engineering and Design. – 2007. – V. 237. – No. 15-17. – P. 1909–1922.

59. Kataoka I., Ishii M., Nakayama A. Entrainment and desposition rates of droplets in annular two-phase flow // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2000. – V. 43. – No. 9. – P. 1573–1589.

60. Celata G.P., Mishima K., Zummo G. Critical heat flux prediction for saturated flow boiling of water in vertical tubes // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2001. – V. 44. – No. 22. – P. 4323–4331.

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

62. Celata G.P. et al. A mechanistic model for the prediction of water subcooled flow boiling CHF // Energy Nuclear. – 1994. – V. 11. – No. 2. – P. 58–74.

63. Tong L.S. et al. Influence of axially nonuniform heat flux on DNB // Chem. Eng. Progr., Symp. Ser. – 1966. – V. 62. – No. 64 – P. 35–40.

64. Kutateladze S.S., Leont'ev A.I. Some applications of the asymptotic theory of the turbulent boundary layer // International Heat Transfer Conference Digital Library. – Begel House Inc., 1966.

65. Tong L.S. Boundary-layer analysis of the flow boiling crisis // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1968. – V. 11. – No. 7. – P. 1208–1211.

66. Tong L.S. Phenomenological study of critical heat-flux // Mechanical Engineering. – 1975. – V. 97. – No. 12. – P. 105.

67. Purcupile J.C., Gouse Jr S.W. Reynolds flux model of critical heat flux in subcooled forced convection boiling // ASME paper. – 1972. – No. 72-HT. – P. 4.

68. Hancox W.T., Nicoll W.B. Dependence of flow-boiling heat transfer crisis on local near-wall conditions // Mechanical Engineering. – 1973. – V. 95. – No. 10. – P. 64.

69. Thorgerson E.J., Knoebel D.H., Gibbons J.H. A model to predict convective subcooled critical heat flux // Trans. ASME, Series C, J. Heat Transfer. – 1974. – V. 96. – P 79–82.

70. Fiori M.P., Bergles A.E. Model of critical heat flux in subcooled flow boiling // Proc. 4th Int. Heat Transfer Conf. – 1970. Vol. VI. – P. B6.3.

71. Van der Molen S.B., Galjee F. The boiling mechanism during burnout phenomena in subcooled two-phase water flows // International Heat Transfer Conference Digital Library. – Begel House Inc., 1978. – V. 1. – P. 381–385.

72. Hino R., Ueda T. Studies on heat transfer and flow characteristics in subcooled flow boiling – Part 2. Flow characteristics // International Journal of Multiphase Flow. – 1985. – V. 11. – No. 3. – P. 283–297.

73. Mattson R.J., Hammitt F.G., Tong L.S. Photographic study of subcooled flow boiling crisis in freon-113 // Mechanical Engineering. – 1973. – V. 95. – No. 10. – P. 64.

74. Smogalev I.P. Calculation of critical heat fluxes with flow of subcooled water at low velocity // Thermal Engineering. – 1981. – V. 28. – No. 4. – P. 208–211.

75. Hebel W., Detavernier W., Decreton M. A contribution to the hydrodynamics of boiling crisis in a forced flow of water // Nucl. Eng. Des. – 1981. – V. 64. – P. 433–445.

76. Weisman J., Ying S.H. Theoretically based CHF prediction at low qualities and intermediate flows // Transactions of the American Nuclear Society. – 1983. – V. 45.

77. Weisman J., Ileslamlou S. A phenomenological model for prediction of critical heat flux under highly subcooled conditions // Fusion Technology. – 1988. – V. 13. – No. 4. – P. 654–659.

78. Styrikovich M.A., Nevstrueva E.I., Dvorina G.M. The effect of two-phase flow pattern on the nature of heat transfer crisis in boiling // International Heat Transfer Conference Digital Library. – Begel House Inc., 1970.

79. Mesler R. A mechanism supported by extensive experimental evidence to explain high heat fluxes observed during nucleate boiling // AIChE Journal. – 1976. – V. 22. – No. 2. – P. 246-252.

80. Bhat A.M., Prakash R., Saini J.S. Heat transfer in nucleate pool boiling at high heat flux // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1983. – V. 26. – No. 6. – P. 833-840.

81. Serizawa A. Theoretical prediction of maximum heat flux in power transients // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1983. – V. 26. – No. 6. – P. 921–932.

82. Mudawwar I.A., Incropera T.A., Incropera F.P. Boiling heat transfer and critical heat flux in liquid films falling on vertically-mounted heat sources // International journal of heat and mass transfer. – 1987. – V. 30. – No. 10. – P. 2083–2095.

83. Lee C.H., Mudawwar I. A mechanistic critical heat flux model for subcooled flow boiling based on local bulk flow conditions // International Journal of Multiphase Flow. – 1988. – V. 14. – No. 6. – P. 711–728.

84. Celata G.P., Cumo M., Mariani A. Assessment of correlations and models for the prediction of CHF in water subcooled flow boiling // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1994. – V. 37. – No. 2. – P. 237–255.

85. Katto Y. A prediction model of subcooled water flow boiling CHF for pressure in the range 0.1–20 MPa // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1992. – V. 35. – No. 5. – P. 1115–1123.

86. Haramura Y., Katto Y. A new hydrodynamic model of critical heat flux, applicable widely to both pool and forced convection boiling on submerged bodies in saturated liquids // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1983. – V. 26. – No. 3. – P. 389-399.

87. Cheng X., Müller U. Review on Critical Heat Flux in Water Cooled Reactors. – Karlsruhe: Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, 2003. – 42 p.

88. Badulescu A., Groeneveld D.C. Thermohydraulic Relationships for Advanced Water Cooled Reactors. – IAEA-TECDOC-1203, 2001. – 352 p.

89. Hejzlar P., Todreas N.E. Consideration of critical heat flux margin prediction by subcooled or low quality critical heat flux correlations // Nuclear engineering and design. – 1996. – V. 163. – No. 1-2. – P. 215–223.

90. Bobkov V. P. et al. A modified table for calculating critical heat fluxes in assemblies of triangularly packed fuel rods // Thermal engineering. – 2011. – V. 58. – No. 4. – P. 317–324.

91. Kumamaru H., Koizumi Y., Tasaka K. Critical heat flux for uniformly heated rod bundle under high-pressure, low-flow and mixed inlet conditions // Journal of Nuclear Science and Technology. – 1989. – V. 26. – No. 5. – P. 544–557.

92. Tondreas N.E., Kazimi M.S. Nuclear Systems: Volume 1. Thermal Hydraulic Fundamentals. – CRC Press, 2012. – 972 p.

93. Abdul Hameed M. et al. A methodology for CHF prediction in VVER rod bundles // Nuclear Engineering and Design. – 2022. – V. 393. – Article no. 111751.

94. Waite B.M., Podowski M.Z., Shaver D.R. Modeling of Two-Phase Flow around Spacers with Mixing Vanes in Reactor Rod-Bundles // Transactions of the American Nuclear Society. – 2016. – V. 115. – P. 1755–1758.

95. Groeneveld D.C. et al. The 1995 look-up table for critical heat flux in tubes // Nuclear Engineering and Design. – 1996. – V. 163. – No. 1-2. – P. 1–23.

96. Lee M. A critical heat flux approach for square rod bundles using the 1995 Groeneveld CHF table and bundle data of heat transfer research facility // Nuclear engineering and design. – 2000. – V. 197. – No. 3. – P. 357–374.

97. Bergles A.E., Rohsenow W.M. The Determination of Forced Convection Surface-Boiling Heat Transfer. – 1964.

98. Groeneveld D.C., Cheng S.C., Doan T. 1986 AECL-UO critical heat flux lookup table // Heat Transfer Engineering. – 1986. – V. 7. – No. 1-2. – P. 46–62.

99. Bobkov V.P. et al. Look-up table developing methods for critical heat flux in rod bundles // Eighth International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics. – 1997.

100. Lu D. et al. Overview on critical heat flux experiment for the reactor fuel assemblies // Annals of Nuclear Energy. – 2021. – V. 163. – Article no. 108585.

101. Hall D.D., Mudawar I. Critical heat flux (CHF) for water flow in tubes—II.: Subcooled CHF correlations // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2000. – V. 43. – No. 14. – P. 2605–2640.

102. Reddy D.G., Fighetti C.F. Parametric study of CHF data. Volume 2. A generalized subchannel CHF correlation for PWR and BWR fuel assemblies. Final report. – Columbia Univ., New York (USA). Dept. of Chemical Engineering, 1983. – №. EPRI-NP-2609-Vol. 2.

103. De Crecy F. The effect of grid assembly mixing vanes on critical heat flux values and azimuthal location in fuel assemblies // Nuclear Engineering and Design. – 1994. – V. 149. – No. 1-3. – P. 233-241.

104. Moon S. K. et al. An experimental study on the critical heat flux for low flow of water in a non-uniformly heated vertical rod bundle over a wide range of

pressure conditions // Nuclear Engineering and Design. – 2005. – V. 235. – No. 21. – P. 2295–2309.

105. Smith L.D. et al. Benchmark testing the oden CHF loop to Columbia University HTRF. – 2011.

106. Qin S. et al. Experimental investigation on repeatability of CHF in rod bundle with non-uniform axial heat flux distribution // Progress in Nuclear Energy. – 2016. – V. 90. – P. 151–154.

107. Dewitt G. et al. Experimental study of critical heat flux with alumina-water nanofluids in downward-facing channels for in-vessel retention applications // Nuclear Engineering and Technology. – 2013. – V. 45. – No. 3. – P. 335–346.

108. Bobkov V.P. et al. Critical heat fluxes in triangular rod bundles (Framework table, version 1997); Kriticheskie teplovye potoki v treugol'nykh puchkakh sterzhnej (Skeletnaya tablitsa, versiya 1997 g.) // Teploehnergetika. – 1999. No. 11. – P. 54–63.

109. Bobkov V.P. et al. Tabular method of calculating the critical heat flux in water-cooled triangular rod assemblies // Atomic Energy. – 1999. – V. 87. – No. 1. – P. 472–479.

110. Bobkov V.P. et al. Table for critical heat fluxes in square-packed fuel-element assemblies // Atomic Energy. – 2005. – V. 99. – No. 1. – P. 472–482.

111. Erbacher F.J. et al. Critical Heat Flux Experiments Using Freon and Water in Hexagonal 37-Rod Bundles / NURETH-6, Grenoble, France. – 1993.

112. Zeggel W. et al. Critical Heat Flux Measurements in a hexagonal tight lattice and critical heat flux-table predictions // Conference of the Thermophysics-90, Obninsk, USSR. – 1990.

113. Courtaud M., Deruaz R., D’Aillon L.G. The French thermal-hydraulic program addressing the requirements of future pressurized water reactors // Nuclear technology. – 1988. – V. 80. – No. 1. – P. 73–82.

114. Cheng X., Müller U. Critical heat flux and turbulent mixing in hexagonal tight rod bundles // International Journal of Multiphase Flow. – 1998. – V. 24. – No. 8. – P. 1245–1263.

115. McPherson G.D., Ahmad S.Y. Fluid modeling of critical heat flux in an 18-element bundle // Nuclear Engineering and Design. – 1971. – V. 17. – No. 3. – P. 409–427.

116. Fulfs H. Comparison of freon 12 and water steady state CHF-data from a PWR-5 x 5-rod bundle. – GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH, 1980. – No. GKSS-80-E-29.

117. Fulfs H. et al. Steady-state and transient studies on critical heat flux of a PWR 5 x 5 fuel element bundle with complex spacer wire geometry. – GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH, 1980. – No. GKSS-80/E/25.

118. Katsaounis A. Agreement of model investigations of the critical heat flux in fuel element clusters. Zur Uebertragbarkeit von Modelluntersuchungen der kritischen Heizflaechenbelastung in Heizstabbuendeln. – 1986.

119. Ahmad S.Y. Fluid to fluid modeling of critical heat flux: a compensated distortion model // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1973. – V. 16. – No. 3. – P. 641–662.

120. Levitan L.L., Lantsman F.P. Investigating burnout with flow of a steam--water mixture in a round tube. – All-Union Heat Engineering Inst., Moscow, 1975.

121. Mozafari M.A., Faghihi F. Design of annular fuels for a typical VVER-1000 core: Neutronic investigation, pitch optimization and MDNBR calculation // Annals of Nuclear Energy. – 2013. – V. 60. – P. 226–234

122. Tong L.S. Boiling Crisis and Critical Heat Flux. – 1972. Technical Report, TID-25887. https://doi.org/10.2172/4629988.

123. Badulescu A., Groeneveld D.C. Thermohydraulic relationships for advanced water cooled reactors, and the role of IAEA. – 2001.

124. Halimi A., Shirvan K. Impact of core power density on economics of a small integral PWR // Nuclear Engineering and Design. – 2021. – V. 385. – P. 111488.

125. Mohitpour M., Jahanfarnia G., Shams M. Implementation of a phenomenological DNB prediction model based on macroscale boiling flow processes in PWR fuel bundles // Annals of Nuclear Energy. – 2014. – V. 64. – P. 176–190.

126. Dione F., Cong T., Jayeola M.A. OpenFOAM CFD simulation of critical heat flux in vertical pipe under typically PWR conditions // Annals of Nuclear Energy. – 2022. – V. 174. – Article no. 109174.

127. El-Morshedy S. E. D., Awad M.M., El-Fetouh M.A. Thermal-Hydraulic modelling and analysis of VVER-1200 reactor core // Annals of Nuclear Energy. – 2023. – V. 194. – Article no. 110125.

128. Wang X., Liu Y. The effects of spacer grid arrangement on flow boiling characteristics and critical heat flux in a complex 5 × 5 rod bundle channel // Case Studies in Thermal Engineering. – 2022. – V. 39. – Article no. 102425.

129. Shuffler C. et al. Thermal hydraulic analysis for grid supported pressurized water reactor cores // Nuclear Engineering and Design. – 2009. – V. 239. – No. 8. – P. 1442–1460.

130. Lyons K., Lee D., Anderson M. Experimental study for critical heat flux in 2x2 rod bundles at high pressure conditions // Nuclear Engineering and Design. – 2020. – V. 365. – Article no. 110730.

131. Pei B.S. et al. Evaluations and modifications of the EPRI-1 correlation on PWR critical heat flux predictions under normal and abnormal fuel conditions // Nuclear Technology. – 1986. – V. 75. – No. 2. – P. 134–147.

132. Corradini M., Wu Q. Critical Heat Flux Phenomena at HighPressure & Low Mass Fluxes: NEUP Final Report Part I: Experiments. – Battelle Energy Alliance, LLC, Idaho Falls, ID (United States), 2015. – No. 11-3080.

133. Arshi S. S., Mirvakili S. M., Faghihi F. Modified COBRA-EN code to investigate thermal-hydraulic analysis of the Iranian VVER-1000 core // Progress in Nuclear Energy. – 2010. – V. 52. – No. 6. – P. 589–595.

134. Anglart H. Applied reactor technology. – KTH Royal Institute of Technology, 2011.

135. Delhaye J.M., Maugin F., Ochterbeck J.M. Void fraction predictions in forced convective subcooled boiling of water between 10 and 18 MPa // International journal of heat and mass transfer. – 2004. – V. 47. – No. 19-20. – P. 4415–4425.

136. Cai C. et al. Assessment of void fraction models and correlations for subcooled boiling in vertical upflow in a circular tube // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2021. – V. 171. – Article no. 121060.

137. Sun Q., Yang R., Zhao H. Predictive study of the incipient point of net vapor generation in low-flow subcooled boiling // Nuclear Engineering and Design. – 2003. – V. 225. – No. 2-3. – P. 249–256.

138. Chexal B., Horowitz J., Lellouche G.S. An assessment of eight void fraction models // Nuclear Engineering and Design. – 1991. – V. 126. – No. 1. – P. 71–88.

139. Vijayan P.K. et al. An assessment of pressure drop and void fraction correlations with data from two-phase natural circulation loops // Heat and Mass Transfer. – 2000. – V. 36. – No. 6. – P. 541–548.

140. Ahmad SY Axial distribution of bulk temperature and void fraction in a heated channel with inlet subcooling. – 1970.

141. Saha P., Zuber N. Point of net vapor generation and vapor void fraction in subcooled boiling // International Heat Transfer Conference Digital Library. – Begel House Inc., 1974.

142. Levy S. Prediction of the critical heat flux in forced convection flow. – General Electric Co. Atomic Power Equipment Dept., San Jose, Calif., 1962. – No. GEAP-3961. DOI: 10.2172/4704320.

143. Rouhani S.Z., Axelsson E. Calculation of void volume fraction in the subcooled and quality boiling regions // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1970. – V. 13. – No. 2. – P. 383–393.

144. Hu L.W., Pan C. Predictions of void fraction in convective subcooled boiling channels using a one-dimensional two-fluid model // Journal of Heat Transfer. – 1995. – V. 117. – No. 3. – P. 799–803.

145. Kroeger P.G., Zuber N. An analysis of the effects of various parameters on the average void fractions in subcooled boiling // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1968. – V. 11. – No. 2. – P. 211–233.

146. Frost W., Dazkowic G.S. An extension of method for predicting incipient boiling on commercially finished surfaces (Incipient boiling prediction extended from forced flow water to other fluids and natural flow conditions). – ASME, New York, 1967. – Paper 67-HT-61.

147. Huang LiDong Evaluation of onset of nucleate boiling models // Proceedings of 7th ECI International Conference on Boiling Heat Transfer (ICBHT), 2009. – P.1–9.

148. Shah M.M. A general correlation for heat transfer during subcooled boiling in pipes and annuli // ASHRAE Trans. – 1977. – Vol. 83. – P. 205–215.

149. Woldesemayat M.A., Ghajar A.J. Comparison of void fraction correlations for different flow patterns in horizontal and upward inclined pipes // International journal of multiphase flow. – 2007. – V. 33. – No. 4. – P. 347–370.

150. Hoffman M.A., Wong C.F. Prediction of pressure drops in forced convection subcooled boiling water flows // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1992. – V. 35. – No. 12. – P. 3291–3299.

151. Lellouche G.S. The boiling transition: analysis and data comparisons // Nuclear engineering and design. – 1989. – V. 116. – No. 2. – P. 117–133.

152. Aksan N., D'auria F., Glaeser H. Thermal-hydraulic phenomena for water cooled nuclear reactors // Nuclear Engineering and Design. – 2018. – V. 330. – P. 166–186.

153. Othman R. Steady state and transient analysis of heat conduction in nuclear fuel elements: Masters degree project, KTH-Stockholm, Sweden. – 2004.

154. Killeen J., Sartori E. The relevance of the IFPE Database to the modeling of WER-type fuel behavior. – 2006. https://www.osti.gov/etdeweb/servlets/purl/20796243

155. Yanagisawa K., Fujita M. Evaluation of fuel centerline temperature of LWR fuel rods during first rise to operating power. https://inis.iaea.org/search/search.aspx?orig_q=RN:14796383

156. Devold I., A Study of the Temperature Distribution in UO_2 Reactor Fuel Elements. –1968. https://inis.iaea.org/search/search.aspx?orig_q=RN:38114991.

157. Proceedings of the 7th INPRO Dialogue Forum on the Sustainability of Nuclear Energy Systems Based on Evolutionary Reactors. 19–22 November 2013. https://nucleus.iaea.org/sites/INPRO/df7/Proceedings_INPRO_Dialogue_Forum_7_(Website)_rev_3.pdf.

158. Louis H. K. Neutronic analysis of the VVER-1200 under normal operating conditions // Journal of Nuclear and Particle Physics. – 2021. – V. 11. – No. 3. – P. 53–66.

159. Xu J.J., Lu Z.Q. Boiling heat transfer and gas liquid two phase flow // Nuclear Energy. – 2001. – P. 64–68.

160. Griffel J., Bonilla C. F. Forced-convection boiling burnout for water in uniformly heated tubular test sections // Nuclear Structural Engineering. – 1965. – V. 2. – No. 1. – P. 1–35.

161. Tong L.S. A phenomenological study of critical heat flux // ASME Paper. – 1975. – V. 75.

162. Inasaka F., Nariai H. Critical heat flux and flow characteristics of subcooled flow boiling in narrow tubes // JSME International Journal. – 1987. – V. 30. – No. 268. – P. 1595–1600.

163. Tong L.S. An evaluation of the departure from nucleate boiling in bundles of reactor fuel rods // Nuclear Science and Engineering. – 1968. – V. 33. – No. 1. – P. 7–15.

164. Tong L.S. Prediction of departure from nucleate boiling for an axially non-uniform heat flux distribution // Journal of Nuclear Energy. – 1967. – V. 21. – No. 3. – P. 241–248.

165. Liu P. et al. Critical heat flux (CHF) correlations for subcooled water flow boiling at high pressure and high heat flux // Journal of Thermal Science. – 2021. – V. 30. – P. 279-293.

166. Hwang D.H. et al. Establishment and assessment of CHF data base for square-lattice rod bundles. – Korea Atomic Energy Research Institute, 2002. – No. KAERI/TR-2027/2002.

167. Alekseev P.A. et al. Minimize fission power peaking factor in radial direction of water-cooled and water-moderated thermionic conversion reactor core // Nuclear Energy and Technology. – 2018. – V. 4. – No. 1. – P. 7–11.

168. Luscher W.G., Geelhood K.J., Porter I.E. Material Property Correlations. – US Nuclear Regulatory Commission, Office of Nuclear Regulatory Research, 2011.

169. Lindan P.J. D., Gillan M.J. A molecular dynamics study of the thermal conductivity of CaF_2 and UO_2 // Journal of Physics: Condensed Matter. – 1991. – V. 3. – No. 22. – P. 3929.

170. Gofryk K. et al. Anisotropic thermal conductivity in uranium dioxide // Nature Communications. – 2014. – V. 5. – No. 1. – P. 4551.

171. Qin M.J. et al. Thermal conductivity variation in uranium dioxide with gadolinia additions // Journal of Nuclear Materials. – 2020. – V. 540. – Article no. 152258.

172. Farha F.I., Sahadath M.H., Nishat S.H. Thermal-hydraulic analysis of UO_2 and MOX fuel considering different cladding materials at various burnup levels in pressurized water reactor // Heat Transfer. – 2021. – V. 50. – No. 7. – P. 7215–7231.

173. Turnbull J.A. et al. Effect of burn-up on the thermal conductivity of light water reactor fuel: Results of investigations employing the laser flash technique // Journal of Nuclear Materials. – 2023. – V. 580. – Article no. 154398.

174. Todreas N.E., Kazimi M.S., Massoud M. Nuclear Systems: Volume II: Elements of Thermal Hydraulic Design. – CRC Press, 2021. – 657 p.

175. Asmolov V.G., Gusev I.N., Kazanskiy V.R., Povarov V.P., Statsura D.B. New generation first-of-the kind unit – VVER-1200 design features // Nuclear Energy and Technology. – 2017. – V. 3(4). – P. 260–269.

176. Vorobiev A., Pavlova K. Computational study of the effect of fuel element geometry on pellets' maximum temperature // MATEC Web of Conferences. – 2017. – V. 110. – Article no. 01088.

177. Shahin Y. R. A. E. Design of a power unit with VVER for a NPP with electric capacity of 870 MW: Master's Thesis. – Tomsk, 2023. – 141 p.

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

Список сокращений

АЗ – активная зона;

АЭС – атомная электрическая станция;

ВВЭР – водо-водяной энергетический реактор;

ВИЛЭ – высокоинтенсивное линейное энерговыделение;

ГЦНА – главный циркуляционный насосный агрегат;

КЗКТ – коэффициент запаса до кризиса теплообмена или коэффициент отклонения от пузырькового кипения (КОПК, англ. Departure from Nucleate Boiling Ratio, DNBR);

КТП – критический тепловой поток (англ. Critical Heat Flux, CHF);

ЛСТВ – линейная скорость тепловыделения или линейный тепловой поток (англ. Linear Heat Generation Rate, LHGR);

МКОПК – минимальный коэффициент отклонения от пузырькового кипения или минимальное значение коэффициент запаса до кризиса теплообмена (англ. Minimum Departure from Nucleate Boiling Ratio, MDNBR);

МОКМ – минимальная относительная критическая мощность (англ. Minimum Critical Power Ratio, MCPR);

МПП – метод прямой подстановки;

МТБ – метод теплового баланса;

НИОП – начало интенсивного образования пара (англ. Onset of Significant Void, OSV или Net Vapor Generation, NVG);

НПК – начало пузырькового кипения (англ. Onset of Nucleate Boiling, ONB);

ОПК – отклонение от пузырькового кипения (англ. Departure from Nucleate Boiling, DNB);

ОКМ – относительная критическая мощность (англ. Critical Power Ratio, CPR);

ОСТП – объемная скорость тепловыделения или объемная плотность тепловыделения (анг. Volumetric Heat Generation Rate, VHGR);

ПГ – парогенератор;

ППТ – поверхностная плотность теплового потока (анг. Heat Flux Density, HFD или Heat Flux, HF);

ПС – поглощающий стержнь;

СТ – справочная таблица (англ. Look up Table, LUT);

СУЗ – система управления и защиты;

ТВС – тепловыделяющая сборка;

ТВЭГ – тепловыделяющий элемент с гадолинием;

ТВЭЛ – тепловыделяющий элемент;

ФЭИ – Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского IPPE, Россия;

ЯР – ядерный реактор;

BWR – кипящий водоохлаждаемый реактор (англ. Boiling Light-Water Cooled and Moderated Reactor);

CFD – вычислительная гидродинамика (англ. Computational Fluid Dynamics);

CHF – критический тепловой поток (англ. Critical Heat Flux);

CPR – относительная критическая мощность (англ. Critical Power Ratio);

EPRI – Научно-исследовательский институт электроэнергетики (НИИЭ, США);

LUT – справочная таблица (англ. Look-Up Table);

MDNBR – минимальный коэффициент отклонения от пузырькового кипения (англ. Minimum Departure from Nucleate Boiling Ratio);

PWR – водоохлаждаемый реактор под давлением (англ. Pressurized Light-Water Moderated and Cooled Reactor);

VF – коэффициент пустотности (англ. Void Fraction).

Список обозначений

A – площадь поперечного сечения канала, м^2;

B – параметр, м·К/Вт/К;

Bu – губина выгорания топлива, ГВт·сут/т U;

c_p – удельная теплоемкость, кДж·кг$^{-1}$·К$^{-1}$;

d – диаметр, м;

d_{pel} – диаметр топливной таблетки, м;

d_{clad} – диаметр оболочки, м;

d_{gg} – диаметр газового зазора, м;

E – параметр, Вт·К/м;

G – массовая скорость, кг·м$^{-2}$·с$^{-1}$;

g – ускорение свободного падения, м·с$^{-2}$;

f_a, f_b – коэффициент холодной стенки;

f_{grid} – коэффициент перемешивающей лопатки;

f_{NU} – коэффициент неравномерности теплового потока по осевой линии;

F_N – фактор формы, учитывающий влияние аксиального распределения теплового потока;

F_{vf} – коэффициент пустотности, учитывающий центральное отверстие топливной таблетки;

Fr – число Фруда;

H – высота ТВЭЛ, м;

H_{eff} – эффективная высота АЗ, м;

h_{fg} – удельная теплота парообразования, кДж·кг$^{-1}$;

h_g – энтальпия насыщенного пара, кДж·кг$^{-1}$;

h_f – энтальпия кипящей жидкости, кДж·кг$^{-1}$;

h_{in} – энтальпия теплоносителя на входе, кДж·кг$^{-1}$;

h_{out} – энтальпия теплоносителя на выходе, кДж·кг-1;

K_i – термические и геометрические факторы, влияющие на значение КТП;

L – длина канала, м;

$\dot{m}$ – массовый расход, кг·с$^{-1}$;

Nu – число Нуссельта;

N – количество стержней (топливных стержней, регулирующих стержней и центрального стержня);

P – давление, Па;

p – расстояние между трубами или ТВЭЛ, м;

Pe – число Пекле;

Pr – число Прандтля;

Q – тепловая мощность, Вт;

q'' – плотность теплового потока, Вт·м$^{-2}$;

q''_{cr} – критический тепловой поток, Вт·м$^{-2}$;

q'_l – линейный тепловой поток, Вт·м$^{-1}$;

R – радиус, м;

Re – число Рейнольдса;

T_{col} – температура жидкости, °С;

T_{sat} – температура насыщения, °С;

T_w – температура поверхности стенки, °С;

T_{in} – температура на входе, °С;

T_{out} – температура на выходе, °С;

T_{clad} – температура оболочки, °С;

$T_{pel,surf}$ – температура поверхности топливной таблетки, °С;

T_{cen} – температура на осевой линии топливной таблетки, °С;

W – параметр, м·К/Вт;

x_{eq} – равновесное массовое паросодержание;

x_{true} – истинное массовое паросодержание;

x_{OSV} – массовое паросодержание в точке интенсивного парообразования;

z – осевая координата (высота), м.

Греческие символы

α – коэффициент теплоотдачи, Вт·м$^{-2}$·К$^{-1}$;

β – отношение внешнего радиаса к внутреннему;

δ – толщина, м;

λ – коэффициент теплопроводности, Вт·м$^{-1}$·К$^{-1}$;

γ – объёмное паросодержание;

ε – коэффициент плотности Дикса;

ρ_f – плотность жидкости, кг·м$^{-3}$;

ρ_g – плотность пара, кг·м$^{-3}$;

σ – коэффициент поверхностного натяжения, Н·м$^{-1}$;

η – количество колец стержней;

η_{pf} – коэффициент неравномерности теплового потока;

χ – температурная зависимость выгорания топлива от дефектов облучения;

Ω_0 – параметр плотности теплового потока;

Ψ – коэффициент корреляции теплопроводности для гелия;

Γ – параметр корреляции критического теплового потока;

Λ – параметр корреляции критического теплового потока;

ϑ – параметр температурной зависимости, К;

Φ – параметр корреляции числа Нуссельта;

Σ – коэффициент корреляции теплопроводности облицовки;

Ξ – параметр, К.

ПРИЛОЖЕНИЕ

1. Акт внедрения результатов диссертационной работы

TOMSK POLYTECHNIC UNIVERSITY ТОМСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ

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

УТВЕРЖДАЮ
Проректор по образовательной
деятельности ТПУ
_____ М.А. Соловьев
«04» 10 2025 года

АКТ
внедрения результатов диссертационной работы
Одии Кристофера Джозефа
«Prediction of the point of departure from nucleate boiling in subcooled water flow of VVER-1200 reactor using empirical correlations / Прогнозирование точки отклонения от пузырькового кипения в потоке охлаждающей воды реактора ВВЭР-1200 с применением эмпирических корреляций»

Настоящим актом удостоверяется, что результаты диссертационной работы К.Д. Одии «Prediction of the point of departure from nucleate boiling in subcooled water flow of VVER-1200 reactor using empirical correlations / Прогнозирование точки отклонения от пузырькового кипения в потоке охлаждающей воды реактора ВВЭР-1200 с применением эмпирических корреляций», представленной на соискание ученой степени кандидата технических наук по специальности 1.3.14 Теплофизика и теоретическая теплотехника, используются в учебном процессе Научно-образовательного центра международного ядерного образования и карьерного сопровождения иностранных студентов ТПУ в дисциплине «Гидродинамика и теплообмен в ядерном реакторе», научно-исследовательской работе в семестре и преддипломной практике студентов, обучающихся по направлению 14.04.02 Ядерные физика и технологии (специализация «Nuclear Power Engineering / Ядерные реакторы и энергетические установки»).

Зав. кафедрой-руководитель НОЦ ЦМЯО
на правах кафедры ИЯТШ _____ (подпись) В.В. Верхотурова

2. Кореляции КТП в условиях переохлажденного кипения

Авторы / название	Кореляция / модель КТП	Диапазон параметров
Боуринг [159]	$q''_{cr} = \frac{A' + 0.25DG\Delta h_{in}}{C' + L}$; $A' = \frac{2.317\left(\frac{h_{fg}GD}{4}\right)F_1}{1+0.0143F_3 \cdot D^{0.5} \cdot G}$; $B = \frac{GD}{4}$; $C = \frac{0.077F_3GD}{1+0.347F_4\left(\frac{G}{1356}\right)^n}$; $n = 2.0 - 0.5P_r$; $P_r = 0.145P$; при $P_r < 1$; $F_1 = \frac{1}{1.917}\left(\mathrm{Pr}^{18.942}e^{20.890(1-P_r)}+0.917\right)$; $\frac{F_1}{F_2} = \frac{1}{1.309}\left(P_r^{1.316}e^{2.444(1-P_r)}+0.309\right)$; $F_3 = \frac{1}{1.667}\left(P_r^{17.023}e^{16.658(1-P_r)}+0.667\right)$; $\frac{F_1}{F_2} = P_r^{1.649}$ при $P_r \geq 1$; $F_1 = P_r^{-0.368}e^{0.648(1-P_r)}$; $\frac{F_1}{F_2} = P_r^{-0.448}e^{0.245(1-P_r)}$; $F_3 = P_r^{0.219}$; $\frac{F_4}{F_3} = P_r^{1.649}$	$2 \leq D \leq 45$ мм; $150 \leq L \leq 3700$ мм $0.2 \leq p \leq 19$ МПа; $136 \leq G \leq 18600$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$
Холл и др. [34]	$q''_{cr} = \frac{Gh_{fg}C_1We_D^{C_2}\left(\rho_f/\rho_g\right)^{C_3}\left[1-C_4\left(\rho_f/\rho_g\right)^{C_5}x_{in}\right]}{1+4C_1C_4We_D^{C_2}\left(\rho_f/\rho_g\right)^{C_3+C_5}(L/D)}$ $C_1 = 0.0722$; $C_2 = -0.312$; $C_3 = -0.644$; $C_4 = 0.900$; $C_5 = 0.724$	$0.25 \leq D \leq 15$ мм; $2 \leq L/D \leq 200$ $0.1 \leq p \leq 20$ МПа; $0.3 \leq G \leq 30$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$ $-2.00 \leq x_{in} \leq 0$; $-1.00 \leq x_{out} \leq 0$

Беккер и др. [52]	$q''_{cr} = \frac{G(450+\Delta h_{in})}{40L/D+156G^{0.45}}\left[1.02-\left(\frac{P}{P_{cr}}-0.54\right)^2\right]$	$2000 \le L/D \le 5000$ $12 \le p \le 20$ МПа; $156 \le G \le 7000$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$ $0.13 \le q''_{cr} \le 3.53$ МВт · м$^{-2}$; $-0.3 \le x_{out} \le 0.6;\ 8 \le \Delta T_{in} \le 272$ K
Гриффел и др. [160]	$q''_{cr} = \left(8+\Delta T_{cr}\right)^{0.27}\left(0.0553G+0.384\cdot 10^6\right)$	$5.6 \le D \le 37.465$ мм; $609.6 \le L \le 1953.8$ мм $0.4 \le p \le 13.8$ МПа; $678 \le G \le 10170$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$ $-1.00 \le x_{in} \le 0;\ 50 \le \Delta T_{sub} \le 150$ K
Катто [85, 165]	$q''_{cr} = q''_{cr,0}\left(1+K\cdot\frac{h_f-h_{in}}{h_{fg}}\right);$ когда $\frac{\rho_g}{\rho_l} < 0.15;\ q''_{cr,0} = q''_A;$ при $q''_A < q''_B$ $q''_{cr,0} = \min\left(q''_B, q''_C\right);$ при $q''_A > q''_B;\ K = \max\left(K_A, K_B\right)$ когда $\frac{\rho_g}{\rho_l} \ge 0.15;\ q''_{cr,0} = q''_A;$ при $q''_A < q''_D;$ $q''_{cr,0} = \max\left(q''_B, q''_C\right);$ при $q''_A > q''_D; K = K_A;$ при $K_A < K_B$ $K = \min\left(K_B, K_D\right);$ *for* $K_A < K_B;$ где: $\frac{q''_A}{Gh_{fg}} = C\left(\frac{\sigma\rho_f}{G^2L}\right)\left(\frac{1}{L/D}\right);$ $C = 0.25;\ L/D<50;\ C=0.25+0.0009\left(L/D-50\right);\ 50 < L/D<150$ $C = 0.34;\ L/D>150$	$VF = 0.7$

	$\frac{q''_B}{Gh_{fg}} = 0.10\left(\frac{\rho_g}{\rho_f}\right)^{0.133}\left(\frac{\sigma\rho_f}{G^2L}\right)^{1/3}\left(\frac{1}{1+0.0031L/D}\right)$; $\frac{q''_C}{Gh_{fg}} = 0.098\left(\frac{\rho_g}{\rho_f}\right)^{0.133}\left(\frac{\sigma\rho_f}{G^2L}\right)^{0.433}\left(\frac{(L/D)^{0.27}}{1+0.0031L/D}\right)$; $\frac{q''_D}{Gh_{fg}} = 0.234\left(\frac{\rho_g}{\rho_f}\right)^{0.513}\left(\frac{\sigma\rho_f}{G^2L}\right)^{0.433}\left(\frac{(L/D)^{0.27}}{1+0.0031L/D}\right)$; $\frac{q''_E}{Gh_{fg}} = 0.0384\left(\frac{\rho_g}{\rho_f}\right)^{0.60}\left(\frac{\sigma\rho_f}{G^2L}\right)^{0.173}\left(\frac{1}{1+0.280\left(\sigma\rho_f/G^2L\right)^{0.233}(L/D)}\right)$; $K_A = \frac{1.043}{4C\left(\sigma\rho_f/G^2L\right)^{0.043}}$; $K_B = \frac{5}{6}\frac{0.0124+(D/L)}{\left(\rho_g/\rho_f\right)^{0.133}\left(\sigma\rho_f/G^2L\right)^{1/3}}$; $K_C = 1.12\frac{1.52\left(\sigma\rho_f/G^2L\right)^{0.233}+(D/L)}{\left(\rho_g/\rho_f\right)^{0.60}\left(\sigma\rho_f/G^2L\right)^{0.173}}$.	
Тонг [161]	$q''_{cr} = 0.23C_f f_o\rho_l h_{fg} u\left[1+0.00216\left(\frac{P}{P_{cr}}\right)^{1.8}\mathrm{Re}^{0.5}Ja\right]$	$3 \le D \le 10$ мм; $5 \le L/D \le 50$ $7 \le p \le 14$ МПа; $700 \le G \le 6000$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$; $-1.00 \le x_{in} \le 0$; $50 \le \Delta T_{sub} \le 150$ K
Мод-Тонг [162]	$q''_{cr} = h_{fg} C\frac{G^{0.4}\mu^{0.6}}{D^{0.6}}$; $\frac{C}{C_{Tong}} = 1-\frac{52.3+80x_{out}-50x_{out}}{60.5+(10P)^{1.4}}$; $C_{Tong} = 1.76-7.433x_{out}+12.222x_{out}^2$	$2 \le D \le 20$ мм; $0.1 \le p \le 20$ МПа; $1300 \le G \le 40000$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$; $-0.12 \le x_{in} \le -0.46$; $50 \le \Delta T_{sub} \le 150$ K

Леви [142]	$q''_{cr} = q''_{pb} + q''_{conv} + F;$ $q''_{pb} = 0.131 h_{fg} \rho_v \left\{ \left[\sigma g^2 (\rho_l - \rho_v) \right] / \rho_v^2 \right\}^{0.25};$ $q''_{conv} = 0.696 \sqrt{k_l \rho_l C_{p,l}} \left((\rho_l - \rho_v)/\sigma \right)^{0.4} \left\{ \left[\sigma g^2 (\rho_l - \rho_v) \right] / \rho_v^2 \right\}^{0.125} \Delta T_{sub};$ $F = \alpha_1 (T_W - T_{sat}) + \alpha_1 \Delta T_{sub}$	$2 \le D \le 12$ мм; $0.4 \le p \le 20$ МПа; $600 \le G \le 11000$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$
W-2 [163]	$q''_{cr} = 3.155 \left(0.23 \cdot 10^6 + 69.32 G \right) \left(3 + 0.018 \Delta T_{out} \right) \cdot$ $\left(0.435 + 1.23 e^{-0.0093 L/D} \right) \left\{ 1.7 - 1.4 e^{\left\{ -0.532 \left[(h_{sat} - h_{in})/h_{fg} \right]^{0.75} (\rho_v/\rho_l)^{1/3} \right\}} \right\}$	$5.7 \le p \le 20$ МПа; $300 \le G \le 11000$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$; $-0.12 \le x_{in} \le -0.46;\ 0 \le \Delta T_{sub} \le 126$ К
W-3 [164]	$q''_{cr} = \left[(2.022 - 0.0004302 P) + (0.1722 - 0.0000984 P) \cdot e^{(18.177 - 0.004129 P) x_{out}} \right] \cdot$ $\left[\left(0.1484 - 1.596 x_{out} + 0.1729 x_{out} \lvert x_{out} \rvert \right) \left(G/10^6 \right) + 1.037 \right] \cdot$ $\left(1.157 - 0.869 x_{out} \right) \left(0.2664 + 0.8357 e^{-3.151 D} \right) \cdot$ $\left[0.8258 + 0.000784 \left(h_{sat} - h_{in} \right) \right]$	$5 \le D \le 17.8$ мм; $254 \le L \le 3657.6$ мм; $6.9 \le p \le 15.86$ МПа; $1356 \le G \le 6780$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$; $-0.15 \le x_{in} \le 0.15;\ h_{in} \ge 930$ кДж · кг$^{-1}$
ОКБ «Гидропресс» [134]	$q''_{cr} = 0.795 \cdot \left(1 - x \right)^n \cdot \left(\rho w \right)^m \cdot \left(1 - 0.0185 \cdot p \right);$ $m = 0.311 \cdot \left(1 - x \right) - 0.127;\ n = 0.105 \cdot p - 0.5$	
Ланцман-Левитан [134]	$q''_{cr} \left(8mm, G, P, x \right) = \left[10.3 - 7.8 \left(\frac{P}{98} \right) + 1.6 \left(\frac{P}{98} \right)^2 \right] \left(\frac{G}{1000} \right)^{1.2 \left\{ \left[0.25 (P - 98)/98 \right] - x \right\}} \cdot e^{-1.5 \cdot x}$ $q''_{cr} \left(D, G, P, x \right) = q''_{cr} \left(8mm, G, P, x \right) \left(\frac{8}{D} \right)^{0.5}$ $29.4 \le P \le 196$ бар; $750 \le G \le 5000$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$	$29.4 \le P \le 196$ бар; $750 \le G \le 5000$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$

Дженерал Электрик [134]	$q''_{cr}(G,P,X) = q''_{0r} + 6.2\cdot10^{3}(70-P)$ $q''_{0r} = \left\{\begin{array}{l} 10^{6}\left(2.24+0.55\cdot10^{-3}\cdot G; X \le X_1\right); \\ 10^{6}\left(5.16-0.63\cdot10^{-3}G-14.85X; X_1 \le X \le X_2\right); \\ 10^{6}\left(1.91-0.383\cdot10^{-3}G-2.06X; X_2 \le X\right); \end{array}\right\}$ $X_1 = 0.197-0.08\cdot10^{-3}G; X_2 = 0.254-0.019\cdot10^{-3}G$	$42 \le P \le 102$ бар; $0.0 \le X \le 0.45$; $540 \le G \le 8100$ кг·м$^{-2}$с$^{-1}$; $6.2 \le D_h \le 32$ мм; $0.74 \le L_{channel} \le 2.8$ м
Сонг и др. [165]	$q''_{cr} = \left(163.87+e^{4.4509-0.0538D}\right)$ $\cdot\left(0.1356+e^{-1.29-0.0111L/D}\right)\left(-1.5335+e^{0.7498-0.0082P}\right)$ $\cdot\left(-1.2428+e^{0.1288-1.852G\cdot10^{-5}}\right)\cdot\left(-6.6239+e^{1.8+0.64x_{in}}\right)$ $-\left(0.2263-6.1166x_{in}-1.7282x_{in}^{2}\right)$; $L/D \le 100$ $q''_{cr} = \left(-1.40066+e^{0.3281+0.00017D}\right)$ $\cdot\left(44.19+e^{4.906-0.0081L/D}\right)\left(-10.965+e^{2.316+0.00093P}\right)$ $\cdot\left(-7.4785+e^{1.83-2G\cdot10^{-4}}\right)\cdot\left(-2.937+e^{0.574+1.883x_{in}}\right)$ $-\left(1.56-0.77x_{in}-0.32x_{in}^{2}\right)$; $L/D \ge 100$	$1 \le D \le 36$ мм; $12 \le L/D \le 365$; $0.3 \le p \le 19$ МПа; $700 \le G \le 40000$ кг·м$^{-2}$с$^{-1}$; $-2.4 \le x_{in} \le -0.18$; $2 \le CHF \le 60$ МВт·м$^{-2}$

EPRI-1 [165, 166]	$q''_{cr} = \dfrac{AF_a - x_{in}}{CF_c F_g C_{NU} + \left(\dfrac{x_{crit} - x_{in}}{q''_L}\right)} \cdot 3154.6;$ $A = a_1 P_r^{a_2} \left(G/1356\right)^{\left(a_5 + a_7 P_r\right)};\ C = a_3 P_r^{a_4} \left(G/1356\right)^{\left(a_6 + a_8 P_r\right)};$ для матричного канала: $F_a = F_c = 1;$ для углового канала: $F_a = \left(G/1356\right)^{0.1}; F_c = 1.183\left(G/1356\right)^{0.1};$ $F_g = 0.7 + 0.3K_{grid};\ C_{NU} = 1 + \dfrac{Y-1}{1+\left(G/1356\right)};$ $Y = P_e \cdot Fr^{0.4}\left(\mu_f/\mu_g\right)^{0.6};$ $a_1 = 0.5328;\ a_2 = 0.1212;\ a_3 = 1.6151;\ a_4 = 1.4066;$ $a_5 = -0.3040;\ a_6 = 0.4843;\ a_7 = -0.3285;\ a_8 = -2.0749$	$9.7 \le D \le 17.3$ мм; $0.7 \le L \le 4.27$ м $14.8 \le p \le 168.9$ бар; $271 \le G \le 6103$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$; $-0.25 \le x_{in} \le 0.75;$
PI-1 [166]	$q''_{cr} = F \cdot \dfrac{1+\left(x_{crit} - x_{in}\right)/k_3}{k_2 + \left(x_{crit} - x_{in}\right)/k_3}\left(\dfrac{1+2P_r - x_{crit}}{2 + x_{crit}}\right)^{k_1}$ $F = 1.75\dfrac{f_A \cdot f_B}{f_C \cdot f_D};\ f_A = \left(\dfrac{1}{1+\left(1-P_r\right)^2 \cdot \dfrac{60}{G}} + 0.0013GP_r\right)^{0.65}$ $f_B = 1.4 - P_r - x_{in};\ f_C = \left(2 - P_r\right)\left(P_r^{1.6} + 0.16\right)\left(1 + \dfrac{5}{16 + 10^6 \cdot P_r^3}\right)$ $f_D = 1 + \max\left\{0, x\right\};\ x = 0.005 \cdot \dfrac{L}{D \cdot F_{xy}} + 3.2\left(F_z^{0.6} - 1\right)$ $k_1 = 0.26 + \dfrac{0.02}{0.1 + P_r^2};\ k_2 = 1.96 + \dfrac{0.04}{\left(0.1 + P_r\right)^2};\ k_3 = \dfrac{4}{Gh_{fg}}\dfrac{L}{DF_{xy}}$	$5 \le D \le 19$ мм; $0.4 \le L \le 4.4$ м; $14.8 \le p \le 168.9$ бар; $1.02 \le P/D \le 2.48;$ $36 \le G \le 7500$ кг · м$^{-2}$с$^{-1}$; $1.0 \le F_{xy} \le 1.81;$ $1.0 \le F_z \le 1.68;\ -1.1 \le x_{in} \le 0.3$

SR-1 [165]	$q''_{cr} = \min\left\{q''_{cr,0}\left(\frac{F_G F_{SG}}{F_{NU}}\right)\cdot q''_{evap}\right\};\ q''_{cr,0} = K_1 - \left(K_2 G\cdot x_{crit}\right) + K_3 G;$ $K_1 = a_{10} + a_1 L + a_2 P + a_3 d_{hc} + a_4 d_{hy} + a_5 \tanh\left[a_{11}\left(d_g + g_{sp}\right) + a_{12}\right];$ $K_2 = a_6 P + a_7 PL + a_8 L + a_9 P^2;\ K_3 = 0.3729;$ $a_1 = -321.3;\ a_2 = -10.09;\ a_3 = -30.79;\ a_4 = 17.88;\ a_5 = -61.925;$ $a_6 = 87.755;\ a_7 = 0.7792;\ a_8 = -629.3;\ a_9 = -0.3818;\ a_{10} = 4033.1;$ $a_{11} = 2.15;\ a_{12} = -1.97;$ $F_G = \left(G/G_{ref}\right)^{0.81-0.38B_0}$, при $G < 1356$ кг·м$^{-2}$с$^{-1}$; $F_G = 1,$ при $G \geq 1356$ кг·м$^{-2}$с$^{-1}$; $B_0 = \left(\frac{q''}{"Gh_{fg}}\right)\cdot 10^3;$ $F_{SG} = 1.0,$ для смешивающей лопастной дистанцирующей решетке; $F_{SG} = 0.9,$ для несмешивающей дистанцирующей решетке; $F_{NU} = \frac{C}{q''\left("1 - e^{-CL}\right)}\int_0^L q''(z)e^{-C(L-z)}dz;$ $C = 5.906\frac{\left(1-x_{crit}\right)^{4.31}}{\left(G/1356\right)^{0.478}}\ \left[\text{м}^{-1}\right];\ q'' = \left(\frac{d_{he}}{4L}\right)Gh_{fg}\left(1 + \frac{\Delta h_{sub}}{h_{fg}}\right)$	$9.5 \leq D_{hy} \leq 13.6$ мм; $1.37 \leq L \leq 4.27$ м; $68 \leq p \leq 171$ бар; $11.8 \leq D_{he} \leq 15.7$ мм; $470 \leq G \leq 4973$ кг·м$^{-2}$с$^{-1}$; $0.25 \leq g_{sp} \leq 0.55$ м $513 \leq q'' \leq 4380$ кВт·м$^{-2}$; $-0.21 \leq x_{crit} \leq 0.70$