

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования
«Национальный исследовательский центр «Курчатовский институт»

На правах рукописи



Вертиков Евгений Андреевич

**Разработка и обоснование численного алгоритма программы SC-Core для
субканального теплогидравлического расчета полномасштабных активных
зон ВВЭР**

Специальность 2.4.9. —

«Ядерные энергетические установки, топливный цикл, радиационная безопасность»

Диссертация на соискание учёной степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
кандидат технических наук
Олексюк Дмитрий Анатольевич

Москва — 2026

Оглавление

Сокращения и обозначения	5
Введение	9
1 Методы и программы для теплогидравлического расчета активных зон водоохлаждаемых реакторов	18
1.1 Субканальный метод расчета течения теплоносителя в пучках стержней	19
1.1.1 Общее описание	19
1.1.2 Взаимодействие с программами полноконтурной теплогидравлики	23
1.1.3 Взаимодействие с программами CFD-класса	25
1.2 Численные алгоритмы решения задач теплогидравлики	26
1.2.1 Алгоритм SIMPLE	26
1.2.2 Алгоритм Ньютона	29
1.3 Обзор работ по развитию программ для моделирования теплогидравлических процессов в ЯЭУ	31
1.3.1 Одномерные программы	31
1.3.2 Субканальные программы	34
1.4 Выводы к главе 1	44
2 Разработка численного алгоритма программы SC-Core	49
2.1 Исходная система нестационарных дифференциальных уравнений сохранения для жидкой и паровой фаз	49
2.2 Преобразование к стационарной одножидкостной постановке	50
2.3 Дискретизация уравнений сохранения в пространстве	51
2.3.1 Уравнение сохранения массы	54
2.3.2 Уравнение сохранения энергии	54
2.3.3 Уравнение сохранения количества движения в аксиальном направлении	56
2.3.4 Уравнение сохранения количества движения в поперечном направлении	58
2.3.5 Схемы интерполяции	58
2.4 Численный алгоритм решения	60
2.4.1 Алгоритм Ньютона	61
2.4.2 Алгоритм SIMPLE	64
2.5 Замыкающие соотношения	71

2.5.1	Анализ замыкающих соотношений в отечественных субканальных программах	71
2.5.2	Уравнения состояния в однофазной области	72
2.5.3	Уравнения состояния в двухфазной области	73
2.5.4	Коэффициенты гидравлического сопротивления	75
2.5.5	Поперечный турбулентный переток	76
2.6	Тепловые модели	78
2.6.1	Критический тепловой поток	78
2.6.2	Коэффициент теплоотдачи	79
2.6.3	Модель тепловыделяющего элемента	82
2.7	Программная архитектура	88
2.8	Выводы к главе 2	91
3	Обоснование численного алгоритма программы SC-Core	93
3.1	Верификация	93
3.1.1	Верификация уравнения энергии с известным источником	96
3.1.2	Верификация уравнения энергии с учетом турбулентного обмена	98
3.1.3	Верификация аксиального уравнения движения с известным источником массы	100
3.1.4	Верификация решения гидродинамической задачи	102
3.1.5	Выводы к верификации	107
3.2	Валидация	108
3.2.1	Валидация на «классических» параметрах	109
3.2.2	Валидация на выравнивании расхода в случае наличия входной неравномерности	121
3.2.3	Валидация на перераспределении расхода в смешанных АЗ	124
3.3	Кросс-верификация	132
3.4	Выводы к главе 3	136
4	Применение программы SC-Core для теплогидравлических расчетов АЗ ВВЭР	137
4.1	Недостатки упрощенного подхода к моделированию полномасштабной АЗ	137
4.2	Ключевые возможности и особенности программы SC-Core	138
4.3	Демонстрация эффективности параллельной реализации численного алгоритма	140
4.3.1	Параллельная реализация численного алгоритма	140
4.3.2	Постановка тестовой задачи	141
4.3.3	Результаты расчета	141

4.4	Определение максимально допустимой тепловой мощности реактора ВВЭР-С при работе на одном ГЦНА	145
4.4.1	Постановка задачи	145
4.4.2	Результаты расчета	148
4.5	Выводы к главе 4	152
Заключение		153
Список источников		155

Сокращения и обозначения

a – элемент матрицы СЛАУ или коэффициент интерполяции;

A – площадь торцевой грани контрольного объема, м^2 ;

$\mathcal{A}$ – матрица СЛАУ;

b – элемент вектора правой части или коэффициент интерполяции;

B – площадь боковой грани контрольного объема, м^2 ;

c – коэффициент интерполяции;

d_{hy} – гидравлический диаметр, м;

F – фактор формы аксиального профиля энергоснабжения, отн. ед.;

$\vec{F}$ – векторная функция, задающая СЧУ;

Fr – критерий Фруда, отн. ед.;

$\vec{g}$ – вектор ускорения свободного падения, $\text{м}/\text{с}^2$;

G – массовая скорость, $\text{кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$;

$\mathcal{J}$ – Якобиан или его часть при блочном представлении;

h – удельная энтальпия, $\text{Дж}/\text{кг}$;

H – высота расчетной области, м;

K^T – коэффициент коррекции турбулентного переноса импульса, отн. ед.;

L – межцентровое расстояние или ширина теплопроводящей стенки, м;

m – массовый расход, $\text{кг}/\text{с}$;

N_i^k – количество гидравлических связей i -го подканала;

N_i^T – количество тепловых связей i -го подканала с поверхностями ТВЭЛов;

N_i^w – количество тепловых связей i -го подканала с поверхностями теплопроводящих стенок;

N_c – количество гидравлических связей;

N_{sc} – количество подканалов;

N_z – количество аксиальных слоев;

p – давление, Па;

p_{cr} – критическое давление воды, Па;

P_{he} – обогреваемый периметр, м;

P_{hy} – смоченный периметр, м;

Pr – число Прандтля, отн. ед.;

q^l – линейное энергоснабжение, $\text{Вт}/\text{м}$;

q – тепловой поток с единицы поверхности, $\text{Вт}/\text{м}^2$;

q^v – объемное энергоснабжение, $\text{Вт}/\text{м}^3$;

r – радиальная координата, м;

Re – число Рейнольдса, отн. ед.;

S^g – ширина зазора, м;

S^* – коэффициент проскальзывания фаз, отн. ед.;

T – температура, К;

u – проекция вектора скорости на аксиальное направление, м/с;

ν – проекция вектора скорости на поперечное направление, м/с;

v – удельный объем, м³/кг;

V – объём, м³;

w – поперечный конвективный переток на единицу длины, кг/(м · с);

w^T – поперечный турбулентный переток на единицу длины, кг/(м · с);

x – относительная энтальпия, отн. ед.;

x_r – истинное массовое паросодержание, отн. ед.;

z – аксиальная координата, м.

Греческие символы

α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м² · К);

δ – отклонение расчетного значения от экспериментального или аналитического;

Δ – среднеарифметическое отклонение;

Δr – толщина радиального слоя в разбиении топливной таблетки, м;

Δz – высота контрольного объема, м;

λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м · К);

λ_f – коэффициент трения, отн. ед.;

$\vec{\nabla}$ – оператор Набла;

μ – динамическая вязкость, Па · с;

φ – истинное объёмное паросодержание, отн. ед.;

ρ – плотность, кг/м³;

σ – среднеквадратичное отклонение;

ξ_{loc} – коэффициент гидравлических потерь на местных сопротивлениях, отн. ед.;

ξ_w – коэффициент гидравлического сопротивления поперечному перетоку, отн. ед.

Индексы

i – принадлежность i -му подканалу;

ik – принадлежность подканалу, который является соседом для i -го через его k -ую гидравлическую связь;

iw – принадлежность подканалу, которой является соседом для i -го через его w -ую тепловую связь;

j – принадлежность центру j -го аксиального слоя;

$j + 1/2$ – принадлежность верхней грани j -го аксиального слоя;

k – принадлежность k -ой гидравлической связи данного подканала;

n – принадлежность n -ой гидравлической связи при их сквозной нумерации;

r – принадлежность твэлу, поверхность которого является для данного подканала его r -ой тепловой связью;

w – принадлежность теплопроводящей стенке, поверхность которой является для данного подканала его w -ой тепловой связью;

in – принадлежность внутренней поверхности;

out – принадлежность наружной поверхности;

$clad$ – принадлежность оболочке твэла;

$fuel$ – принадлежность топливной таблетке;

$'$ – параметр жидкости на линии насыщения;

$''$ – параметр пара на линии насыщения.

Аббревиатуры

АЗ	– активная зона;
ВВЭР	– водо-водяной энергетический реактор;
ДР	– дистанционирующая решетка;
ДУ	– дифференциальное уравнение;
ГНЦ РФ – ФЭИ	– Государственный научный центр Российской Федерации – Физико-энергетический институт имени А. И. Лейпунского;
ГЦНА	– главный циркуляционный насосный агрегат;
КГС	– коэффициент гидравлического сопротивления;
КО	– контрольный объем;
КТП	– критический тепловой поток;
НИЦ «Курчатовский институт»	– Национальный исследовательский центр «Курчатовский институт»;
НК	– направляющий канал;
НЭ	– нормальная эксплуатация;
ННЭ	– нарушение нормальной эксплуатации;
ОКБ «ГИДРОПРЕСС»	– Опытное конструкторское бюро «ГИДРОПРЕСС»;
«ОКБМ Африкантов»	– Опытно-конструкторское бюро машиностроения имени И.И. Африкантова;
ПО	– программное обеспечение;
РИ	– решетка-интенсификатор;
РУ	– реакторная установка;
СЛАУ	– система линейных алгебраических уравнений;
СНУ	– система нелинейных уравнений;
ТВС	– тепловыделяющая сборка;
ТВЭЛ	– тепловыделяющий элемент;
ЭВМ	– электронная вычислительная машина;
ЯЭУ	– ядерная энергетическая установка;
CFD	– computational fluid dynamics;
DNBR	– departure from nucleate boiling ratio;
DNS	– direct numerical simulation;
JFNK	– jacobian-free Newton-Krylov;
SIMPLE	– semi-implicit method for pressure linked equations;
PWR	– pressurized water reactor.

Введение

На протяжении всей истории развития атомной энергетики России и мира непрерывно совершенствовалось программное обеспечение для моделирования мультифизических процессов в реакторных установках. Современный уровень надежности и эффективности РУ достигнут благодаря расчетным программам, прошедшим верификацию и валидацию на экспериментальных данных. При этом значительный объем материалов, обосновывающих безопасность реакторных установок, составляют теплогидравлические расчеты. Непрерывное совершенствование расчетного ПО ведется по нескольким ключевым направлениям.

Первое направление связано с улучшением физических моделей, используемых в расчетных программах. В контексте теплогидравлического моделирования под физическими моделями понимаются как форма записи исходной системы дифференциальных уравнений сохранения, так и набор корреляционных зависимостей, необходимых для замыкания системы. Форма записи уравнений сохранения может варьироваться в зависимости от:

- типа постановки (стационарная или нестационарная);
- степени пространственного разрешения (одномерный, квазитрехмерный или полностью трехмерный подходы);
- модели многофазных течений (гомогенизированная модель или модель с отдельным описанием фаз).

При этом вид и количество требуемых замыкающих соотношений определяются выбранным вариантом исходной системы уравнений сохранения. В частности, для субканальных теплогидравлических программ, которым посвящено настоящее исследование, необходимы корреляции для определения коэффициентов гидравлического сопротивления, коэффициентов теплоотдачи с поверхностями ТВЭЛов, эффективности турбулентного взаимодействия между подканалами, а также характеристик межфазного обмена массой, энергией и импульсом в случае использования многожидкостной модели. Эффективность модернизации физической модели подтверждается улучшенным соответствием расчетных результатов и экспериментальных данных в процессе валидации ПО.

Второе направление совершенствования связано с модернизацией численных алгоритмов решения СНУ и СЛАУ. Оптимизация численных методов преследует три основные цели: повышение точности расчетов, снижение вычислительных затрат и обеспечение устойчивости вычислений. Повышение точности численных алгоритмов может привести к значительному улучшению результатов валидации на локальных характеристиках течения теплоносителя. При этом улучшение быстродействия и устойчивости ПО открывает возможность применения новых расчетных методик, в частности, позволяет проводить многовариантные расчеты с последующей

статистической обработкой результатов.

Третье ключевое направление совершенствования ПО заключается в улучшении пользовательского интерфейса. Эргономичность расчетного ПО, включающая удобство ввода данных и визуализации получаемых распределений, имеет принципиальное значение для обеспечения воспроизводимости и достоверности результатов моделирования.

В отделе теплофизических исследований НИЦ «Курчатовский институт» на протяжении нескольких десятилетий разрабатывается и совершенствуется семейство теплогидравлических программ SC, основанных на субканальном (поячейковом) методе моделирования течения теплоносителя. Данный метод представляет собой специализированный способ решения уравнений течения теплоносителя в пределах стержневых сборок, при котором расчетная область разбивается в поперечном направлении на множество параллельных подканалов, обменивающихся между собой энергией, импульсом и массой за счет молекулярно-турбулентной диффузии и поперечного течения теплоносителя. Как в России, так и за рубежом субканальные программы являются основным средством обоснования теплотехнической надежности активных зон ядерных реакторов с водой под давлением. Обоснованное повышение теплотехнических запасов создает предпосылки для оптимизации экономических показателей и для внедрения инновационных технических решений в уже существующие энергоблоки. Повышение теплотехнических запасов, к которым, в первую очередь, относятся минимальный запас до кризиса теплоотдачи и максимальное массовое паросодержание, может быть достигнуто несколькими путями.

В качестве одного из возможных путей предлагается переход к использованию best-estimate методик, основанных на реалистичных моделях и граничных условиях без консервативных упрощений. Характерным примером служит методика учета местоположения «горячей» ТВС в активной зоне при расчете минимального запаса до кризиса теплоотдачи. В отечественной практике моделируется взаимосвязь рассматриваемой «горячей» ТВС с теплогидравлическим каналом, представляющим оставшуюся часть АЗ. Данный подход позволяет учесть снижение расхода через «горячую» ТВС вследствие конвективного перераспределения, вызванного ее повышенной мощностью, но не принимает во внимание тепловые и гидравлические характеристики окружающих ТВС. В зарубежной практике моделируется взаимосвязь рассматриваемой «горячей» ТВС с множеством теплогидравлических каналов, которые соответствуют соседним ТВС или их отдельным частям и характерный поперечный размер которых увеличивается по мере отдаления от «горячей» ТВС. Хотя данный метод лишен вышеуказанного недостатка, он требует дополнительного обоснования корректности применения замыкающих соотношений для укрупненных каналов. Альтернативное решение – субканальное мелкосетчатое моделирование полномасштабной активной зоны – обладает рядом преимуществ:

- возможность моделирования при минимальном количестве допущений;

- возможность моделирования смешанных активных зон, в которых существует гидравлическая неравноценность различных ТВС;

- возможность учета неравномерности расхода и температуры теплоносителя между ТВС на входе в активную зону.

Субканальные программы с возможностью моделирования полномасштабных АЗ также могут быть использованы в качестве теплогидравлических модулей в составе мультифизических программных комплексов класса best-estimate.

Таким образом, актуальной является задача разработки для субканальной программы численного алгоритма, обеспечивающего возможность проведения теплогидравлических расчетов полномасштабных АЗ ядерных реакторов с водой под давлением, и его последующее обоснование путем верификации, валидации и кросс-верификации.

Цель работы – разработка численного алгоритма для субканальной теплогидравлической программы SC-Core и обоснование его применимости для проведения быстрых расчетов полномасштабных активных зон ядерных реакторов с водой под давлением, в том числе и в случае наличия ярко-выраженных поперечных конвективных перетоков.

Задачи работы. Для достижения цели были поставлены следующие основные задачи:

- 1) Анализ отечественного и мирового опыта разработки численных алгоритмов применительно к моделированию теплогидравлических процессов в АЗ водоохлаждаемых ядерных реакторов. Включая различные подходы к моделированию двухфазных потоков и связанные с ними постановки исходной системы дифференциальных уравнений, способы ее дискретизации в пространстве и методы решения получаемых систем нелинейных уравнений и разреженных СЛАУ большой размерности.

- 2) Разработка и реализация в составе программы SC-Core численного алгоритма для субканального моделирования течения теплоносителя в пределах полномасштабных АЗ ядерных реакторов с водой под давлением.

- 3) Анализ используемых в отечественных субканальных программах замыкающих соотношений и реализация в составе программы SC-Core наиболее представительных из них.

- 4) Разработка и использование набора верификационных задач для подтверждения корректности исходного кода численного алгоритма программы SC-Core.

- 5) Обоснование программы SC-Core для расчета полномасштабных АЗ ядерных реакторов в случае наличия ярко-выраженных поперечных конвективных перетоков, обусловленных входной неравномерностью распределения расхода по ТВС, наличием в АЗ гидравлически неравноценных ТВС различного конструктивного исполнения, а также наличием частичной блокировки проходного сечения ТВС в месте установки дистанционирующих решеток.

- 6) Демонстрация эффективности разработанного численного алгоритма программы

SC-Core при работе на многопроцессорных вычислительных кластерах.

Методы исследования. При разработке численного алгоритма использованы методы механики сплошных сред, математической физики и вычислительной математики, в частности для дискретизации использован метод контрольных объемов, а для решения нелинейной системы уравнений неразрывности и Навье-Стокса использован метод SIMPLE. Для обоснования теплогидравлической программы SC-Core использовались методы верификации, то есть подтверждения корректности написанного исходного кода программы, и валидации, то есть подтверждения возможности применения программы для предсказания характеристик течения теплоносителя.

Объект исследования – активная зона ядерных реакторов с водой под давлением.

Предмет исследования – характеристики течения теплоносителя в пределах активных зон ядерных реакторов с водой под давлением.

Научная новизна работы заключается в получении следующих основных результатов:

1) Для субканального моделирования адаптирован и реализован в составе программы SC-Core алгоритм решения уравнений термогидродинамики SIMPLE.

2) Выполнена параллельная реализация разработанного численного алгоритма с использованием технологий OpenMP и MPI. С использованием восьми процессов расчет единичного стационарного состояния полномасштабной АЗ реактора ВВЭР-1000 занимает приблизительно 10 минут.

3) Впервые разработан набор верификационных задач для обоснования корректности численных алгоритмов субканальных программ. Разработанный набор позволяет подтверждать корректность численной аппроксимации конвективных слагаемых и источников членов во всех четырех уравнениях сохранения математической модели одножидкостных субканальных программ. Набор может быть использован для обоснования программ данного класса при прохождении процедуры аттестации в Ростехнадзоре.

4) Программа SC-Core, по сравнению с отечественными программами аналогами, обоснована для расчета задач с наличием ярко-выраженных поперечных конвективных перетоков. С использованием программы возможно проводить теплогидравлические расчеты полномасштабных АЗ с целью определения теплотехнических запасов при непарциальном режиме работы ГЦНА, в случае наличия ТВС различного конструктивного исполнения, а также в случае частичной блокировки проходного сечения ТВС.

Практическая значимость. Программа SC-Core использовалась в цикле работ по расчетному обоснованию теплотехнических запасов АЗ реактора ВВЭР-С. С целью определения топливного цикла с наилучшими теплогидравлическими характеристиками выполнена серия расчетов 60-градусного сектора симметрии АЗ в каждый момент времени каждого рассмотренного

топливного цикла. Оценена предельно допустимая мощность реактора ВВЭР-С при работе на одном ГЦНА с учетом увеличения входной неравномерности расхода теплоносителя.

С использованием программы SC-Core рассчитаны максимально допустимые температуры на выходе из ТВС для формирования таблицы допустимых режимов при вводе в эксплуатацию реактора ВВЭР-ТОИ Курской АЭС-2.

Ведутся работы по использованию программы SC-Core в составе системы внутриреакторного контроля для интерпретации показаний термодатчиков СВРД. Прорабатываются варианты внедрения программы SC-Core в состав мультифизических программных комплексов с целью расчета минимального запаса до кризиса теплоотдачи в АЗ реакторов ВВЭР при протекании динамических процессов.

Положения, выносимые на защиту:

1) Численный алгоритм субканальной теплогидравлической программы SC-Core, предназначенный для расчета полномасштабных АЗ ядерных реакторов с водой под давлением на многопроцессорных вычислительных кластерах.

2) Набор верификационных задач, позволяющий обосновывать корректность субканальных теплогидравлических программ, в том числе и при прохождении их аттестации в Ростехнадзоре.

3) Расчетное обоснование программы SC-Core путем выполнения валидации на экспериментальных данных и кросс-верификации с программой CFD-класса.

Достоверность и обоснованность. Достоверность программы для ЭВМ SC-Core и получаемых путем ее использования результатов подтверждается:

1) использованием при разработке численного алгоритма программы SC-Core релевантных методов механики сплошных сред, математической физики и вычислительной математики;

2) использованием в составе программы SC-Core замыкающих соотношений, распространенных при проведении теплогидравлических расчетов в отечественной атомной отрасли и рекомендуемых надзорным органом;

3) проведением верификации программы SC-Core на задачах, имеющих аналитическое решение;

4) проведением валидации программы SC-Core на экспериментальных данных, полученных на различных теплофизических стендах России и мира;

5) проведением кросс-верификации программы SC-Core и программы CFD-класса, обладающей иным пространственным разрешением.

Апробация работы. Основные положения, сформулированные в диссертационной работе, были представлены на следующих российских и международных научных конференциях:

1) XXIV международная конференция молодых специалистов по ядерным энергетическим установкам. ОКБ «ГИДРОПРЕСС», 10–11 апреля 2024 г., Подольск, Россия;

2) XVII Минский международный форум по тепломассообмену. Институт тепло- и массообмена имени А.В. Лыкова, 20–24 мая 2024 г., Минск, Беларусь;

3) Межотраслевая научно-техническая конференция «Моделирование динамических процессов в ЯЭУ» (Динамика-2024). ФГУП «НИТИ им. Александра», 04–07 июня 2024 г., Сосновый бор, Россия.

Публикации. Основные результаты научных исследований, положенных в основу диссертационного исследования, изложены в статьях, рецензируемых ВАК, а также зарегистрированы в виде РИД (программ для ЭВМ):

1) Олексюк Д.А., **Вертиков Е.А.**, Хамаза В.А., Щербинин А.А. SC-Core v1.3 // Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2025610629, Российская Федерация. – заявл. 20.12.2024. – опубл. 13.01.2025. – заявитель: Федеральное государственное бюджетное учреждение «Национальный исследовательский центр «Курчатовский институт».

2) **Вертиков Е.А.**, Олексюк Д.А., Зубков А.Г., Малютин М.А. К вопросу о валидации ячейковых кодов для расчета активных зон реакторов типа ВВЭР // Вопросы атомной науки и техники. Серия: ядерно-реакторные константы. – 2025. – № 1. – С. 232-244.

3) Олексюк Д.А., **Вертиков Е.А.** Подходы к валидации ячейковых расчетных программ, используемых для обоснования теплотехнической надежности активных зон ВВЭР, и проблемы обоснования их погрешностей // Технологии обеспечения жизненного цикла ЯЭУ. – 2025. – № 1 (39). – С. 10-26.

4) **Вертиков Е.А.**, Олексюк Д.А., Носков А.С., Малютин М.А., Запоржин К.В., Зубков А.Г. Оценка представительности экспериментальных данных по критическому тепловому потоку с использованием субканального теплогидравлического кода SC-Core // Технологии обеспечения жизненного цикла ЯЭУ. – 2025. – № 1 (39). – С. 27-42.

5) **Вертиков Е.А.**, Зубков А.Г., Олексюк Д.А., Баисов А.М., Босенко С.В., Чуркин А.Н. Отечественные субканальные теплогидравлические программы: современное состояние и тенденции к развитию // Вопросы атомной науки и техники. Серия: ядерно-реакторные константы. – 2025. – № 3. – С. 181–205.

В 2025 году соискатель в составе авторского коллектива выиграл премию И.В. Курчатова НИЦ «Курчатовский институт» в области инженерных и технологических разработок за работу «Разработка и экспериментальное обоснование ячейковой теплогидравлической программы SC-Core для анализа теплотехнической надежности активных зон ядерных реакторов с водой под давлением».

Личный вклад соискателя.

1) Разработана, с использованием языка программирования Fortran, архитектура программы SC-Core, соответствующая актуальным принципам проектирования ПО для

высокопроизводительных вычислений.

2) Проведен анализ литературных источников по модернизации существующих и созданию новых численных алгоритмов в расчетных инструментах для моделирования теплогидравлических процессов в ядерных реакторах с водой под давлением.

3) На основании выполненного анализа, адаптирован и реализован в составе программы SC-Core алгоритм SIMPLE для решения нелинейной системы уравнений течения теплоносителя.

4) Разработанный алгоритм верифицирован с целью подтверждения порядка аппроксимации на созданном наборе задач, имеющих аналитические решения.

5) Проведены теплогидравлические расчеты по программе SC-Core с целью обоснования возможности ее применения в задачах с наличием ярко-выраженных конвективных поперечных перетоков. Выполнена валидация на экспериментальных данных по выравниванию неравномерности расхода теплоносителя на входе в ТВС и по обтеканию теплоносителем ДР во фрагментах смешанных АЗ. Выполнена кросс-верификация с программой CFD-класса на задаче по обтеканию теплоносителем заблокированной дистанционирующей решетки.

6) Выполнено тестирование программы SC-Core, подтвердившее работоспособность и высокую производительность при работе на многопроцессорных вычислительных кластерах.

Структура и объем работы. Диссертационная работа включает четыре главы.

В первой главе приводится общее описание субканального метода моделирования течения теплоносителя в пределах пучков стержней. Также кратко затрагивается место субканальных программ в общей иерархии используемых в ядерной энергетике теплогидравлических расчетных инструментов, включая их взаимодействие с:

- программами полноконтурной теплогидравлики, которые используются для обоснования безопасности РУ при протекании аварийных процессов, и в составе которых субканальное моделирование может быть использовано для обоснованного снижения консерватизма по сравнению с приближением «горячего» канала;

- CFD-программами, которые могут быть использованы для субканальных программ в следующих целях: формирование граничных условий, уточнение существующих и разработка новых замыкающих соотношений, кросс-верификация результатов расчета.

Значительную часть главы составляет систематический анализ литературных источников по модернизации и разработке численных алгоритмов для теплогидравлических программ, используемых в атомной энергетике. Рассмотренные программы и соответствующие численные алгоритмы классифицируются в зависимости от пространственного разрешения, а также в зависимости от способа моделирования двухфазного потока. Особое внимание уделяется постановке исходной системы дифференциальных уравнений сохранения, а также численным алгоритмам ее решения, включая:

- способ дискретизации в пространстве;
- схемы интерполяции значений физических величин между узлами расчетной сетки;
- метод решения полученной в результате дискретизации системы нелинейных уравнений;
- процесс предобуславливания СЛАУ.

Во второй главе приводится детализированное математическое описание субканальной теплогидравлической программы SC-Core. Разработанный в ее составе численный алгоритм основан на следующей форме записи исходных уравнений сохранения:

- стационарная постановка;
- квазитрехмерное пространственное разрешение (рассматриваются проекции уравнения движения на аксиальное и поперечное направления);
- одножидкостная модель двухфазного потока с учетом образования неравновесного пара за счет поверхностного кипения и проскальзывания паровой фазы относительно жидкой.

Для дискретизации в пространстве применяется метод контрольных объемов на «шахматной» сетке, на которой помимо основного множества КО, в центрах которых определяются все скалярные теплогидравлические величины (энтальпия, плотность, давление), выделяются множества вспомогательных объемов, смещенных относительно основных. При использовании «шахматной» сетки в субканальном моделировании образуются два дополнительных множества, смещенных относительно основного в аксиальном и поперечном направлениях и необходимых для получения уравнений движения в соответствующих направлениях.

При описании разработанного численного алгоритма на основании SIMPLE подхода представлены выражения для коэффициентов матриц и векторов правых частей СЛАУ, формируемых для определения аксиальных расходов, поперечных конвективных перетоков и поправок к полю давления.

Представлен анализ эмпирических корреляций, необходимых для замыкания рассматриваемой СНУ и используемых в аттестованных отечественных субканальных программах SC-INT, ТИГРСР и КАНАЛ. Развернуто описываются замыкающие соотношения, выбранные для реализации в составе программы SC-Core по результатам выполненного анализа. Также приводятся методики расчета критического теплового потока, коэффициента теплоотдачи и теплового состояния тепловыделяющего элемента с учетом термомеханических процессов, происходящих с ним в процессе эксплуатации в ядерном реакторе.

В третьей главе представлены результаты обоснования программы SC-Core, включая проведение верификации, валидации и кросс-верификации.

Верификация выполняется путем сопоставления расчетных результатов, полученных с использованием различных схем интерполяции и шагов интегрирования в аксиальном направлении, с аналитическими решениями задач из разработанного набора.

Валидация программы SC-Core выполняется на экспериментальных данных по:

- аксиальному перепаду давления;
- локальным скоростям теплоносителя;
- локальным температурам теплоносителя;
- критическому тепловому потоку;
- выравниванию неравномерности расхода теплоносителя на входе в ТВС;
- обтеканию теплоносителем дистанционирующих решеток во фрагментах смешанных АЗ.

Первые четыре параметра являются «классическими» для субканальных программ, в то время как последние два необходимы для подтверждения возможностей программы SC-Core для расчета полномасштабных АЗ с наличием ярко-выраженных конвективных перетоков.

Кросс-верификация с программой CFD-класса выполняется на задаче о моделировании характера обтекания теплоносителем дистанционирующей решетки с частично заблокированной площадью проходного сечения.

В четвертой главе резюмируются ключевые особенности программы SC-Core с точки зрения численного алгоритма, замыкающих соотношений и сферы возможного применения. Проводится тестирование эффективности параллельной реализации численного алгоритма при проведении теплогидравлического расчета полномасштабной АЗ реактора ВВЭР-1000 на многопроцессорном вычислительном кластере с использованием различного количества процессов. Демонстрируется применение программы SC-Core для определения максимально допустимой тепловой мощности реактора ВВЭР-С при работе на одном ГЦНА. При проведении соответствующих теплогидравлических расчетов в качестве граничных условий используются распределения расхода теплоносителя, соответствующие работе реактора на двух и одном ГЦНА.

Автор выражает искреннюю благодарность своему научному руководителю, начальнику отдела теплофизических исследований НИЦ «Курчатовский институт», к.т.н. Олексюку Д.А. Под его руководством удалось совмещать как непосредственно рабочие обязательства, так и написание диссертационного исследования. Проводимые им консультации позволили сосредоточиться на решении ключевых и первостепенных задач.

Автор выражает признательность начальнику лаборатории Носкову А.С. за помощь в проведении кросс-верификации с результатами CFD-моделирования и старшему научному сотруднику Хамазе В.А. за помощь в повышении аккуратности, понятности и строгости математического описания разработанной программы.

И наконец автор выражает особую благодарность своей жене, Вертиковой А.О., за моральную поддержку и ценные замечания.

1 Методы и программы для теплогидравлического расчета активных зон водоохлаждаемых реакторов

Одним из критериев для построения иерархии применяемых в ядерной энергетике теплогидравлических программ является масштаб и степень детализации расчетной области. В соответствии с работой [1] возможно выделить четыре основных уровня теплогидравлического моделирования:

1) К первому уровню относятся полноконтурные теплогидравлические программы, позволяющие описывать реакторные установки в целом. Такие инструменты применяются для моделирования динамических процессов при проведении анализа безопасности. При этом моделирование компонентов РУ, являющихся элементами в общей теплогидравлической схеме, осуществляется в одномерном приближении.

2) Ко второму уровню относятся специализированные программы, ориентированные на расчет отдельных узлов и компонентов оборудования РУ. В данных инструментах используется меньше упрощений при записи исходной системы дифференциальных уравнений по сравнению с полноконтурными программами и внедрены более продвинутые модели для описания специфических процессов и явлений, не охватываемых при моделировании всего контура РУ.

3) Третий уровень образуют программы вычислительной гидродинамики, решающие усредненные по Рейнольдсу уравнения Навье–Стокса. Эти программы предназначены для анализа сложных трехмерных течений теплоносителя и используются при изучении локальных эффектов.

4) К заключительному уровню относятся программы, основанные на прямом численном моделировании нестационарных уравнений движения среды. Данные программы используются для получения прецизионной информации о характеристиках течения моделируемой среды.

Важнейшей компонентой ядерной энергетической установки является активная зона ядерного реактора. Одним из способов проведения теплогидравлических расчетов АЗ, набранных из тепловыделяющих сборок, представляющих собой гладкие пучки цилиндрических тепловыделяющих элементов, расположенных в треугольной или квадратной упаковке, является субканальный метод. Таким образом, с точки зрения представленной выше градации, субканальные программы, которым и посвящено настоящее диссертационное исследование, относятся ко второму уровню теплогидравлического ПО, использующегося в ядерной энергетике.

В разделе 1.1 представлено развернутое описание субканального метода расчета течения теплоносителя в пределах пучков стержней. Также приводится краткая характеристика отечественных субканальных теплогидравлических программ. Далее в разделе 1.2 приводятся в общем виде численные алгоритмы, которые широко используются для решения задач

вычислительной теплогидравлики. В заключительном разделе настоящей главы приводится обзор научных работ по развитию программ для моделирования теплогидравлических процессов в ЯЭУ. Особое внимание уделяется используемым способам дискретизации в пространстве, схемам интерполяции, а также особенностям численных алгоритмов, используемых для решения получаемых систем нелинейных уравнений.

1.1 Субканальный метод расчета течения теплоносителя в пучках стержней

1.1.1 Общее описание

Субканальный метод – это специализированный алгоритм расчета продольного течения теплоносителя в пределах пучков стержневых элементов. При использовании данного метода исследуемая область пространства разбивается на множество параллельных подканалов, между которыми происходит обмен энергией, импульсом и массой за счет молекулярно-турбулентной диффузии и поперечных конвективных перетоков.

На рисунке 1.1a представлен пример разбиения поперечного сечения 7-стержневой экспериментальной модели ТВС с треугольным расположением твэлов на подканалы. В центральной области подканалы ограничены цилиндрическими поверхностями твэлов и мнимыми плоскостями, проходящими через их оси. В периферийной области подканалы дополнительно ограничены внутренней поверхностью экспериментального канала, а также мнимыми плоскостями, проходящими через его углы и оси твэлов. Всего поперечное сечение рассматриваемой модели содержит 12 подканалов, нумерация которых в данном случае осуществляется из центра по часовой стрелке. Стоит отметить, что представленный способ разбиения поперечного сечения, вообще говоря, не является единственно возможным. Например, дополнительные угловые подканалы могут быть созданы путем проведения мнимых плоскостей через оси периферийного ряда твэлов перпендикулярно границам экспериментального канала. Хотя подобного рода подканалы не выделяются в практике обоснования теплотехнической надежности АЗ реакторов типа ВВЭР, они могут быть использованы при проведении валидации на экспериментальных данных по локальным температурам и скоростям теплоносителя в случае установки соответствующих датчиков в углы поперечного сечения экспериментальной модели.

Контрольные объемы в свою очередь получают путем разбиения выделенных подканалов на слои в аксиальном направлении. На рисунке 1.1b представлено трехмерное изображение контрольных объемов, выделенных в соседних регулярных подканалах.

Также на рисунке 1.1a пронумерованы смежные грани подканалов, через которые осуществляется их взаимодействие друг с другом. В данном случае смежные грани нумеруются в порядке возрастания номера основного подканала, а в его пределах – в порядке возрастания номера

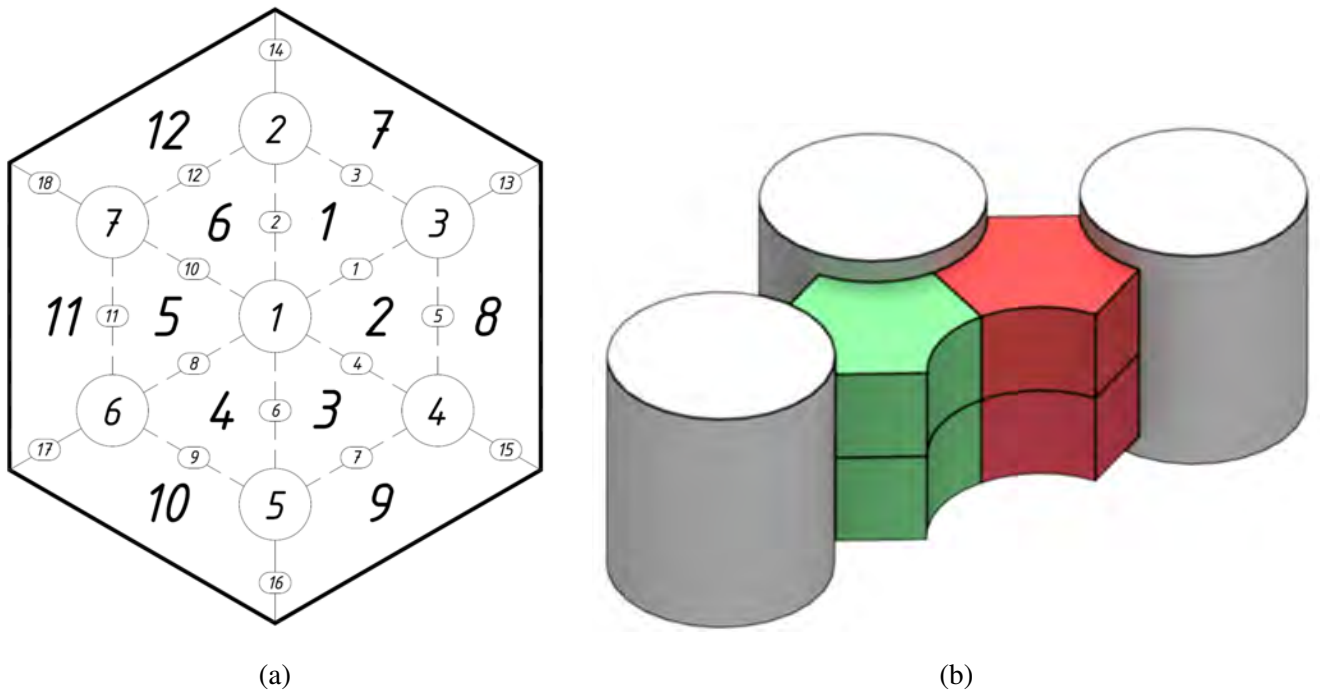


Рисунок 1.1 – Нодализация 7-стержневой экспериментальной модели ТВС: (а) разбиение поперечного сечения на подканалы; (б) контрольные объемы

соседнего подканала. Ключевой особенностью субканальных программ является упрощенный, по сравнению с полноценными трехмерными расчетными инструментами, способ определения характеристик течения теплоносителя в поперечном направлении. Все рассмотренные ниже подходы к вычислению поперечных конвективных перетоков через смежные грани подканалов основываются на предположении о том, что течение теплоносителя в аксиальном направлении является преобладающим. Иными словами, проекция вектора скорости теплоносителя на аксиальное направление должна быть много больше соответствующей проекции на поперечное направление.

Наиболее простой методикой, позволяющей определить перераспределение расхода теплоносителя между подканалами, является гипотеза изобарного сечения. В данной методике на каждом аксиальном слое распределение расхода теплоносителя по подканалам определяется исходя из условия равенства перепадов давления в аксиальном направлении. Иными словами рассматривается система вида:

$$\begin{cases} \sum_i m_i = m_{sum} \\ \mathcal{F}_i(m_i) = \Delta p \end{cases} \quad (1.1)$$

где суммирование осуществляется по всем подканалам, m_{sum} – суммарный расход теплоносителя через расчетную область, а компоненты векторной функции $\mathcal{F}_i(m_i)$ определяются соответствующими уравнениями движения в аксиальном направлении.

Основным недостатком данного метода является невозможность получения реалистичной

картины течения в случае наличия значительной гидравлической неравноценности подканалов расчетной модели. Например, подобного рода ситуация может возникнуть при моделировании решеток-интенсификаторов тепломассообмена типа «Вихрь» и «Прогонка» конструкции ОКБ «ГИДРОПРЕСС», у которых отсутствует внешний ряд ячеек. Расчетно-экспериментальному исследованию неравномерности расхода теплоносителя в ТВС с перемешивающими решетками посвящена работа [2].

Поперечные конвективные перетоки теплоносителя в простейшем случае возможно определить по формуле Дарси-Вейсбаха через перепад давления в поперечном направлении:

$$p_i - p_{ik} = \left[\xi^w \cdot \frac{w \cdot |w| \cdot v}{2 \cdot (S^g)^2} \right]_{i,k} \quad (1.2)$$

где поперечный конвективный переток на единицу длины $w_{i,k}$ принимает положительное значение, если направлен из основного подканала с номером i в соседний подканал с номером ik , а при умножении его на высоту соответствующего аксиального слоя позволяет получить массовый расход теплоносителя через боковую грань КО. Однако в формуле (1.2) не учитываются силы инерции, что накладывает соответствующие ограничения на набор задач, для которых она применима.

Следующим шагом исторического развития субканальных программ стал ввод дополнительного множества КО, смещенных в поперечном направлении относительно основного множества, выделение которого было описано выше. Предположение о том, что в центре смещенного КО поперечная составляющая вектора скорости направлена по линии связи перпендикулярно боковой грани взаимодействующих контрольных объемов, позволяет получить следующее уравнение движения в поперечном направлении (см. например [3]):

$$\frac{\partial [u \cdot w]_{i,k}}{\partial z} = \left[\frac{S^g}{L} \right]_{i,k} \cdot (p_i - p_{ik}) - \left[\xi^w \cdot \frac{w \cdot |w| \cdot v}{2 \cdot S^g \cdot L} \right]_{i,k} \quad (1.3)$$

Стоит акцентировать внимание, что в уравнении (1.3) присутствует поперечный конвективный переток через конкретную боковую грань, таким образом, влияние на него конвективных перетоков через иные боковые грани взаимодействующих КО не рассматривается.

Таким образом, с использованием одной из вышеприведенных методик, субканальные программы позволяют рассчитывать неоднородность параметров теплоносителя в пределах поперечного сечения ТВС, в отличие от одномерных программ контурной теплогидравлики. Указанное преимущество в совокупности с приемлемым, по сравнению с CFD-программами, временем счета привело к широкому распространению программ данного класса как в России, так и за рубежом в сфере инженерных теплогидравлических расчетов для обоснования надежного охлаждения АЗ ядерных реакторов с водой под давлением.

Работа Семеновича О.В. [4] является, на момент ее написания, одним из наиболее полных русскоязычных обзоров как отечественных, так и зарубежных программ, использующих

субканальный метод, в котором была представлена их классификация в зависимости от:

- способа дистанционирования тепловыделяющих элементов в исследуемых моделях, так как наличие в пучке стержней проволоочной навивки или ребер серьезным образом влияет на распределение локальных параметров теплоносителя и, как следствие, требует соответствующей корректировки как основной системы уравнений, так и замыкающих соотношений [5, 6].

- подходов к описанию многофазного течения теплоносителя: одножидкостные (гомогенные) или же многожидкостные (гетерогенные) модели, каждая из которых, в свою очередь, также подразделяется на подгруппы;

- возможности моделирования нестационарных режимов.

Выполненная автором совместно со специалистами НИЦ «Курчатовский институт» и ОКБ «ГИДРОПРЕСС» работа [7] является актуальной ретроспективой развития отечественных субканальных теплогидравлических программ, использующихся для обоснования теплотехнической надежности АЗ реакторов типа ВВЭР. В статье рассматриваются программы, созданные и использующиеся в четырех организациях отечественной атомной отрасли:

- 1) программы SC-1 [8], SC-INT [9] и SC-Core [10], НИЦ «Курчатовский институт»;
- 2) программы ПУЧОК-1000 [11], ТИГРСП [12], ТЕМПА-1Ф [13] и ТЕМПА-СК [14], ОКБ «ГИДРОПРЕСС»;
- 3) программа КАНАЛ [15], «ОКБМ Африкантов»;
- 4) программы ВЯЗ-М [16] и МИФ-СКД [17], ГНЦ РФ – ФЭИ.

Стоит отметить, что только четыре программы имеют действующие на текущий момент аттестационные паспорта: SC-INT [18], ПУЧОК-1000 [19], ТИГРСП [20] и КАНАЛ [21]. Программа SC-Core имеет свидетельство о регистрации [22], и в ближайшее время планируется ее аттестация в Ростехнадзоре. В выводах к статье констатируется тезис о том, что развитие отечественных субканальных программ в течение последних нескольких десятилетий в первую очередь стимулировалось необходимостью моделирования новых физических процессов. В начале 2000-х годов – это тепломассообмен в пучках стержней с локальными нарушениями геометрии, а в середине 2010-х – влияние РИ на локальные параметры теплоносителя и КТП. При этом развитию подходов к моделированию двухфазного теплоносителя, к расчету поперечных конвективных перетоков и к численному решению системы нелинейных уравнений уделялось, по мнению автора настоящего исследования, недостаточное количество внимания, о чем свидетельствует отсутствие публикаций по соответствующим тематикам.

С точки зрения решаемых систем уравнений, вышеперечисленные программы подразделяются на две группы: к первой группе относятся программы ПУЧОК-1000, ТИГРСП и КАНАЛ, основанные на гипотезе изобарного сечения; ко второй группе относятся программы семейства SC, семейства ТЕМПА, а также программа ВЯЗ-М, которые решают

упрощенное уравнение движения в поперечном направлении. Программы, основанные на гипотезе изобарного сечения, используют маршевые численные алгоритмы, осуществляющие решение СЧУ последовательно для каждого аксиального слоя. О численных алгоритмах семейства программ SC будет рассказано подробнее ниже. Для решения уравнений переноса сжимаемой вязкой жидкости, записанных в переменных массы, массового расхода и энтальпии, в программах семейства ТЕМПА используется алгоритм FLIC (fluid in cell) [23].

Для расчета двухфазного течения все рассмотренные программы (за исключением однофазных ТЕМПА-1Ф, ТЕМПА-СК и МИФ-СКД) используют одножидкостную модель с учетом неравновесного кипения и проскальзывания паровой фазы относительно жидкой с помощью эмпирических корреляций. Отсутствие программ, использующих более развитые модели многофазных потоков, связано, по мнению автора, с тем фактом, что в отечественной атомной промышленности не представлено развивающееся направление кипящих реакторов. На текущий момент, одножидкостные модели позволяют корректно рассчитывать стационарные состояния реакторов типа ВВЭР. Однако дальнейшее развитие теплогидравлического ПО, в частности создание программных комплексов улучшенной оценки, в которых в качестве модуля детализированного теплогидравлического расчета АЗ мог бы выступать субканальный метод, предполагает необходимость совершенствования используемых двухфазных моделей, а также расширения экспериментальной базы для их валидации.

Для получения полной картины о месте субканальных программ в общей иерархии теплогидравлических расчетных инструментов, в следующих двух подразделах будут описаны возможные пути их взаимодействия с программами полноконтурной теплогидравлики и программами CFD-класса.

1.1.2 Взаимодействие с программами полноконтурной теплогидравлики

Для консервативного расчета запаса до кризиса теплоотдачи, а также температур оболочки твэла и топлива в программах полноконтурной теплогидравлики широко используется приближение «горячего» канала. В рамках данного приближения рассматривается фиктивный изолированный канал с максимально возможным энерговыделением. Использование же субканального метода позволит учесть конвективное и турбулентное перемешивание теплоносителя в поперечном направлении в АЗ ядерного реактора и обоснованно снизить степень закладываемого консерватизма. Таким образом, интеграция субканального метода в программы полноконтурной теплогидравлики позволит получить более реалистичную картину течения теплоносителя в ходе протекания рассматриваемых переходных и аварийных процессов.

Стоит отметить, что использование субканального метода при проведении расчетов переходных и аварийных процессов наиболее целесообразно исключительно в случае наличия реалистичных потвэльных профилей энерговыделения, которые являются ключевым фактором

при формировании распределения параметров теплоносителя в пределах АЗ. Таким образом, в подобного рода программах при проведении связанного расчета для достижения максимальной эффективности отдельные физические модули (нейтронно-физический, теплогидравлический и термомеханический) должны иметь сопоставимые расчетные сетки.

Методика потвэльного восстановления энерговыделения реализована в программных комплексах ATHLET/BIPR-VVER [24] и КОРСАР/ГП [25], с использованием которых выполняется значительная часть работ по обоснованию безопасности действующих и проектируемых проектов отечественных РУ. В версии программного комплекса КОРСАР/BR существует возможность моделирования с использованием субканального метода вплоть до семи тепловыделяющих сборок [26, 27].

За рубежом также ведутся работы по связке программ полноконтурной теплогидравлики и программ, использующих субканальный метод:

- объединение в комплекс улучшенной оценки программ полноконтурной теплогидравлики RELAP5/MOD3, трехмерной нейтронной физики MASTER и субканальной теплогидравлики COBRA-TF, и его использование для расчета аварийного процесса с разрывом главного паропровода [28];

- соединение программы полноконтурной теплогидравлики TRACE и субканальной программы SubChanFlow и последующая валидация связки на бенчмарке по перемешиванию теплоносителя в реакторе ВВЭР-1000 [29, 30];

- расчет аварии с разрывом главного паропровода [31] с использованием программ полноконтурной теплогидравлики RETRAN-2 (с детализированным распределением параметров теплоносителя на входе в АЗ из CFD-расчетов), трехмерной нейтронной физики MPACT и субканальной теплогидравлики COBRA-TF.

- расчет аварии с разрывом главного паропровода [32] с использованием программ полноконтурной теплогидравлики MARS, трехмерной нейтронной физики MASTER и разномасштабной теплогидравлики CUPID-RV, обеспечивающей трехмерное моделирование реактора при субканальном моделировании АЗ.

Отдельно стоит отметить работы [33, 34], в которых выполняется моделирование аварии с выбросом стержня органа регулирования с использованием связки трехмерной нейтронной физики и субканальной теплогидравлики: соответственно PARCS-SubChanFlow и TORT-TD-CTF.

Использование субканальной модели АЗ в составе программ полноконтурной теплогидравлики позволит в конечном итоге реализовать единую методологию определения запаса до кризиса теплоотдачи для стационарного состояния и анализов нарушений нормальной эксплуатации. В частности, появится возможность преодолеть трудности, связанные с валидацией одномерных программ для расчета критического теплового потока.

1.1.3 Взаимодействие с программами CFD-класса

CFD-программы позволяют осуществлять трехмерное моделирование тепломассообменных процессов. По этой причине возможно несколько различных вариантов их взаимодействия с субканальными теплогидравлическими программами.

Во-первых, моделирование тех участков тракта теплоносителя, где наблюдается ярко выраженное трехмерное течение. Например, результаты CFD-моделирования течения теплоносителя в пределах нижней камеры смещения реактора, конструкционные особенности которой приводят к неравномерности распределения расхода теплоносителя на входе в ТВС, могут быть использованы в качестве граничных условий при проведении субканального расчета АЗ. Подобная связка оказывается особенно эффективной в случае различного количества работающих насосов и парогенераторов.

В настоящее время в России и за рубежом течение теплоносителя во входном участке реакторов с водой под давлением широко исследуется как экспериментально на маломасштабных стендах, так и численно с привлечением коммерческих CFD-программ. Применительно к реакторам типа ВВЭР подобного рода работы представлены в [35, 36]. В докладе [37] описана полномасштабная теплогидравлическая CFD-модель первого контура реакторной установки проекта АЭС-2006. Также стоит отметить работу [38], в рамках которой осуществлялось численное моделирование с использованием CFD-программы течения потока теплоносителя во входном участке ТВС реактора РИТМ-200 с целью получения граничных условий для программы КАНАЛ.

Во-вторых, уточнение существующих и разработка новых замыкающих соотношений, в число которых входят:

- корреляции для коэффициентов трения для каналов с различными геометрическими характеристиками;
- значения локальных КГС для элементов ДР и РИ, входящих в различные каналы;
- соотношения для определения эффективности турбулентного обмена импульсом и энергией между каналами в случае присутствия в потоке теплоносителя ДР и РИ;
- корреляции для расчета коэффициента теплоотдачи на участках за ДР и РИ.

Расчету коэффициентов местных гидравлических сопротивлений с использованием CFD-программ посвящены отечественные работы [39, 40], соответственно, для ТВС реакторов ВВЭР и РИТМ-200. В зарубежных публикациях [41, 42] продемонстрировано сопоставление результатов CFD-расчетов с опытными данными по коэффициенту трения в 7-, 19-, 37-стержневых гладких пучках с треугольной упаковкой в широком диапазоне относительного шага решетки и чисел Рейнольдса.

В-третьих, проведение кросс-верификации субканальных программ с результатами CFD-моделирования. Стоит отметить, что с формальной точки зрения результаты

такой кросс-верификации в соответствующих обосновывающих материалах могут быть приняты надзорным органом исключительно в случае наличия аттестационного паспорта у соответствующей CFD-программы. Однако для проведения научно-исследовательских и поисковых работ при разработке новых конструкций ТВС данный подход является довольно мощным инструментом. В частности, для субканальной программы ТИГРСП подобного рода сопоставления были представлены в работе [43].

1.2 Численные алгоритмы решения задач теплогидравлики

Перед тем как приступить к обзору работ по развитию теплогидравлических программ, необходимо представить описание наиболее часто используемых в них численных алгоритмов.

1.2.1 Алгоритм SIMPLE

Алгоритм SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) и его модификации являются, на текущий момент, одним из наиболее распространенных способов решения задач вычислительной гидродинамики. Представленное в настоящем подразделе описание основывается на русскоязычном переводе оригинального труда создателя данного алгоритма С. Патанкара [44].

Для преодоления трудностей, связанных с возникновением в процессе численного решения нереалистичных «зигзагообразных» полей давления, предлагается использовать подход с разнесенными (шахматными) сетками. В соответствии с данным подходом скалярные величины определяются в центрах КО основной расчетной сетки, в то время как для вычисления составляющих вектора скорости используются КО, смещенные относительно основных в соответствующих направлениях. Таким образом, составляющие вектора скорости определяются в центрах граней КО основной расчетной сетки: например, составляющая вектора скорости u вдоль оси x определяется на гранях, перпендикулярных направлению оси x .

Для наглядности на рисунках 1.2–1.4 представлены для двумерной задачи все три сетки контрольных объемов. Заглавными буквами обозначены центры КО основной расчетной сетки. Малыми буквами обозначены грани КО основной расчетной сетки. Красным цветом идентифицируются контрольные объемы и их центры, использующиеся для вычисления компоненты вектора скорости u , зеленым цветом – для вычисления компоненты вектора скорости v .

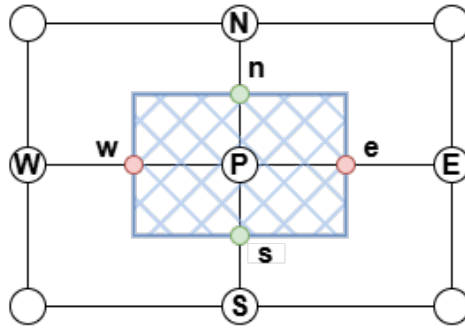


Рисунок 1.2 – Контрольный объем основной расчетной сетки

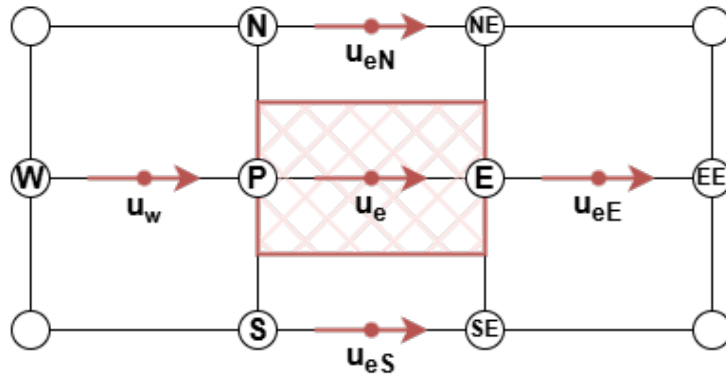


Рисунок 1.3 – Контрольный объем для нахождения компоненты вектора скорости u

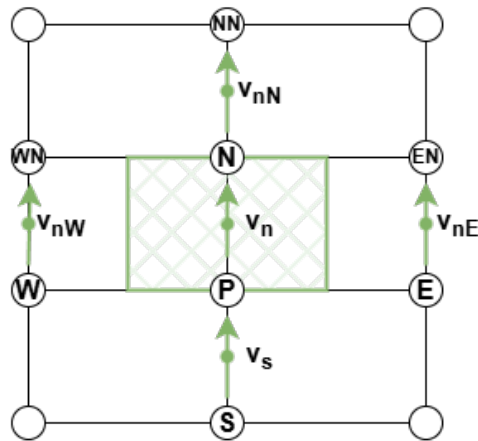


Рисунок 1.4 – Контрольный объем для нахождения компоненты вектора скорости v

При использовании данного подхода, дискретный аналог уравнения движения в каждом из направлений может быть записан в следующем виде:

$$a_e \cdot u_e = \sum a_{nb(e)} \cdot u_{nb(e)} + b_e + (p_P - p_E) \cdot A_e \quad (1.4)$$

$$a_n \cdot v_n = \sum a_{nb(n)} \cdot v_{nb(n)} + b_n + (p_P - p_N) \cdot A_n \quad (1.5)$$

где суммирование осуществляется по соседним узлам, в которых определяется соответствующая составляющая вектора скорости.

Дискретный аналог уравнения неразрывности в свою очередь выглядит следующим образом:

$$(\rho_e \cdot u_e - \rho_w \cdot u_w) \cdot \Delta y + (\rho_n \cdot \nu_n - \rho_s \nu_s) \cdot \Delta x = 0 \quad (1.6)$$

Уравнения движения можно решить только при известном поле давления. При этом, если поле давления является некорректным, то полученное поле вектора скорости не будет удовлетворять уравнению неразрывности. Предположим, что имеется некоторое поле давления p^* , тогда найденные с его использованием компоненты вектора скорости обозначим через u^* и ν^* . Теперь сконструируем уравнение для нахождения поправки к давлению p' такой, чтобы результирующее поле скорости, найденное с использованием поля давления $p = p^* + p'$, лучше удовлетворяло уравнению неразрывности. Вводя аналогичным образом поправки к компонентам вектора скорости $u = u^* + u'$ и $\nu = \nu^* + \nu'$, и вычитая из уравнений (1.4) и (1.5) аналогичные выражения для u^* и ν^* , получаем:

$$a_e \cdot u'_e = \sum a_{nb(e)} \cdot u'_{nb(e)} + (p'_P - p'_E) \cdot A_e \quad (1.7)$$

$$a_n \cdot \nu'_n = \sum a_{nb(n)} \cdot \nu'_{nb(n)} + (p'_P - p'_N) \cdot A_n \quad (1.8)$$

Ключевым моментом алгоритма SIMPLE является отбрасывание в уравнениях (1.7) и (1.8) слагаемых, содержащих компоненты вектора скорости в соседних узлах, благодаря чему можно записать следующие поправочные выражения:

$$u_e = u_e^* + (p'_P - p'_E) \cdot \frac{A_e}{a_e} \quad (1.9)$$

$$\nu_n = \nu_n^* + (p'_P - p'_N) \cdot \frac{A_n}{a_n} \quad (1.10)$$

Подставляя полученные выражения в уравнение неразрывности (1.6), получаем уравнение для нахождения поправки к полю давления:

$$a_P \cdot p'_P = a_E \cdot p'_E + a_W \cdot p'_W + a_N \cdot p'_N + a_S \cdot p'_S + b_P \quad (1.11)$$

Таким образом, имеется следующая итоговая последовательность действий при реализации алгоритма SIMPLE:

- 1) Задание в качестве начального приближения поля давления p^* ;
- 2) Решение уравнений движения типа (1.4) и (1.5) для получения соответствующих полей компонент вектора скорости u^* и ν^* ;
- 3) Решение уравнения (1.11) для нахождения поправки к полю давления p' ;
- 4) Расчет нового поля давления $p = p^* + p'$;

- 5) Расчет новых полей u и ν через уравнения типа (1.9) (1.10);
- 6) Решение дискретных аналогов для других величин, например энтальпии;
- 7) Проверка выбранных критериев сходимости. В случае выполнения – завершение итерационного процесса, в противном случае – задание p как нового p^* и возвращение к этапу 2.

1.2.2 Алгоритм Ньютона

Алгоритм Ньютона [45] позволяет находить решение системы вида (1.12), в которой компоненты векторной функции $\vec{\mathcal{F}}(\vec{x})$ могут быть как линейными, так и нелинейными скалярными функциями.

$$\vec{\mathcal{F}}(\vec{x}) = 0 \quad (1.12)$$

Данный алгоритм основан на разложении нелинейных функций, образующих систему (1.12), в ряд Тейлора:

$$\vec{\mathcal{F}}(\vec{x}^{n+1}) = \vec{\mathcal{F}}(\vec{x}^n) + \mathcal{J}(\vec{x}^n)\delta\vec{x}^n + O(\|\delta\vec{x}^n\|^2) \quad (1.13)$$

где приращение $\delta\vec{x}^n$ и Якобиан системы $\mathcal{J}(\vec{x}^n)$ вычисляются исходя из выражений:

$$\delta\vec{x}^n = (\vec{x}^{n+1} - \vec{x}^n) \quad (1.14)$$

$$\mathcal{J}(\vec{x}) = \begin{pmatrix} \frac{\partial \mathcal{F}_1(\vec{x})}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial \mathcal{F}_1(\vec{x})}{\partial x_N} \\ \dots & \dots & \dots \\ \frac{\partial \mathcal{F}_N(\vec{x})}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial \mathcal{F}_N(\vec{x})}{\partial x_N} \end{pmatrix} \quad (1.15)$$

После отбрасывания членов высокого порядка малости в разложении 1.13 образуется система линейных алгебраических уравнений, решение которой и осуществляется на очередной итерации алгоритма Ньютона:

$$\vec{\mathcal{F}}(\vec{x}^n) = -\mathcal{J}(\vec{x}^n)\delta\vec{x}^n \quad (1.16)$$

Для повышения глобальной сходимости алгоритма распространена процедура линейного поиска [46]. Предполагается, что найденный в результате решения СЛАУ (1.16) вектор $\delta\vec{x}^n$ задает нужное направление изменения переменных. Соответственно возникает вопрос, на какую именно величину корректировать значения переменных? Для ответа на данный вопрос вводится параметр $\lambda \in (0; 1]$:

$$\vec{x}^{n+1} = \vec{x}^n + \lambda \cdot \delta\vec{x}^n \quad (1.17)$$

При этом параметр λ подбирается таким образом, чтобы уменьшить значение нормы целевой функции при переходе на следующую итерацию:

$$\|\vec{\mathcal{F}}(\vec{x}^n + \lambda \cdot \delta\vec{x}^n)\| < \|\vec{\mathcal{F}}(\vec{x}^n)\| \quad (1.18)$$

Одной из наиболее широко используемых разновидностей алгоритма Ньютона является его безматричный вариант JFNK (Jacobian-Free Newton-Krylov) [46]. Данный вариант позволяет не вычислять Якобиан напрямую, так как его хранение может быть затратным по памяти, а вычисление – затратным по времени, а для некоторых задач и вовсе невозможным. Данная возможность достигается путем использования матрично-свободных алгоритмов Крылова решения СЛАУ, для работы которых необходима не сама матрицы системы, а лишь результат ее умножения на вектор, который в данном случае может быть численно аппроксимирован следующим образом:

$$\mathcal{J}(\vec{x})\vec{v} = \frac{\vec{F}(\vec{x} + \varepsilon\vec{v}) - \vec{F}(\vec{x})}{\varepsilon} \quad (1.19)$$

Благодаря своей универсальности различные модификации алгоритма Ньютона получили широкое распространение в вычислительной математике и особенно в области мультифизического моделирования. По теме использования алгоритма JFNK для расчета мультифизических процессов, происходящих в АЗ ядерных реакторов, можно отметить следующие работы.

В работе [47] алгоритм JFNK применяется для моделирования нестационарных процессов в АЗ реактора PWR. В качестве нейтронно-физической модели выступает трехмерное (покассетное) двухгрупповое диффузионное приближение. Для моделирования течения теплоносителя каждая из ТВС рассматривается в качестве изолированного одномерного канала, для которого решаются уравнения неразрывности и сохранения энергии. Задача нестационарной теплопроводности в пределах тепловыделяющего элемента также решается в одномерном приближении (тепловые потоки в аксиальном и азимутальном направлениях не рассматриваются). Совместно с вышеописанной системой также рассматривается задача механики для определения ширины зазора и силы взаимодействия между топливной таблеткой и внутренней поверхностью оболочки, от которых зависит соответствующий коэффициент теплопередачи.

В качестве объекта исследования статьи [48] также выступает АЗ реактора PWR. В данной работе авторы исследуют эффективность различных алгоритмов сопряжения, включая JFNK, нейтронно-физических и теплогидравлических моделей на примере решения задачи нахождения стационарных профилей энерговыделения и температур в пределах ТВС реактора типа PWR. Нейтронно-физическая модель основана на SPN приближении с количеством энергетических групп 23, теплогидравлическая модель является поканальной: рассматриваются одномерные изолированные каналы, окружающие каждый из тепловыделяющих элементов.

В завершение демонстрации широты применения алгоритма Ньютона хотелось бы привести пример, связанный с высокотемпературным газоохлаждаемым реактором с шаровыми твэлами [49]. В данной работе JFNK алгоритм используется в качестве одного из вариантов численного решения мультифизической системы, состоящий из: уравнений двухгруппового диффузионного приближения, уравнений неразрывности, движения и сохранения энергии газового теплоносителя, уравнения теплопроводности для графита и уравнения теплопроводности для

шаровых топливных элементов. При этом все уравнения за исключением последнего решаются на крупной двумерной сетке, таким образом количество переменных составляет семь: плотность нейтронного потока в двух энергетических группах, температура, давление и две проекции вектора скорости теплоносителя, а также температура графита. Для каждой ячейки крупной сетки в свою очередь рассматривается некоторое количество различных типов шаровых твэлов, для каждого из которых необходимо рассчитать одномерный температурный профиль. Из такого рода разномасштабности также следуют определенные особенности используемых авторами численных алгоритмов.

1.3 Обзор работ по развитию программ для моделирования теплогидравлических процессов в ЯЭУ

Рассмотренные в рамках настоящего раздела научные работы подразделяются по группам в зависимости от степени пространственного разрешения представленных в них расчетных инструментов. В рамках каждой из групп также выделяются подгруппы в зависимости от используемого подхода к моделированию двухфазного потока: одножидкостная модель, модель потока дрейфа, модель раздельного описания фаз.

1.3.1 Одномерные программы

Несмотря на то что настоящее диссертационное исследование посвящено субканальным теплогидравлическим программам, целесообразно кратко рассмотреть и некоторые расчетные инструменты с одномерным пространственным разрешением. Современное состояние программ полноконтурной теплогидравлики и тенденции к их развитию представлены в обзорной статье специалистов НИТИ им. А.П. Александрова [50], которая охватывает следующие области:

- физико-математические модели контурной теплогидравлики;
- системы замыкающих соотношений;
- модели отдельных процессов и элементов оборудования;
- численные алгоритмы;
- подходы к разработке ПО.

Целесообразность освещения некоторых аспектов программ полноконтурной теплогидравлики связано в первую очередь с их исторически более быстрым, по сравнению с субканальными программами, переходом на развитые модели описания течения двухфазного теплоносителя. Раздельное моделирование фаз усложняет исходную систему ДУ, для численного решения которой могут потребоваться специализированные математические алгоритмы. Более того, рассмотрение особенностей программ полноконтурной теплогидравлики полезно в контексте работ по внедрению в них субканальных методов для детализированного расчета АЗ ядерных реакторов.

1.3.1.1 Программы, использующие модель потока дрейфа

При использовании модели потока дрейфа в одномерной программе исходная система включает в себя четыре уравнения: неразрывности смеси, неразрывности паровой фазы, сохранения энергии смеси, а также проекции закона сохранения вектора импульса смеси на выбранное направление.

Статья [51] (США). Рассматривается система нестационарных ДУ сохранения, дискретизация которых осуществляется на разнесенных сетках. Ключевой особенностью работы является использование в качестве схемы интерполяции второго порядка аппроксимации линейной реконструкции с ограничителем наклона [52], которая позволяет получать более устойчивое решение в случае наличия резких градиентов. В качестве численного алгоритма используется алгоритм Ньютона-Крылова с линейным поиском, причем эмпирическая корреляция для вычисления скорости дрейфа паровой фазы включается в качестве пятого уравнения в решаемую систему.

Статьи [53] и [54] (Иран). В данных работах дискретизация нестационарных ДУ выполняется на разнесенных сетках, при этом для интерполяции на границах КО используется схема против потока первого порядка аппроксимации.

В работе [53] авторы исследуют эффективность двух алгоритмов решения рассматриваемой системы уравнений: SIMPLE и JFNK. Также рассматриваются различные варианты их объединения, которые позволяют улучшить слабые стороны каждого из алгоритмов путем использования:

- результатов SIMPLE в качестве начального приближения для JFNK;
- SIMPLE в качестве предобуславливателя для JFNK;
- JFNK для решения уравнений сохранения энергии и неразрывности паровой фазы в составе алгоритма SIMPLE.

Рассмотренные гибридные алгоритмы обладают повышенной устойчивостью и меньшим временем вычислений.

В работе [54] авторы, в противоположность безматричному алгоритму JFNK, конструируют аналитически Якобиан, который в рамках рассматриваемой задачи представляет собой блочную матрицу размерностью 4×4 (по количеству основных неизвестных). Стоит отметить, что Якобиан конструируется для изначальной системы уравнений сохранения. Особенности блочной структуры сконструированного Якобиана позволяют свести задачу нахождения его обратной матрицы к последовательности задач по обращению разреженных матриц меньшей размерности, обладающих ярко выраженной диагональной структурой. На первом шаге обращается подматрица, связанная с уравнением неразрывности смеси, затем – с уравнением неразрывности паровой фазы, после чего становится возможным определить приращение давления, а на заключительном этапе – приращение энтальпии.

Статья [55] (Китай). Авторы данной работы концентрируются на создании основанного на физических принципах предобуславливателя для улучшения скорости сходимости JFNK алгоритма. Способ дискретизации исходных дифференциальных уравнений и схема интерполяции конвективных слагаемых аналогичны используемым в работах иранских ученых [53] и [54]. Для конструирования предобуславливателя применяется система дискретных уравнений, полученная в результате полунеявной схемы интегрирования во времени, в то время как JFNK алгоритм используется для решения полностью неявной во времени постановки. Для получения выражения для коррекции поля давления используется подстановка уравнения неразрывности смеси в уравнение сохранения импульса смеси. Предлагаемый предобуславливатель представляет собой матрицу с диагональным преобладанием и относительно низким числом обусловленности.

1.3.1.2 Программы, использующие двухжидкостную модель с равным давлением фаз

Двухжидкостная модель с равным давлением фаз включает в себя шесть уравнений сохранения: уравнения неразрывности, сохранения энергии и количества движения для паровой и жидкой фаз. Таким образом, фазы могут находиться в кинематически и термически неравновесном состоянии, иметь различные скорости движения и температуры. Использующие данную модель полноконтурные теплогидравлические программы относятся к так называемому второму поколению или же к кодам улучшенной оценки:

- RELAP5 [56] – Reactor Excursion and Leak Analysis Program, США;
- CATHARE [57] – Code for Analysis of Thermal-Hydraulics during an Accident of Reactor and Safety Evaluation, Франция;
- ATHLET [58] – Analysis of Thermal-Hydraulics of Leaks and Transients, Германия;
- КОРСАР [59] – Комплексный Расчет Атомных Реакторов, Россия.

Как уже отмечалось выше, данные теплогидравлические программы в соединении с нейтронно-физическими модулями являются основным инструментом для обоснования безопасности ЯЭУ.

В выводах обзорной работы [60] указывается, что вышеперечисленные зарубежные программы используют приблизительно идентичную исходную систему ДУ для описания нестационарного течения взаимодействующих жидкой и паровой фаз. Наибольшее отличие заключается в способе дискретизации рассматриваемой системы во времени. Однако так как настоящее исследование посвящено разработке и обоснованию стационарной теплогидравлической программы, особенности интегрирования во времени здесь и далее не рассматриваются. С точки же зрения дискретизации в пространстве, все вышеперечисленные программы используют разнесенные сетки и схему интерполяции против потока первого порядка аппроксимации.

Основным недостатком рассматриваемой двухжидкостной модели является существование необходимого условия устойчивости ее численного решения – гиперболичности исходной системы ДУ сохранения [61]. При этом заложенное в основу рассматриваемой модели предположение о равенстве давлений фаз может приводить к негиперболичности системы ДУ. Для преодоления указанных трудностей в программах RELAP5 и КОРСАР в уравнения сохранения количества движения фаз вводятся дополнительные члены, содержащие производные от зависимых переменных.

1.3.2 Субканальные программы

Данный подраздел диссертационного исследования посвящен анализу численных алгоритмов, применяемых в различных субканальных программах. Автору неизвестно актуальных обзорных работ, в которых был бы подробно освещен данный вопрос. Процесс эволюции субканальных теплогидравлических программ, в особенности семейства COBRA и его производных, подробно рассматривается в статье [62]. Также для полноты картины стоит упомянуть обзорные публикации зарубежных исследователей [63, 64], посвященные мировому опыту экспериментального обоснования субканальных теплогидравлических программ.

Для краткости, при дальнейшем описании различных программ, предполагается, если не сказано иное, что для определения поперечных конвективных перетоков используется уравнение (1.3) или его нестационарный вариант.

1.3.2.1 Программы для моделирования однофазного теплоносителя

Субканальные программы, позволяющие моделировать исключительно однофазный теплоноситель, не могут являться универсальным инструментом для проведения теплогидравлических расчетов наиболее распространенных в мире ядерных реакторов с водой под давлением типа ВВЭР и PWR. Однако данные программы активно развиваются для теплогидравлического моделирования перспективных ядерных реакторов, в которых используются жидкие металлы или вода в сверхкритическом состоянии в качестве теплоносителя. Более того, одножидкостные программы, рассмотренные в следующем пункте, фактически не отличаются от однофазных с точки зрения исходной системы ДУ.

Программа CTF-R [65] (США). В качестве первого пункта настоящего обзора выступает переосмысление наиболее известной и активно используемой двухжидкостной субканальной теплогидравлической программы CTF. Работа посвящена разработке ее новой версии CTF-R (CTF-Residual), которая связана с необходимостью замены реализованных несколько десятилетий назад программных решений, улучшения гибкости исходного кода, ускорения его изучения и дальнейшей модернизации.

На текущий момент программа CTF-R, в отличие от оригинальной CTF, позволяет

выполнять моделирование исключительно однофазного теплоносителя. Дискретизация нестационарных ДУ выполняется методом КО на разнесенных сетках. Как следует из названия программы, для численного решения СНУ используется алгоритм Ньютона. В решаемую систему входят уравнения неразрывности, сохранения энергии, сохранения количества движения в аксиальном и поперечном направлениях, а также уравнение теплопроводности для твэла. Якобиан рассматриваемой системы рассчитывается методом численного дифференцирования, а для решения СЛАУ используется библиотека PETSc [66]. Библиотека PETSc (Portable Extensible Toolkit for Scientific Computation) предназначена для параллельного решения линейных и нелинейных систем уравнений, возникающих при дискретизации уравнений в частных производных.

Модуль в составе RELAP-7 [67] (США). Работа посвящена внедрению в программу полноконтурной теплогидравлики RELAP-7 субканальной методики расчета нестационарного течения однофазного теплоносителя в пределах пучков стержней. К числу преимуществ подобной интеграции авторами статьи было отнесено:

- единый набор допущений и замыкающих соотношений;
- единство численных методов решения задач теплогидравлики;
- уменьшение количества ошибок, допускаемых пользователем при переносе данных между двумя программными средствами, и общее повышение удобства пользователя;
- облегчение процесса верификации, валидации и проведения анализа неопределенностей.

В качестве численного алгоритма выступает JFNK в составе фреймворка MOOSE (Multi-Physics Object-Oriented Simulation Environment) [68]. Также как и в программе CTF-R, рассматриваемая СНУ состоит из пяти уравнений, включая уравнение для определения теплового состояния твэла. Для дискретизации уравнения движения в поперечном направлении используется метод конечных разностей, в то время как для оставшихся уравнений – метод конечных элементов.

Программа SACATRI [69] (Марокко). В работе разрабатывается стационарная субканальная теплогидравлическая программа SACATRI (Subchannel Analysis Code for Application to TRIGA reactors). Для дискретизации исходной системы ДУ используется метод конечных разностей второго порядка аппроксимации. Численный алгоритм представляется собой итерационный процесс, на каждом этапе которого с использованием SIMPLE подхода вычисляются распределения основных параметров теплоносителя последовательно для каждого из подканалов расчетной области. Для верификации предложенного алгоритма и демонстрации достижения заявленного порядка аппроксимации в статье используется разработанный тестовый набор из нескольких задач, имеющих аналитические решения.

Модуль Pronghorn-SC [70], [71] (США). Pronghorn-SC является модулем в составе программного комплекса Pronghorn [72], предназначенного для разномасштабного моделирования

теплогидравлических процессов в перспективных ядерных реакторах различного типа. В работе [70] описывается первоначальный этап разработки, с использованием вышеупомянутого фреймворка MOOSE, модуля субканального расчета нестационарного течения однофазного водяного теплоносителя. В последующей статье [71] разработанный модуль адаптируется с точки зрения исходной системы ДУ и необходимых замыкающих соотношений для моделирования течения жидкометаллического теплоносителя. Например, в уравнение сохранения энергии добавлены слагаемые, ответственные за теплопроводность теплоносителя в аксиальном и поперечном направлениях.

Дискретизация уравнений неразрывности, сохранения энергии и движения в аксиальном направлении осуществляется на совмещенной сетке. Помимо стандартной схемы против потока, также реализована экспоненциальная схема через число Пекле.

При численном решении моделируемая область разбивается на блоки в аксиальном направлении, расчет параметров теплоносителя в которых осуществляется последовательно. Таким образом, имеется два крайних варианта: если количество блоков равняется количеству аксиальных слоев, то получается «маршевый» алгоритм; если количество блоков равняется единице, то получается «связанный» алгоритм. Ключевой идеей численного алгоритма является конструирование функции невязки, в качестве которой выступает уравнение движения в поперечном направлении. Для минимизации данной функции используется алгоритм JFNK. При этом на каждой итерации алгоритма JFNK при вычислении функции невязки обновляются, помимо поперечных конвективных перетоков, и другие переменные: аксиальные расходы теплоносителя через уравнение неразрывности, аксиальные перепады давления через соответствующее уравнение движения. Уравнение сохранения энергии для блока решается после достижения сходимости вышеописанного итерационного процесса, и если была достигнута необходимая точность расчета всех основных переменных – осуществляется переход к следующему блоку.

Программа MATADOR [73] (Россия). В завершающей части данного пункта, посвященного субканальным программам, предназначенным для моделирования однофазного теплоносителя, рассмотрим активно развивающуюся в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» программу MATADOR (multidimensional analysis of temperature and flow rate distribution in a core or rod bundle). Программа предназначена для проведения субканальных расчетов ТВС инновационных проектов реакторных установок, включая ВВЭР-СКД, а также СВБР-100 и СВЕТ-М с жидкометаллическим теплоносителем.

Наиболее подробное математическое описание представлено в работе [73]. Дискретизация исходной системы нестационарных ДУ выполняется методом контрольных объемов на разнесенных сетках. Для решения получаемой СДУ используется алгоритм SIMPLE, при этом для нахождения поправок к полю давления одновременно рассматриваются уравнения

сохранения массы и энергии, образующие систему, решаемую алгоритмом Ньютона. Якобиан полученной системы уменьшается путем прямого хода метода исключения Гаусса, а для решения полученной в результате преобразований СЛАУ применяется алгоритм BiCGStab, основанный на подпространствах Крылова.

В результате выполнения различных тестовых сценариев в рамках кроссверификации с программой ТЕМПА-1Ф было установлено, что около 80 % расчетного времени затрачивается на решение вышеописанной СЛАУ. Таким образом, в качестве дальнейшего пути совершенствования численного алгоритма отмечается необходимость в программной реализации переупорядочивания и масштабирования матрицы, различных типов предобуславливателей, а также параллельного алгоритма решения СЛАУ.

В работе [74] выполняется валидация программы MATADOR на экспериментальных данных по течению в пучках стержней жидкометаллического теплоносителя и воды при сверхкритическом давлении. Адаптации программы MATADOR для учета влияния на параметры теплоносителя проволоочной навивки посвящена работа [75].

1.3.2.2 Программы, использующие одножидкостную модель

Программа MATRA [76] (Корея). В работе описывается процесс разработки нестационарной субканальной программы MATRA (Multichannel Analyzer for steady states and Transients in Rod Arrays), основанной на программе COBRA-IV [77]. Модернизация выполняется как с точки зрения структуры исходного кода, так и с точки зрения заложенных в программу замыкающих соотношений. Одним из ключевых отличий является использование равнообъемной модели турбулентного перемешивания, которая позволяет более корректно описывать скорость теплоносителя и массовое паросодержание в угловых подканалах экспериментальных моделей PWR и BWR [78, 79, 80]. Хотя общая идея используемой в качестве численного алгоритма маршевой процедуры не претерпела изменений, отдельные ее участки были модернизированы в связи с появлением источников члена в уравнении неразрывности, учитывающего турбулентные пульсации. Также авторами был реализован прямой метод Гаусса для решения СЛАУ для нахождения поперечных конвективных перетоков, в то время как в оригинальной программе был доступен исключительно итерационный алгоритм Гаусса-Зейделя.

В докладах [81, 82] демонстрируются результаты параллельной реализации используемого маршевого алгоритма. Предлагается распределить слои между потоками, чтобы каждый из них независимо от остальных выполнял решение необходимых уравнений. Стоит отметить, что данный алгоритм приводит к снижению скорости распространения информации в аксиальном направлении. Поток получит информацию об изменении параметров в предшествующем аксиальном слое, который закреплен за другим потоком, только на следующей внешней итерации. Несмотря на это, разработчики заявляют о значительном повышении производительности. Теплогидравлический

расчет полномасштабной АЗ реактора SMART при ее разбиении на 16780 подканалов и 50 аксиальных слоев занимает приблизительно 32 и 6 минут при использовании соответственно одного и одиннадцати процессов.

Программа SubChanFlow [83] (Германия). Другой программой, основанной на ранних версиях расчетных инструментов семейства COBRA, является SubChanFlow. В указанной статье кратко описываются ключевые особенности исходного кода программы: кроссплатформенность, динамическое выделение памяти, отказ от использования устаревших языковых конструкций «common» и «equivalence». С точки зрения исходной системы нестационарных ДУ, ее дискретизации в пространстве и во времени, а также численного алгоритма решения, программа полностью аналогична оригинальной COBRA-IV.

Некоторые оценки производительности SubChanFlow применительно к полномасштабным АЗ возможно получить из статьи [84], в которой демонстрируются возможность проведения связанного расчета с нейтронно-физической программой Serpent2, основанной на методе Монте-Карло. При связанном расчете полномасштабной АЗ реактора ВВЭР-1000, укомплектованной различными кассетами ТВСА и разбиваемой в аксиальном направлении на 30 слоев, на одну итерацию программы SubChanFlow, работающей в однопоточном режиме, требуется приблизительно 90 минут. Однако из текста работы остается неясным, до каких невязок по ключевым характеристикам теплоносителя выполняется расчет программы SubChanFlow, а также используются ли результаты предыдущей итерации связанного расчета в качестве начального приближения. В любом случае, для ускорения вычислений, авторами работы предлагается и обосновывается переход к различным вариантам укрупненной субканальной сетки.

Программа START [85] (Корея). START (Steady and Transient Analyzer for Reactor Thermal hydraulics) является нестационарной субканальной программой, предназначенной для быстрого моделирования теплогидравлических процессов преимущественно в составе мультифизических программных комплексов. Одножидкостная модель была выбрана в первую очередь по причине минимальности вычислительных затрат по сравнению с более развитыми методами описания двухфазных потоков. Программа написана с использованием современных стандартов языка программирования Fortran.

Для решения СНУ используется маршевый алгоритм, аналогичный программе COBRA-EN. Разработанная программа позволяет выполнять расчет полномасштабной АЗ реактора типа PWR, содержащей 70228 подканалов, разбитых в аксиальном направлении на 18 слоев, в однопоточном режиме приблизительно за 43 минуты. При использовании технологии OpenMP параллельных запуск с использованием 40 потоков позволяет получить ускорение 78 % от теоретического.

Программа SC-INT [9] (Россия). Как следует из названия программы (Subchannel Code Intensification), в нее заложены модели для учета влияния установленных в потоке теплоносителя

решеток-интенсификаторов на его характеристики, включая эффективность турбулентного перемешивания и критический тепловой поток [86, 87]. Программа имеет действующий аттестационный паспорт для проведения теплогидравлических расчетов ТВС реакторов типа ВВЭР, в том числе и с установленными РИ различного конструктивного исполнения, обзор которых, в частности, представлен в работе [88]. Также на момент написания данной работы готовятся материалы для получения второго аттестационного паспорта, в котором будет обоснована применимость программы для расчета пучков стержней с квадратной упаковкой.

С точки зрения численного алгоритма программа SC-INT, как и ее предшественник программа SC-1, основана на уже неоднократно упомянутой COBRA-IV. В указанной статье [9] описывается путь по модернизации исходного кода программы на языке программирования Fortran с целью удовлетворения современным требованиям к архитектуре и качеству ПО для высокопроизводительных вычислений. Также выполнен переход к использованию библиотеки PETSc для решения необходимых СЛАУ.

В качестве демонстрации результатов выполненной модернизации, в которой автор принимал непосредственное участие, приводятся результаты теплогидравлического расчета полномасштабной АЗ реактора ВВЭР-1000. Расчетная область разбивается на 107580 подканалов и 60 аксиальных слоев. За 2500 внешних итераций, время расчета которых на персональном компьютере составило приблизительно 12 часов, удалось достигнуть невязки по поперечным конвективным перетокам 0.2 %.

1.3.2.3 Программы, использующие модель потока дрейфа

В субканальных программах модель потока дрейфа включает в себя четыре уравнения, аналогичные перечисленным в пункте 1.3.1.1, и дополнительно уравнение для определения поперечных конвективных перетоков.

Программа ESCOT [89] (Корея). Для решения СНУ, полученной в результате дискретизации нестационарных ДУ на разнесенных сетках, в программе ESCOT (Efficient Simulator of COre Thermal-hydraulics) используется SIMPLEC алгоритм. Рассматриваемая СЛАУ для нахождения поля давления решается с использованием методов, основанных на подпространствах Крылова: доступен либо оригинальный BiCGSTAB, либо интерфейс к библиотеке PETSc. Параллельные вычисления реализованы с использованием стандарта MPI методом декомпозиции расчетной области. Однако в отличие от программы CTF (см. пункт 1.3.2.4), декомпозиция выполняется не только в поперечном, но и в аксиальном направлении.

Для демонстрации эффективности параллельной реализации приводится тестовый расчет четверти активной зоны реактора OPR-1000. Расчетная область содержит в себе 11569 подканалов, которые неравномерно разбиваются в аксиальном направлении на 32 слоя. В однопоточном режиме расчетное время, необходимое для установления стационарного состояния, составляет

приблизительно 24 минуты. В параллельном режиме, с использованием 104 процессоров, что равняется удвоенному количеству выделенных в результате декомпозиции в поперечном направлении областей, аналогичный расчет выполняется приблизительно за 30 секунд.

Программа ANTS [90] (США). Для ускорения проведения стационарных теплогидравлических расчетов ТВС реакторов типа BWR в статье разрабатывается программа ANTS (Alternative Nonlinear Two-phase Subchannel). В противопоставление большинству субканальных теплогидравлических программ, в которых моделирование стационарного состояния выполняется методом установления, программа ANTS является непосредственно стационарной. Более того, по сравнению с программой CTF, в ANTS реализована модель потока дрейфа, что также обусловлено необходимостью в уменьшении временных затрат на проведение теплогидравлических расчетов.

Дискретизация осуществляется методом КО на совмещенных сетках. Численный алгоритм является маршевым однопроходным (граничные условия для всех переменных заданы на входе в расчетную область). Для каждого аксиального слоя значения основных неизвестных находятся в итерационном цикле. В одной части данного цикла, с использованием известных источников членов, заданных на боковых поверхностях контрольных объемов, алгебраически решаются уравнения неразрывности, сохранения энергии и движения в аксиальном направлении. В другой части данного цикла, решается алгоритмом Ньютона с линейным поиском СНУ, образованная уравнениями движения в поперечном направлении. Полученные в результате решения поперечные конвективные перетоки используются для обновления значений источников членов.

Статья [91] (Иран). Рассматривается стационарное течение водяного теплоносителя в пределах пучков стержней, при этом в качестве уравнения для определения поперечных конвективных перетоков используется простое выражение через разность давлений (1.2).

Для интегрирования уравнений неразрывности и сохранения энергии используется метод Рунге-Кутты четвертого порядка аппроксимации. Численный алгоритм является маршевым и однопроходным и реализован по аналогии с программой DIYANA [92]. При решении уравнений для очередного аксиального слоя организуются два итерационных процесса. Во внутреннем процессе рассчитываются поперечные конвективные перетоки (критерием сходимости является выравнивание перепада давления между подканалами), которые затем во внешнем процессе используются для расчета массового расхода смеси, массового паросодержания и энтальпии жидкости.

Статья [93] (Иран). Работа написана теми же специалистами, что и уже рассмотренная [54], по сравнению с которой система нестационарных ДУ модернизируется путем добавления слагаемых, учитывающих взаимообмен между подканалами через конвективные и турбулентные поперечные перетоки. Для расчета поперечных конвективных перетоков простое выражение через

разность давлений (1.2). Для решения СНУ используется алгоритм Ньютона, при этом структура Якобиана полностью соответствует таковой для одномерного алгоритма, рассмотренного в работе [54]:

- выражение для расчета поперечных конвективных перетоков не включается в рассматриваемую СНУ;
- слагаемые, ответственные за взаимообмен между подканалами, переносятся в правые части соответствующих уравнений, благодаря чему производные по характеристикам теплоносителя в соседних контрольных объемах не вычисляются.

Программа ASSERT-PV [94] (Канада).

В статье обосновывается применимость программы ASSERT-PV (Advanced Solution of Subchannel Equations in Reactor Thermalhydraulics, Pressure–Velocity solution procedure) для проведения теплогидравлических расчетов ТВС канального реактора CANDU. В отличие от всех остальных рассмотренных субканальных программ, ориентированных на вертикальные активные зоны PWR и BWR, ASSERT-PV учитывает специфику горизонтального расположения каналов, что требует моделирования гравитационного разделения фаз, дрейфа пузырьков под действием силы плавучести и влияния малых зазоров между твэлами.

Для моделирования двухфазного потока в текущей версии программы используется не только модель потока дрейфа: благодаря наличию уравнений сохранения энергии для каждой из фаз в отдельности, учитывается их тепловая неэквивалентность. Таким образом, способ моделирования двухфазного потока в программе занимает промежуточное положение между моделями потока дрейфа и полностью двухжидкостной. ASSERT-PV, как следует из названия, является версией программы ASSERT, в которой в качестве способа численного решения СНУ выступает адаптация, применительно к субканальному моделированию, алгоритма ICE (Implicit Continuous-fluid Eulerian), предложенного в работе [95]. В данной версии программы дискретизация системы нестационарных ДУ осуществляется на разнесенных сетках.

1.3.2.4 Программы, использующие двухжидкостную модель с равным давлением фаз

В субканальных программах двухжидкостная двухполевая модель включает в себя 8 дифференциальных уравнений со следующими неизвестными: давление, объемное паросодержание, а также энтропия, аксиальная и поперечная скорости для жидкой и паровой фаз соответственно.

Программа ATHAS-02 [96] (Китай). Первоначальная версия программы ATHAS (Advanced Thermal-hydraulic Analysis Subchannel) [97] была основана на одножидкостной модели и разрабатывалась для проведения теплогидравлических расчетов ТВС перспективного реактора CANDU-SCWR. Особенности исходной системы нестационарных ДУ являлись: учет

теплопроводности жидкости в аксиальном направлении, а также учет взаимовлияния поперечных конвективных перетоков друг на друга в уравнении движения в поперечном направлении.

Дальнейшее развитие программа получила в работе [98], в рамках которой выполняется реализация моделей потока дрейфа и теплового неравновесия. В этой же работе выполняется реализация нового численного алгоритма решения СЛАУ для нахождения распределения энтальпий жидкой и паровой фаз, как наиболее ресурсоемкой части расчетного инструмента.

И наконец в работе [96] выполнен переход к двухжидкостной двухполевой модели двухфазного потока. Дискретизация выполняется на разнесенных сетках. Численное решение СЧУ выполняется с использованием алгоритма SIMPLE. По аналогии с программой MATADOR, Якобиан системы, состоящей из уравнений неразрывности и сохранения энергии, предварительно упрощается методом исключения Гаусса. Для решения СЛАУ используются прямой метод, а также итерационный метод Гаусса-Зейделя.

Программа SACOS [99] (Китай). В работе выполняется реализация в составе нестационарной программы SACOS (Subchannel Analysis Codes Of Safety) двухжидкостной двухполевой модели с целью получения конкурентного преимущества при теплогидравлическом моделировании легководных ядерных реакторов. Численный алгоритм во многом аналогичен используемому в программе ATHAS-02 за исключением того, что для интерполяции в аксиальном направлении доступны схемы 2-го порядка аппроксимации с различными лимитирующими функциями.

Для оценки производительности программы SACOS необходимо рассмотреть работу [100], в которой представлены результаты параллельной реализации численного алгоритма путем декомпозиции расчетной области. В качестве одной из тестовых задач, рассматривается полномасштабная АЗ реактора типа PWR, состоящая из 157 ТВС, поперечное сечение каждой из которых разбивается на 324 подканала, а в аксиальном направлении выделяется 41 слой. В однопоточном режиме теплогидравлический расчет занимает приблизительно 9.5 часов. При этом в случае использования вплоть до 20 процессоров, эффективность параллельной реализации численного алгоритма составляет более 100 %.

Программа VIPRE-02 [101] (США). Работа посвящена разработке двухжидкостной двухполевой программы VIPRE-02, предшественником которой является программа VIPRE-01 – один из наиболее распространенных инструментов для проведения субканальных теплогидравлических расчетов реакторов типа PWR. Дискретизация системы нестационарных ДУ сохранения выполняется методом КО на разнесенных сетках. Численный алгоритм представляет собой внешний и внутренний итерационный циклы.

Единичная внешняя итерация состоит из последовательного решения уравнений сохранения энергии, уравнений движения в аксиальном и поперечном направлениях, а также

внутреннего итерационного цикла. Все уравнения, рассматриваемые в программе VIPRE-02, решаются в терминах «невязок» через конструирование Якобиана. Уравнения сохранения энергии для каждой из фаз решаются последовательно для каждого подканала и для каждого аксиального слоя. Это возможно благодаря использованию с предыдущей итерации значений источниковых членов, связанных с переносом энергии за счет конвективных поперечных перетоков. В противопоставление этому, аксиальные уравнения движения для каждой из фаз решаются последовательно для каждого аксиального слоя. Иными словами, строка матрицы, соответствующая заданному подканалу, содержит ненулевые коэффициенты, связанные со скоростью теплоносителя в соседних подканалах. Уравнения движения в поперечном направлении решаются последовательно для каждой гидравлической связи и для каждого аксиального слоя. Это возможно благодаря принятым при субканальном моделировании упрощениям, связанным с отсутствием в соответствующем уравнении учета влияния поперечных конвективных перетоков друг на друга.

Единичная итерация внутреннего цикла состоит из решения уравнений неразрывности относительно оставшихся переменных (давления и объемного паросодержания) и обновления аксиальной и поперечной составляющей вектора скорости. Для вычисления частных производных по давлению, используются зависимости аксиальной и поперечной составляющей вектора скорости, полученные из соответствующих уравнений движения. Для решения рассматриваемой СЛАУ используется прямой или итерационный алгоритмы.

Программа CUPID [102] (Корея). В работе выполняется расширение области применимости компонентной программы CUPID (Component Unstructured Program for Interfacial Dynamics) для моделирования в субканальном подходе течения теплоносителя в пределах АЗ ядерных реакторов с водой под давлением. Дискретизация исходной системы нестационарных ДУ выполняется на совмещенных сетках. В качестве численного алгоритма решения вышеупомянутый ICE. В этой же статье выполняются тестовые теплогидравлические расчеты полномасштабной АЗ реактора APR1400. Расчетная область в поперечном направлении разбивается на 78697 подканалов, а в аксиальном – неравномерно на 34 слоя. Расчет стационарного состояния методом установления с использованием 50 процессоров занимает приблизительно 1.5 часа.

Программа STF [103] (США). В заключительной части настоящего обзора рассмотрим наиболее известную и широко используемую субканальную программу STF. Ее ключевая особенность с точки зрения моделирования двухфазных потоков, по сравнению с вышеперечисленными программами, – моделирование трех полей (жидкой пленки, капель жидкости и пара). Численный алгоритм решения СНУ, полученной в результате дискретизации нестационарных уравнений на разнесенных сетках, аналогичен описанному выше для программы ATHAS-02.

Так как программа CTF в том числе используется в качестве модуля теплогидравлики в составе различных мультифизических программных комплексов, разработчики уделяют особое внимание быстродействию программы и расчетам на многопроцессорных вычислительных кластерах. Например, в докладе [104] описывается реализации алгоритма декомпозиции расчетной области в поперечном направлении. Данный метод позволяет проводить в параллельном режиме расчеты крупномасштабных фрагментов АЗ, однако количество ТВС в рассматриваемой расчетной области обязано быть равно количеству используемых ядер. Для установления стационарного состояния в расчетной области, представляющей собой четверть АЗ реактора типа PWR и содержащей порядка $5 \cdot 10^5$ КО, требуется 4 часа в однопоточном режиме, и приблизительно 10 минут в параллельном режиме. Расчет первых 10 секунд протекания реактивной аварии (выброс стержня системы управления и защиты) в пределах полномасштабной АЗ занимает приблизительно 7 часов в параллельном режиме.

1.4 Выводы к главе 1

В рамках настоящей главы представлено описание:

- 1) субканального метода расчета течения теплоносителя в пределах пучков стержней;
- 2) места субканальных программ в общей иерархии теплогидравлических расчетных инструментов и их взаимодействия с ближайшими соседями;
- 3) основных методов, применяемых для численного решения задач теплогидравлики: алгоритмов Ньютона (coupled) и SIMPLE (segregated).

Также представлен обзор работ по развитию субканальных программ с точки зрения применяемых в них численных алгоритмов и способов моделирования двухфазных потоков. Основные результаты выполненного анализа представлены в таблице 1.1. Суммарно проанализировано 19 субканальных программ, разрабатываемых и используемых в 8 странах. В таблице программы перечислены в том же порядке, в котором они были описаны в тексте. Для краткости, принятые следующие обозначения:

- 1) для постановки: Т – нестационарная, S – стационарная;
- 2) для метода моделирования двухфазных потоков: 1-ph – однофазная, 1-f – одножидкостная, DFM – поток дрейфа, 2-f – двухжидкостная;
- 3) для способа дискретизации: МКО – метод контрольных объемов; МКЭ – метод конечных элементов, МКР – метод конечных разностей.

Стоит отметить, что представленные в таблице оценки производительности различных программ проблематично сравнивать друг с другом напрямую, так как при проведении соответствующих расчетов использовались:

- 1) различные вычислительные ресурсы;
- 2) различные размеры расчетных сеток в аксиальном и поперечном направлениях;

- 3) различные комбинации основных режимных параметров;
- 4) различные критерии сходимости численных алгоритмов.

Вышеперечисленные факторы в совокупности с отсутствием информации о масштабируемости численных алгоритмов, а также об изменении скорости их сходимости в случае появления второй фазы, приводят к высокой степени неопределенности при приведении с целью сравнения временных затрат друг к другу.

Наиболее часто используемым алгоритмом является послойная маршевая процедура, изначально предложенная в программе COBRA-IV, на основании которой, в определенном смысле, разработаны многие современные субканальные программы. С другой стороны, наблюдается активное использование вариаций алгоритмов Ньютона и SIMPLE, которые конструируют SLAU для всей расчетной области в целом. Использование данных алгоритмов также сопровождается применением схем интерполяции более высокого порядка аппроксимации.

Субканальные программы часто используются в качестве теплогидравлического модуля расчета АЗ в составе мультифизических программных комплексов. Объединение программ полноконтурной теплогидравлики, нейтронной физики, субканальной теплогидравлики и термомеханики позволяет, с учетом текущего уровня развития вычислительных мощностей, получать реалистичные характеристики как стационарных, так и переходных процессов в ядерных реакторах. В подобного рода программных комплексах, субканальный метод используется для расчета характеристик теплоносителя во всей АЗ, в связи с чем некоторые из работ посвящены параллельной реализации соответствующих модулей и их тестированию на многопроцессорных вычислительных кластерах.

Таким образом, субканальные программы являются основным инженерным расчетным инструментом для предсказания характеристик различных теплоносителей (двухфазной пароводяной смеси, воды в сверхкритическом состоянии, жидких металлов) при их течении в пучках стержней. По мнению автора, данный статус закрепился за субканальными программами за счет многолетнего опыта их эксплуатации для обоснования теплотехнической надежности АЗ ядерных реакторов, малым расчетным временем и обширной валидационной базой, обосновывающей и подтверждающей корректность выполняемых расчетов.

Таблица 1.1 – Численные алгоритмы субканальных теплогидравлических программ

Название, страна	Поста- новка	Модель потока	Дискретизация в пространстве	Алгоритм решения СНУ	Алгоритм решения СЛАУ	Оценка производительности
CTF-R, США	T	1-ph	МКО на 3-ех сетках	алгоритм Ньютона	PETSc	–
RELAP-7, США	T	1-ph	МКЭ – основные уравнения; МКР – поперечное уравнение	JFNK через MOOSE	методы Крылова	–
SACATRI, Марокко	S	1-ph	МКР 2-го порядка аппроксимации	маршевый по подканалам	–	–
Pronghorn-SC, США	T	1-ph	МКО на 2-ух или 3-ех сетках	JFNK через MOOSE	методы Крылова	–
MATADOR, Россия	T	1-ph	МКО на 3-ех сетках	SIMPLE, а для нахождения поправок к полю давления – алгоритм Ньютона	BiCGStab	–
MATRA, Корея	T	1-f	МКО на 2-ух сетках	маршевый (COBRA-IV)	SOR, LU	16780 × 50 ~ 32 минут; реализован параллелизм
SubChanFlow, Германия	T	1-f	МКО на 2-ух сетках	маршевый (COBRA-IV)	SOR, LU	10 ⁵ × 30 ~ 90 минут
START, Корея	T	1-f	МКО на 2-ух сетках	маршевый (COBRA-EN)	–	70228 × 18 ~ 43 минуты; реализован параллелизм
SC-INT, Россия	S	1-f	МКО на 2-ух сетках	маршевый (COBRA-IV)	PETSc	107580 × 60 ~ 12 часов;

Продолжение таблицы 1.1

Название, страна	Поста- новка	Модель потока	Дискретизация в пространстве	Алгоритм решения СНУ	Алгоритм решения СЛАУ	Оценка производительности
ESCOT, Корея	T	DFM	МКО на 3-ех сетках	SIMPLEC	BiCGSTAB, PETSc	$11569 \times 32 \sim 24$ минуты; реализован параллелизм
ANTS, США	S	DFM	МКО на совмещенных сетках	маршевый 1-pass; алгоритм Ньютона для поперечных перетоков	—	—
работа [91], Иран	S	DFM	—	маршевый 1-pass; Рунге-Кутта 4-го порядка аппроксимации	не используются	—
работа [93], Иран	T	DFM	—	алгоритм Ньютона с аналитическим обращением Якобиана	не используются	—
ASSERT-PV, Канада	T	FDM + non-eq energy	МКО на 3-ех сетках	ICE	—	—
ATHAS-02, Китай	T	2-f	МКО на 3-ех сетках	SIMPLE, а для нахождения поправок к полю давления – алгоритм Ньютона	SOR, LU	—

Продолжение таблицы 1.1

Название, страна	Поста- новка	Модель потока	Дискретизация в пространстве	Алгоритм решения СНУ	Алгоритм решения СЛАУ	Оценка производительности
SACOS, Китай	T	2-f	МКО на 3-ех сетках	SIMPLE, а для нахождения поправок к полю давления – алгоритм Ньютона	SOR, LU	$50868 \times 41 \sim 9.5$ часов; реализован параллелизм
VIPRE-02, США	T	2-f	МКО на 3-ех сетках	оригинальный итерационный алгоритм	SOR, LU	–
CUPID, Корея	T	2-f	МКО на совмещенных сетках	ICE	–	$78697 \times 34 \sim 1.5$ часа на 50 процессорах
CTF, США	T	2-f, 3-field	МКО на 3-ех сетках	SIMPLE, а для нахождения поправок к полю давления – алгоритм Ньютона	PETSc	$14 \cdot 10^3 \times 35 \sim 4$ часа; реализован параллелизм

2 Разработка численного алгоритма программы SC-Core

2.1 Исходная система нестационарных дифференциальных уравнений сохранения для жидкой и паровой фаз

В основе программы SC-Core, также как и во всех отечественных субканальных теплогидравлических программах, лежит одножидкостная модель двухфазного теплоносителя. Данная модель обладает адекватной предсказательной силой при моделировании стационарных режимов НЭ и переходных режимов ННЭ реакторов типа ВВЭР, которые традиционно и являются основной областью применения субканальных теплогидравлических программ. Предсказательная сила одножидкостной модели подтверждается неоднократной валидацией на обширном пласте экспериментальных данных по теплогидравлике пучков стержней, которые были получены различными организациями отечественной атомной отрасли.

Уравнения для моделирования поведения двухфазного теплоносителя с использованием одножидкостной модели получаются исходя из комбинирования уравнений сохранения, записанных в отдельности для каждой из фаз [105]. По этой причине целесообразно привести основную систему дифференциальных уравнений сохранения массы, энергии и вектора импульса для жидкой и паровой фаз. В частности, подобного рода система и ее дискретный аналог в декартовых и «субканальных» координатах представлены в описании теоретических основ программы STF [103].

Ниже представлена система нестационарных дифференциальных уравнений сохранения для двухжидкостной модели с равными давлениями фаз. В данных уравнениях индекс k может принимать либо значение l для жидкой фазы, либо значение g для газообразной. В левой части любого из нижеприведенных уравнений сохранения первое слагаемое отвечает за изменение плотности соответствующей физической величины во времени, а второе слагаемое отвечает за адвекцию соответствующей физической величины.

Уравнение сохранения массы:

$$\frac{\partial \varphi_k \rho_k}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k \rho_k \vec{u}_k) = \Gamma_k^L + \Gamma_k^T \quad (2.1)$$

В правой части уравнения (2.1) слагаемое Γ_k^L отвечает за преобразование массы из или в k -ую фазу. Последнее слагаемое отвечает за перенос массы посредством турбулентных пульсаций.

Уравнение сохранения энергии:

$$\frac{\partial \varphi_k \rho_k h_k}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k \rho_k h_k \vec{u}_k) = -\vec{\nabla} \cdot (\varphi_k [\vec{Q}_k^\alpha + \vec{Q}_k^\lambda + \vec{Q}_k^T]) + Q_k^L + \varphi_k \frac{\partial p}{\partial t} \quad (2.2)$$

В правой части уравнения (2.2) слагаемые соответственно отвечают за перенос энергии за счет: теплоотдачи, теплопроводности, турбулентных пульсаций, фазовых превращений и работы сил давления.

Уравнение сохранения вектора импульса:

$$\frac{\partial \varphi_k \rho_k \vec{u}_k}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k \rho_k \vec{u}_k \otimes \vec{u}_k) = \varphi_k \rho_k \vec{g} - \varphi_k \vec{\nabla} p + \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k [\boldsymbol{\tau}_k + \boldsymbol{T}_k]) + \vec{M}_k^L + \vec{M}_k^d + \vec{M}_k^T \quad (2.3)$$

В правой части уравнения (2.3) слагаемые соответственно являются: действием гравитационной силы, силы давления, вязких и турбулентных напряжений сдвига, а также источниками вектора импульса за счет фазовых превращений, межфазового трения и турбулентных пульсаций.

2.2 Преобразование к стационарной одножидкостной постановке

Перед тем как осуществить запись результата сложения уравнений сохранения для каждой из фаз, перечислим упрощения, характерные для программы SC-Core:

- Осуществляется моделирование исключительно стационарных течений, таким образом, все слагаемые, содержащие частные производные по времени, тождественно равны нулю.

- Вызванный турбулентными пульсациями обмен энергией и импульсом между соседними контрольными объемами рассчитывается стандартным для субканальных программ подходом, описанным, в частности, в обзорной работе [106]. Рассматривается взаимообмен исключительно в поперечном направлении, для количественного описания которого, в соответствии с данным подходом, вводится коэффициент турбулентной диффузии как отношение средней амплитуды флуктуаций массовой скорости в поперечном направлении к средней массовой скорости в аксиальном направлении. Для вычисления данного коэффициента используются эмпирические корреляции в зависимости от геометрических характеристик пучков стержней. Предполагается, что турбулентные пульсации приводят к обмену равными массами, таким образом, источник массы $\Gamma_k^T \equiv 0$.

- Напрямую не моделируются турбулентные напряжения сдвига, таким образом $\boldsymbol{T}_k \equiv 0$.

- Напрямую не моделируется вязкое трение на границах жидкость-жидкость, таким образом $\boldsymbol{\tau}_k$ содержит в себе исключительно компоненты, связанные с трением на стенке и потерями на местных гидравлических сопротивлениях, для вычисления которых используются соответствующие эмпирические корреляции.

Осуществим сложение уравнений (2.1) и учтем соотношение между источниками массы за счет фазовых превращений $\Gamma_g^L \equiv -\Gamma_l^L$:

$$\sum_{k=l,g} \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k \rho_k \vec{u}_k) = 0 \quad (2.4)$$

Осуществим сложение уравнений (2.2) и учтем соотношение между источниками энергии

за счет фазовых превращений $Q_g^L \equiv -Q_l^L$:

$$\sum_{k=l,g} \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k \rho_k h_k \vec{u}_k) = - \sum_{k=l,g} \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k [\vec{Q}_k^\alpha + \vec{Q}_k^\lambda + \vec{Q}_k^T]) \quad (2.5)$$

Осуществим сложение уравнений (2.3) и учтем соотношение между источниками вектора импульса за счет фазовых превращений $\vec{M}_g^L \equiv -\vec{M}_l^L$:

$$\sum_{k=l,g} \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k \rho_k \vec{u}_k \otimes \vec{u}_k) = \sum_{k=l,g} \left(\varphi_k \rho_k \vec{g} - \varphi_k \vec{\nabla} p + \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k \boldsymbol{\tau}_k) + \vec{M}_k^T \right) \quad (2.6)$$

Представим двухфазный теплоноситель как гомогенизированную среду, характеристики которой вычисляются в соответствии с таблицей 2.1.

Таблица 2.1 – Параметры одножидкостной модели

Параметр	Формула
Расход в аксиальной направлении	$m = m_l + m_g = A \cdot \varphi_l \cdot \rho_l \cdot u_l + A \cdot \varphi_g \cdot \rho_g \cdot u_g$
Поперечный конвективный переток на единицу длины	$w = w_l + w_g = S^g \cdot \varphi_l \cdot \rho_l \cdot \nu_l + S^g \cdot \varphi_g \cdot \rho_g \cdot \nu_g$
Расходное массовое паросодержание	$x = m_g / m$
Энтальпия	$h = (1 - x) \cdot h_l + x \cdot h_g$
Плотность	$\rho = \varphi_l \cdot \rho_l + \varphi_g \cdot \rho_g$
Удельный объем	$v = (1 - x)^2 / (\rho_l \cdot \varphi_l) + x^2 / (\rho_g \cdot \varphi_g)$
Объемное паросодержание	$\varphi = \varphi_g$

Стоит отметить, что при использовании одножидкостной модели двухфазного потока удельный объем смеси не является обратной величиной к плотности смеси $v \neq \frac{1}{\rho}$. Вышеперечисленные характеристики будут получены в результате интегрирования уравнений (2.4), (2.5) и (2.6) по соответствующим контрольным объемам.

2.3 Дискретизация уравнений сохранения в пространстве

Для идентификации подканалов, на которые в поперечном направлении разбивается расчетная область, используется индекс $i = 1, \dots, N_{sc}$, где N_{sc} – суммарное количество подканалов.

В аксиальном направлении расчетная область разбивается на непересекающиеся участки произвольной высоты. Пример аксиального разбиения единичного канала представлен на рисунке 2.1. Для задания граничных условий по расходу и энтальпии теплоносителя на входе канал, а также по давлению теплоносителя на выходе из канала вводятся вспомогательные участки, расположенные вне основной расчетной области и показанные на рисунке штриховкой. В результате теплогидравлического моделирования скалярные величины будут определены для

центров участков, отмеченных на рисунке крестиками, а расход теплоносителя в аксиальном направлении будет определен для верхних границ участков, отмеченных на рисунке кружками. Для идентификации аксиальных участков используется индекс $j = 1, \dots, N_z + 2$, где N_z – суммарное количество аксиальных участков в пределах расчетной области. Таким образом, вспомогательный участок на входе в канал имеет индекс $j = 1$, на выходе из канала $j = N_z + 2$.

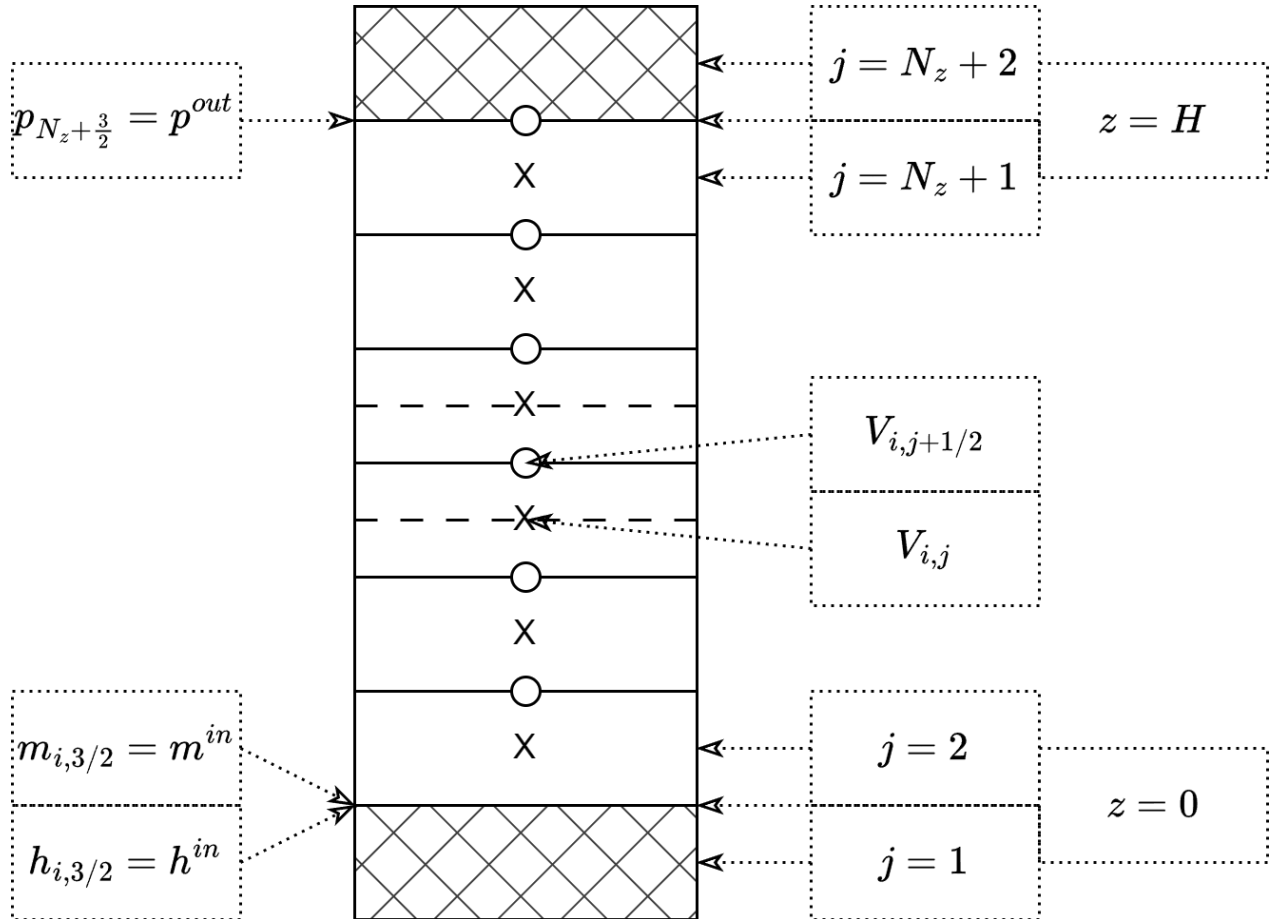


Рисунок 2.1 – Схема аксиального разбиения единичного канала

Пересечения подканалов и аксиальных участков создают множество контрольных объемов $\{V_{i,j}\}$. Пара соседних регулярных (образованных твэлами в правильной треугольной решетке) контрольных объемов представлена на рисунке 2.2. Таким образом, для контрольного объема, расположенного в пределах j -го аксиального слоя, расчетная величина, расположенная на его верхней грани, имеет индекс $j + 1/2$, на нижней грани – индекс $j - 1/2$, в центре – индекс j .

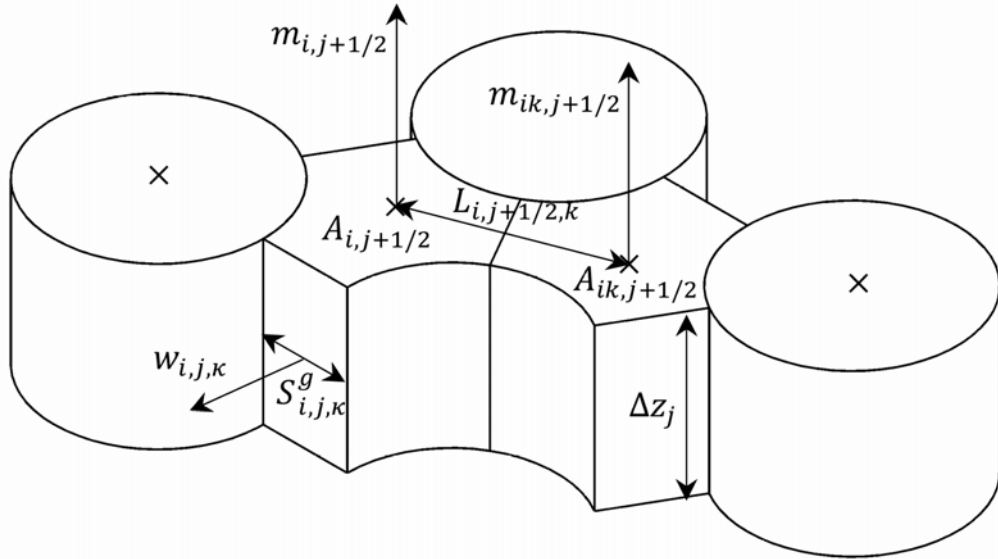


Рисунок 2.2 – Два соседних регулярных контрольных объема основной расчетной сетки

При интегрировании конвективных слагаемых, содержащихся в вышеописанных уравнениях сохранения, по контрольному объему $V_{i,j}$ теорема Остроградского-Гаусса позволяет получить следующее соотношение:

$$\iiint_{V_{i,j}} (\vec{\nabla} \cdot \vec{x}) dV = \iint_{A_{i,j}} (\vec{x} \cdot \vec{n}_{i,j}) ds + \iint_{A_{i,j-1}} (\vec{x} \cdot \vec{n}_{i,j-1}) ds + \sum_{k=1}^{N_i^k} \iint_{B_{i,j,k}} (\vec{x} \cdot \vec{n}_{i,j,k}) ds \quad (2.7)$$

где суммирование в последнем слагаемом выполняется по боковым граням КО, суммарное количество которых у i -го подканала обозначается как N_i^k .

Множество контрольных объемов $\{V_{i,j+1/2}\}$, необходимых для интегрирования уравнения движения в аксиальном направлении, образуется путем смещения множества $\{V_{i,j}\}$ в аксиальном направлении (см. рисунок 2.1).

Соответствующий рассмотренной паре контрольный объем $V_{i,j,k}$, необходимый для интегрирования уравнения движения в поперечном направлении, изображен на рисунке 2.3. Данный объем ограничен частями периметров твэлов и отрезками, соединяющими центры соседних КО. Верхняя и нижняя поверхности объёма ограничены проходным сечением, площадь которого приблизительно равняется произведению межтвэльного зазора S^g и расстояния между центрами масс L соседних КО. Данное упрощение геометрии используется для всего множества $\{V_{i,j,k}\}$.

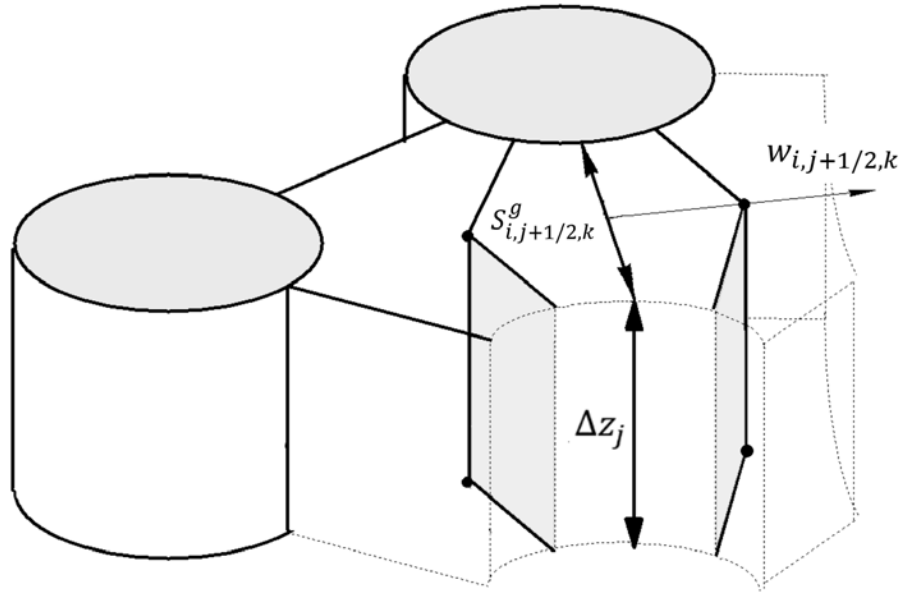


Рисунок 2.3 – Контрольный объем $V_{i,j,k}$, образованный парой регулярных КО

2.3.1 Уравнение сохранения массы

Осуществим дискретизацию в пространстве уравнения (2.4) путем его интегрирования по контрольному объему $V_{i,j}$:

$$m_{i,j+1/2} - m_{i,j-1/2} + \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} w_{i,j,k} = 0 \quad (2.8)$$

Граничное условие, задающее распределение расхода теплоносителя по подканалам на входе в расчетную модель:

$$m_{i,3/2} = m_i^{in} \quad (2.9)$$

2.3.2 Уравнение сохранения энергии

Рассмотрим по отдельности слагаемые, находящиеся в правой части уравнения сохранения энергии (2.5).

Суммарное количество энергии, подводимое к теплоносителю данного контрольного объема от теплоотдающих поверхностей, складывается из энергии, выделяемой с соответствующих поверхностей твэлов, а также энергии, поступающей от теплопроводящих стенок в случае их наличия. Соответствующие доли энергии могут быть вычислены исходя из закона Ньютона-Рихмана.

$$\begin{aligned} & - \iiint_{V_{i,j}} \sum_{k=l,g} \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k \vec{Q}_k^\alpha) dV = \\ & = \Delta z_j \cdot \sum_{r=1}^{N_i^r} (P_{he} \cdot \alpha)_{i,j,r} \cdot (T_{i,j,r} - T_{i,j}) + \Delta z_j \cdot \sum_{w=1}^{N_i^w} (L \cdot R)_{i,j,w} \cdot (T_{i,j,w} - T_{i,j}) \end{aligned} \quad (2.10)$$

Суммирование с использованием индекса r осуществляется по всем тепловыделяющим элементам, поверхности которых ограничивают рассматриваемый КО. Суммирование с использованием индекса w осуществляется по всем необогреваемым стенкам, поверхности которых ограничивают рассматриваемый КО и которые омываются теплоносителем с обеих сторон.

Первое слагаемое в правой части уравнения (2.10) может быть представлено в стационарных условиях через линейный тепловой поток:

$$\Delta z_j \cdot \sum_{r=1}^{N_i^r} (P_{he} \cdot \alpha)_{i,j,r} \cdot (T_{i,j,r} - T_{i,j}) = \Delta z_j \cdot \sum_{r=1}^{N_i^r} q_{i,j,r}^l \quad (2.11)$$

Во втором слагаемом правой части уравнения (2.10) коэффициент теплопередачи R складывается из обратного коэффициента теплоотдачи и термического сопротивления полутолщины $\delta/2$ теплопроводящей стенки:

$$R = \left(\frac{1}{\alpha} + \frac{\delta}{2 \cdot \lambda} \right)^{-1} \quad (2.12)$$

Для исключения температуры теплопроводящей стенки запишем для нее условие равенства тепловых потоков в стационарных условиях (аксиальный индекс для краткости опущен):

$$R_{i,w} \cdot (T_{i,w} - T_i) = -R_{iw,w} \cdot (T_{i,w} - T_{iw}) \quad (2.13)$$

Из уравнения (2.13) следует выражение для определения температуры теплопроводящей стенки $T_{i,w}$ через температуры прилегающих к ней контрольных объемов и соответствующие коэффициенты теплопередачи:

$$T_{i,w} = \frac{R_{i,w} \cdot T_i + R_{iw,w} \cdot T_{iw}}{R_{i,w} + R_{iw,w}} \quad (2.14)$$

Подставим найденную температуру в выражение для определения потока энергии (2.10) и введем эффективный коэффициент теплопередачи $R_{i,iw}^{eff}$:

$$R_{i,w} \cdot (T_{i,w} - T_i) = R_{i,w} \cdot \left(\frac{R_{i,w} \cdot T_i + R_{iw,w} \cdot T_{iw}}{R_{i,w} + R_{iw,w}} - T_i \right) = R_{i,iw}^{eff} \cdot (T_{iw} - T_i) \quad (2.15)$$

Суммарное количество энергии, взаимообмен которой произошел за счет механизма теплопроводности через жидкие боковые границы данного контрольного объема, рассчитывается с помощью закона Фурье:

$$- \iiint_{V_{i,j}} \sum_{k=l,g} \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k \vec{Q}_k^\lambda) dV = \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} \lambda_{i,j,k} \cdot S_{i,j,k}^g \cdot \frac{T_{ik,j} - T_{i,j}}{L_{i,j,k}} \quad (2.16)$$

Стоит отметить, что для типичных условий течения водяного теплоносителя в пределах активных зон ядерных реакторов механизм теплопроводности вносит малый вклад по сравнению с другими источниками энергии в правой части уравнения сохранения (2.5).

Суммарное количество энергии, взаимообмен которой произошел за счет турбулентных пульсаций, вычисляется следующим образом:

$$- \iiint_{V_{i,j}} \sum_{k=l,g} \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k \vec{Q}_k^T) dV = \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} w_{i,j,k}^T \cdot h_{i,j,k}^T \quad (2.17)$$

где в качестве энтальпии, переносимой турбулентным перетоком $h_{i,j,k}^T$, выступает разность энтальпий в соответствующих контрольных объемах:

$$h_{i,j,k}^T = h_{ik,j} - h_{i,j} \quad (2.18)$$

Таким образом, с учетом рассмотренных источников, в результате интегрирования уравнения сохранения энергии (2.5) по контрольному объему $V_{i,j}$ получаем:

$$\begin{aligned} & [m \cdot h]_{i,j+1/2} - [m \cdot h]_{i,j-1/2} + \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} [w \cdot h]_{i,j,k} = \\ & = \Delta z_j \cdot \sum_{r=1}^{N_i^r} q_{i,j,r}^l + \Delta z_j \cdot \sum_{w=1}^{N_i^w} L_{i,j,w} \cdot R_{i,iw,j}^{eff} \cdot (T_{iw,j} - T_{i,j}) + \\ & + \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} \lambda_{i,j,k} \cdot S_{i,j,k}^g \cdot \frac{T_{ik,j} - T_{i,j}}{L_{i,j,k}} + \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} w_{i,j,k}^T \cdot (h_{ik,j} - h_{i,j}) \end{aligned} \quad (2.19)$$

Граничное условие, задающее распределение энтальпии теплоносителя по подканалам на входе в расчетную модель:

$$h_{i,3/2} = h_i^{in} \quad (2.20)$$

2.3.3 Уравнение сохранения количества движения в аксиальном направлении

Перед тем как перейти к интегрированию уравнения сохранения вектора импульса (2.6) необходимо отдельно рассмотреть слагаемое, ответственное за вязкое трение. Введем следующее обозначение:

$$\sum_{k=l,g} \vec{\nabla} \cdot (\varphi_k \vec{\tau}_k) = \vec{\tau} \quad (2.21)$$

Проекция введенного вектора $\vec{\tau}$ на аксиальное направление складывается из потерь давления на трение и местные гидравлические сопротивления:

$$\tau_z = \left(\frac{dp}{dz} \right)_{\xi_f} + \left(\frac{dp}{dz} \right)_{\xi_{loc}} \quad (2.22)$$

В выражении (2.22) производные давления по аксиальной координате принимают отрицательные значения. Для вычисления потерь давления используется формула Дарси-Вейсбаха:

$$\Delta p = \xi \cdot \frac{\rho \cdot u^2}{2} \quad (2.23)$$

где при оценке потерь на трение коэффициент гидравлического сопротивления вычисляется следующим образом:

$$\xi_f = \lambda_f \cdot \frac{\Delta z}{d_{hy}} \quad (2.24)$$

Также отдельно рассмотрим источниковый член уравнения (2.6), связанный с обменом импульсом за счет турбулентных пульсаций. По аналогии с выражением (2.17) получаем:

$$\Pr_z \iiint_{V_{i,j+1/2}} \sum_{k=l,g} \vec{M}_k^T dV = \Delta z_{j+1/2} \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} K^T \cdot w_{i,j+1/2,k}^T \cdot u_{i,j+1/2,k}^T \quad (2.25)$$

где коэффициент K^T позволяет пользователю программы корректировать эффективность турбулентного обмена импульсом по сравнению с обменом энергии. В качестве скорости, переносимой турбулентным перетоком $u_{i,j+1/2,k}^T$, выступает разность скоростей в соответствующих контрольных объемах:

$$u_{i,j+1/2,k}^T = u_{ik,j+1/2} - u_{i,j+1/2} \quad (2.26)$$

Проинтегрируем уравнение сохранения вектора импульса (2.6) по контрольному объему $V_{i,j+1/2}$ и возьмем проекцию результата интегрирования на аксиальное направление:

$$\begin{aligned} \left[\frac{m^2 \cdot v}{A} \right]_{i,j+1} - \left[\frac{m^2 \cdot v}{A} \right]_{i,j} + \Delta z_{j+1/2} \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} \left[w \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2,k} = \\ = -V_{i,j+1/2} \cdot \rho_{i,j+1/2} \cdot g - \\ - V_{i,j+1/2} \cdot \frac{p_{i,j+1} - p_{i,j}}{\Delta z_{j+1/2}} - \\ - \left[V \cdot \left(\frac{\lambda_f}{d_{hy}} + \frac{\xi_{loc}}{\Delta z} \right) \cdot \frac{\rho \cdot u^2}{2} \right]_{i,j+1/2} + \\ + \Delta z_{j+1/2} \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} K^T \cdot w_{i,j+1/2,k}^T \cdot (u_{ik,j+1/2} - u_{i,j+1/2}) \end{aligned} \quad (2.27)$$

Перейдем в слагаемых в правой части уравнений (2.27) от проекции скорости на аксиальное направление u к аксиальному расходу m :

$$\begin{aligned} \left[\frac{m^2 \cdot v}{A} \right]_{i,j+1} - \left[\frac{m^2 \cdot v}{A} \right]_{i,j} + \Delta z_{j+1/2} \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} \left[w \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2,k} = \\ = -V_{i,j+1/2} \cdot \rho_{i,j+1/2} \cdot g - \\ - V_{i,j+1/2} \cdot \frac{p_{i,j+1} - p_{i,j}}{\Delta z_{j+1/2}} - \\ - \left[V \cdot \left(\frac{\lambda_f}{d_{hy}} + \frac{\xi_{loc}}{\Delta z} \right) \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{m^2 \cdot v}{A^2} \right]_{i,j+1/2} + \\ + \Delta z_{j+1/2} \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} K^T \cdot w_{i,j+1/2,k}^T \cdot \left(\left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{ik,j+1/2} - \left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2} \right) \end{aligned} \quad (2.28)$$

Граничное условие, задающее давление теплоносителя на выходе из расчетной модели:

$$p_{i,N_z+3/2} = p^{out} \quad (2.29)$$

2.3.4 Уравнение сохранения количества движения в поперечном направлении

Проекция введенного вектора $\vec{\tau}$ на поперечное направление определяется местным сопротивлением поперечному перетоку:

$$\tau_{xy} = \left(\frac{dp}{dL} \right)_{\xi_w} \quad (2.30)$$

Потери давления, связанные с наличием поперечного конвективного перетока теплоносителя, рассчитываются исходя из формулы (2.23). Проинтегрируем уравнение сохранения вектора импульса (2.6) по контрольному объему $V_{i,j,k}$ и возьмем проекцию результата интегрирования на поперечное направление:

$$\begin{aligned} & \left[L \cdot w \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2,k} - \left[L \cdot w \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j-1/2,k} = \\ & = -V_{i,j,k} \cdot \frac{p_{ik,j} - p_{i,j}}{L_{i,j,k}} - \left[V \cdot \frac{\xi_w}{L} \cdot \frac{\rho \cdot \nu \cdot |\nu|}{2} \right]_{i,j,k} \end{aligned} \quad (2.31)$$

Перейдем в слагаемых правой части уравнения (2.31) от проекции скорости на поперечное направление ν к конвективному поперечному перетоку на единицу длины w :

$$\begin{aligned} & \left[L \cdot w \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2,k} - \left[L \cdot w \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j-1/2,k} = \\ & = -V_{i,j,k} \cdot \frac{p_{ik,j} - p_{i,j}}{L_{i,j,k}} - \left[V \cdot \frac{\xi_w}{L} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{w \cdot |w| \cdot v}{(S^g)^2} \right]_{i,j,k} \end{aligned} \quad (2.32)$$

В качестве граничного условия по поперечным конвективным перетокам традиционно в субканальных программах используется следующее выражение:

$$w_{n,3/2} = 0 \quad (2.33)$$

Стоит отметить, что для первого аксиального слоя, в котором в соответствии с (2.33) отсутствуют поперечные конвективные перетоки, не записывается уравнение неразрывности (2.8), а задается распределение расхода теплоносителя по подканалам (2.9). Таким образом, значения конвективных поперечных перетоков на входе в расчетную область $w_{n,3/2}$ не используются непосредственно, а необходимы исключительно для интерполяции.

2.3.5 Схемы интерполяции

В системе алгебраических уравнений (2.8), (2.19), (2.28) и (2.32) основными неизвестными являются следующие величины: $h_{i,j}$, $p_{i,j}$, $m_{i,j+1/2}$ и $w_{i,j,k}$. Параметры V , A , Δz , S^g , L , P_{he} , P_{hy} полагаются известными геометрическими характеристиками расчетной области. Для

вычисления ρ , T , λ , K^T , w^T , λ_f , ξ_{loc} , ξ_w , α используются соответствующие замыкающие соотношения, описанные в разделе 2.5. Расчет величин в промежуточных узлах осуществляется путем одного из способов интерполяции.

Для величин $h_{i,j,k}$ и $m_{i,j+1/2,k}$, переносимых конвективным потоком в поперечном направлении, в общем случае можно написать следующий вид интерполяции:

$$\Phi_{i,k} = a_{i,k} \cdot \Phi_i + b_{i,k} \cdot \Phi_{ik}, \quad (2.34)$$

где индекс принадлежности аксиальной координате опущен для краткости, а конкретный вид коэффициентов $a_{i,k}$ и $b_{i,k}$ в зависимости от выбранного способа интерполяции представлен в таблице 2.2.

Таблица 2.2 – Коэффициенты интерполяции при смещении в поперечном направлении

Название схемы	Коэффициенты
Против потока	$a_{i,k} = 0.5 \cdot (1 + \text{sign}(w_{i,k}))$ $b_{i,k} = 0.5 \cdot (1 - \text{sign}(w_{i,k}))$
Линейная интерполяция	$a_{i,k} = 0.5$ $b_{i,k} = 0.5$

Для величин $h_{i,j+1/2}$, $m_{i,j}$, $w_{i,j+1/2,k}$, которые сдвинуты в аксиальном направлении относительно основных расчетных узлов, доступен более широкий набор схем интерполяции, общий вид которых представлен выражением (2.35), а конкретный вид входящих в него коэффициентов приведен в таблице 2.3 в соответствии с [107].

$$\Phi_j = a_j \cdot \Phi_{j-3/2} + b_j \cdot \Phi_{j-1/2} + c_j \cdot \Phi_{j+1/2} \quad (2.35)$$

Таблица 2.3 – Коэффициенты интерполяции при смещении в аксиальном направлении

Название схемы	Коэффициенты
Против потока первого порядка аппроксимации (first order upwind)	$a_j = 0.0$ $b_j = 1.0$ $c_j = 0.0$
Против потока второго порядка аппроксимации (second order upwind)	$a_j = -\frac{z_j - z_{j-1/2}}{z_{j-1/2} - z_{j-3/2}}$ $b_j = \frac{z_j - z_{j-3/2}}{z_{j-1/2} - z_{j-3/2}}$ $c_j = 0.0$
QUICK (quadratic upstream interpolation for convective kinematics)	$a_j = 1 - b_j - c_j$ $b_j = \frac{(z_j - z_{j-3/2}) \cdot (z_j - z_{j+1/2})}{(z_{j-1/2} - z_{j-3/2}) \cdot (z_{j-1/2} - z_{j+1/2})}$ $c_j = \frac{(z_j - z_{j-3/2}) \cdot (z_j - z_{j-1/2})}{(z_{j+1/2} - z_{j-3/2}) \cdot (z_{j+1/2} - z_{j-1/2})}$

Так как коэффициенты интерполяции в аксиальном направлении зависят только от характеристик аксиального разбиения расчетной области, у них отсутствует индекс принадлежности подканалу или гидравлической связи.

2.4 Численный алгоритм решения

Перед рассмотрением реализованных в программе SC-Core численных алгоритмов, стоит затронуть вопрос об идентификации поперечных конвективных перетоков. Для удобства во всех вышепредставленных уравнениях используется идентификация w через номера подканала i и его «локальной» гидравлической связи k . Очевидно, что переток $w_{i,j,k}$ из текущего подканала в соседний и переток $w_{ik,j,k}$ из соседнего подканала в текущий равны по модулю и противоположны по знаку. Таким образом, целесообразно перейти к сквозной нумерации гидравлических связей и соответствующих им перетоков:

$$w_{n(i,k),j} = \text{sign}(ik - i) \cdot w_{i,j,k} \quad (2.36)$$

В выражении (2.36), как и далее по тексту, для получения глобального номера гидравлической связи n используется функция $n(i, k)$. Выражение (2.36) составлено таким образом, что $w_{n(i,k),j}$ принимает положительное значение, если поперечный переток направлен из подканала с меньшим номером в подканал с большим номером.

На первоначальных этапах разработки программы SC-Core авторским коллективом была выполнена программная реализация алгоритма Ньютона с линейным поиском (см. подраздел 2.4.1). Алгоритм Ньютона был выбран по причине его универсальности и простоты использования. Простота использования в данном случае вытекает из отсутствия необходимости в задании релаксационных коэффициентов – параметр λ на каждой итерации алгоритма подбирается автоматически исходя из минимизации функции невязки. В то время как в алгоритмах типа SIMPLE коэффициенты релаксации задаются заранее и принимают различные значения для проекций вектора скорости и поля давления. Однако последующее тестирование реализованного алгоритма Ньютона в составе программы SC-Core показало его недостаточную производительность при моделировании крупномасштабных фрагментов АЗ. Как видно из блочного представления Якобиана (2.50), наблюдается его сильная асимметрия, а также отсутствие диагонального преобладания: блок, соответствующий давлению, не обладает достаточным диагональным весом для обеспечения устойчивости стандартных итерационных решателей.

По этой причине, в рамках настоящего диссертационного исследования автор, на основании выполненного литературного анализа, выбрал в качестве альтернативного численного алгоритма SIMPLE подход, который и был адаптирован применительно к субканальному моделированию и реализован в составе программы SC-Core (см. подраздел 2.4.2). На текущий момент именно реализованный SIMPLE алгоритм является основным для проведения теплогидравлических

расчетов по программе SC-Core. Алгоритм Ньютона на задачах малой и средней размерности используется для демонстрации сходимости SIMPLE подхода и его кросс-верификации. Также алгоритм Ньютона может использоваться для моделирования специфических задач, где SIMPLE подход демонстрирует отсутствие сходимости без предварительной настройки коэффициентов релаксации.

2.4.1 Алгоритм Ньютона

В общем виде алгоритм Ньютона представлен в подразделе 1.2.2, в настоящем же подразделе описано его использование для решения СНУ в рамках программы SC-Core. Представим множество функций, составляющих систему нелинейных уравнений:

$$\{\mathcal{F}\} = \{\mathcal{F}_{i,j}^m\}_{j=1,N_z+1}^{i=1,N_{sc}} \cup \{\mathcal{F}_{i,j}^h\}_{j=1,N_z+1}^{i=1,N_{sc}} \cup \{\mathcal{F}_{i,j+1/2}^p\}_{j=2,N_z+2}^{i=1,N_{sc}} \cup \{\mathcal{F}_{n,j}^w\}_{j=1,N_z+1}^{n=1,N_c} \quad (2.37)$$

Функции $\mathcal{F}_{i,j}^m$, $\mathcal{F}_{i,j}^h$, $\mathcal{F}_{i,j+1/2}^p$ и $\mathcal{F}_{n,j}^w$ для внутренней части расчетной области определяются соответственно путем переноса правых частей выражений (2.8), (2.19), (2.28) и (2.32) в их левые части. Функции $\mathcal{F}_{i,1}^m$, $\mathcal{F}_{i,1}^h$, $\mathcal{F}_{i,N_z+5/2}^p$ и $\mathcal{F}_{n,1}^w$ соответствуют граничным условиям (2.9), (2.20), (2.29) и (2.33).

Представим множество переменных, относительно которых осуществляется решение нелинейной системы:

$$\{\mathcal{X}\} = \{m_{i,j+1/2}\}_{j=1,N_z+1}^{i=1,N_{sc}} \cup \{h_{i,j}\}_{j=1,N_z+1}^{i=1,N_{sc}} \cup \{p_{i,j}\}_{j=2,N_z+2}^{i=1,N_{sc}} \cup \{w_{n,j}\}_{j=1,N_z+1}^{n=1,N_c} \quad (2.38)$$

Для краткости далее приводятся только ненулевые значения производных компонентов векторной функции $\mathcal{F}$ для внутренней части расчетной области по основным неизвестным. Индекс k , присутствующий в некоторых из выражений для вычисления производных, принимает значения от единицы до N_i^k .

Производные функций $\mathcal{F}_{i,j}^m$ по аксиальному массовому расходу:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j}^m}{\partial m_{i,j+1/2}} &= 1 \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j}^m}{\partial m_{i,j-1/2}} &= -1 \end{aligned} \quad (2.39)$$

Производные функций $\mathcal{F}_{i,j}^m$ по поперечному конвективному перетoku:

$$\frac{\partial \mathcal{F}_{i,j}^m}{\partial w_{n(i,k),j}} = \Delta z_j \cdot \text{sign}(ik - i) \quad (2.40)$$

Введем матрицы $\mathcal{J}_m^m$ и $\mathcal{J}_w^m$, которые определяются соответственно выражениями (2.39) и (2.40). Здесь и далее верхний индекс подматрицы при блочном представлении Якобиана соответствует типу дифференцируемого уравнения: m – неразрывности, h – сохранения энергии,

p – движения в аксиальном направлении, w – движения в поперечном направлении. Нижний индекс соответствует переменной, по которой осуществляется дифференцирование.

Производные функций $\mathcal{F}_{i,j}^h$ по аксиальному массовому расходу:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \mathcal{F}_{i,j}^h}{\partial m_{i,j+1/2}} &= h_{i,j+1/2} \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j}^h}{\partial m_{i,j-1/2}} &= -h_{i,j-1/2}\end{aligned}\tag{2.41}$$

Производные функций $\mathcal{F}_{i,j}^h$ по энтальпии:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \mathcal{F}_{i,j}^h}{\partial h_{i,j+1}} &= m_{i,j+1/2} \cdot c_{j+1/2} \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j}^h}{\partial h_{i,j}} &= m_{i,j+1/2} \cdot b_{j+1/2} - m_{i,j-1/2} \cdot c_{j-1/2} + \Delta z_j \cdot \left(\sum_{k=1}^{N_i^k} w_{i,j,k}^T + [w \cdot a]_{i,j,k} \right) \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j}^h}{\partial h_{i,j-1}} &= m_{i,j+1/2} \cdot a_{j+1/2} - m_{i,j-1/2} \cdot b_{j-1/2} \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j}^h}{\partial h_{i,j-2}} &= -m_{i,j-1/2} \cdot a_{j-1/2} \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j}^h}{\partial h_{ik,j}} &= \Delta z_j \cdot (-w_{i,j,k}^T + [w \cdot b]_{i,j,k})\end{aligned}\tag{2.42}$$

Производные функций $\mathcal{F}_{i,j}^h$ по поперечному конвективному перетоку:

$$\frac{\partial \mathcal{F}_{i,j}^h}{\partial w_{n(i,k),j}} = \Delta z_j \cdot h_{i,j,k} \cdot \text{sign}(ik - i)\tag{2.43}$$

Введем матрицы $\mathcal{J}_m^h$, $\mathcal{J}_h^h$ и $\mathcal{J}_w^h$, которые определяются соответственно выражениями (2.41), (2.42) и (2.43).

Производные функций $\mathcal{F}_{i,j+1/2}^p$ по аксиальному массовому расходу:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \mathcal{F}_{i,j+1/2}^p}{\partial m_{i,j+3/2}} &= 2 \cdot \left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1} \cdot c_{j+1} \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j+1/2}^p}{\partial m_{i,j+1/2}} &= 2 \cdot \left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1} \cdot b_{j+1} - 2 \cdot \left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j} \cdot c_{i,j} + \\ &\quad + \left[V \cdot \left(\frac{\lambda_f}{d_{hy}} + \frac{\xi_{loc}}{\Delta z} \right) \cdot \frac{m \cdot v}{A^2} \right]_{i,j+1/2} + \\ &\quad + \Delta z_{j+1/2} \cdot \left(\sum_{k=1}^{N_i^k} w_{i,j+1/2,k}^T \cdot \left[\frac{v}{A} \right]_{i,j+1/2} + \left[w \cdot \frac{v}{A} \cdot a \right]_{i,j+1/2,k} \right)\end{aligned}\quad (2.44)$$

$$\begin{aligned}\frac{\partial \mathcal{F}_{i,j+1/2}^p}{\partial m_{i,j-1/2}} &= 2 \cdot \left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1} \cdot a_{j+1} - 2 \cdot \left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j} \cdot b_j \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j+1/2}^p}{\partial m_{i,j-3/2}} &= -2 \cdot \left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j} \cdot a_j \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j+1/2}^p}{\partial m_{ik,j+1/2}} &= \Delta z_{j+1/2} \cdot \left(-w_{i,j+1/2,k}^T \cdot \left[\frac{v}{A} \right]_{ik,j+1/2} + \left[w \cdot \frac{v}{A} \cdot b \right]_{i,j+1/2,k} \right)\end{aligned}$$

Производные функций $\mathcal{F}_{i,j+1/2}^p$ по давлению:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \mathcal{F}_{i,j+1/2}^p}{\partial p_{i,j+1}} &= A_{i,j+1/2} \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j+1/2}^p}{\partial p_{i,j}} &= -A_{i,j+1/2}\end{aligned}\quad (2.45)$$

Производные функций $\mathcal{F}_{i,j+1/2}^p$ по поперечному конвективному перетоку:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \mathcal{F}_{i,j+1/2}^p}{\partial w_{n(i,k),j+1}} &= \Delta z_{j+1/2} \cdot c_{j+1/2} \cdot \left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2,k} \cdot \text{sign}(ik - i) \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j+1/2}^p}{\partial w_{n(i,k),j}} &= \Delta z_{j+1/2} \cdot b_{j+1/2} \cdot \left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2,k} \cdot \text{sign}(ik - i) \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{i,j+1/2}^p}{\partial w_{n(i,k),j-1}} &= \Delta z_{j+1/2} \cdot a_{j+1/2} \cdot \left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2,k} \cdot \text{sign}(ik - i)\end{aligned}\quad (2.46)$$

Введем матрицы $\mathcal{J}_m^p$, $\mathcal{J}_p^p$ и $\mathcal{J}_w^p$, которые определяются соответственно выражениями (2.44), (2.45) и (2.46).

При рассмотрении производных функций $\mathcal{F}_{n,j}^w$, индекс принадлежности гидравлической связи n используется для идентификации не только поперечных конвективных перетоков, но и иных величин, принадлежащих соответствующему контрольному объему. Производные функций $\mathcal{F}_{n,j}^w$ по аксиальному массовому расходу:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \mathcal{F}_{n,j}^w}{\partial m_{i(n),j+1/2}} &= [L \cdot w \cdot \frac{v}{A} \cdot a]_{n,j+1/2} \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{n,j}^w}{\partial m_{ik(n),j+1/2}} &= [L \cdot w \cdot \frac{v}{A} \cdot b]_{n,j+1/2}\end{aligned}\quad (2.47)$$

Производные функций $\mathcal{F}_{n,j}^w$ по давлению:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \mathcal{F}_{n,j}^w}{\partial p_{ik(n),j}} &= \Delta z_j \cdot S_{n,j}^g \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{n,j}^w}{\partial p_{i(n),j}} &= -\Delta z_j \cdot S_{n,j}^g\end{aligned}\quad (2.48)$$

Производные функций $\mathcal{F}_{n,j}^w$ по поперечному конвективному перетоку:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \mathcal{F}_{n,j}^w}{\partial w_{n,j+1}} &= c_{j+1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{n,j+1/2} \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{n,j}^w}{\partial w_{n,j}} &= b_{j+1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{n,j+1/2} - c_{j-1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{n,j-1/2} + \left[V \cdot \frac{\xi_w}{L} \cdot \frac{|w| \cdot v}{(S^g)^2} \right]_{n,j} \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{n,j}^w}{\partial w_{n,j-1}} &= a_{j+1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{n,j+1/2} - b_{j-1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{n,j-1/2} \\ \frac{\partial \mathcal{F}_{n,j}^w}{\partial w_{n,j-2}} &= -a_{j-1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{n,j-1/2}\end{aligned}\quad (2.49)$$

Введем матрицы $\mathcal{J}_m^w$, $\mathcal{J}_p^w$ и $\mathcal{J}_w^w$, которые определяются соответственно выражениями (2.47), (2.48) и (2.49).

Таким образом, на основании введенных матриц, итоговое выражение для вычисления Якобиана исследуемой системы можно представить в следующем виде:

$$\mathcal{J} = \begin{pmatrix} \mathcal{J}_m^m & 0 & 0 & \mathcal{J}_w^m \\ \mathcal{J}_m^h & \mathcal{J}_h^h & 0 & \mathcal{J}_w^h \\ \mathcal{J}_m^p & 0 & \mathcal{J}_p^p & \mathcal{J}_w^p \\ \mathcal{J}_m^w & 0 & \mathcal{J}_p^w & \mathcal{J}_w^w \end{pmatrix}\quad (2.50)$$

Якобиан рассмотренной системы уравнений содержит в себе $3 \cdot N_{sc} + N_c$ строк и столбцов.

2.4.2 Алгоритм SIMPLE

В общем виде алгоритм SIMPLE представлен в подразделе 1.2.1, в настоящем же подразделе описано его использование для решения СНУ в рамках программы SC-Core.

2.4.2.1 Линеаризация уравнения сохранения энергии

Перенесем в левую часть уравнения сохранения энергии (2.19) все слагаемые, содержащие энтальпию теплоносителя, а в правую часть – все остальное. Также отметим символом $\wedge$ величины, значения которых берутся с предыдущей итерации: аксиальный расход, поперечный конвективный и турбулентный переток, теплофизические свойства теплоносителя и

коэффициенты теплопередачи.

$$\begin{aligned}
 [\hat{m} \cdot h]_{i,j+1/2} - [\hat{m} \cdot h]_{i,j-1/2} + \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} [\hat{w} \cdot h]_{i,j,k} - \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} \hat{w}_{i,j,k}^T \cdot (h_{ik,j} - h_{i,j}) = \\
 = \Delta z_j \cdot \sum_{r=1}^{N_i^r} q_{i,j,r}^l + \Delta z_j \cdot \sum_{w=1}^{N_i^w} L_{i,j,w} \cdot \hat{R}_{i,iw,j}^{eff} \cdot (\hat{T}_{iw,j} - \hat{T}_{i,j}) + \\
 + \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} \hat{\lambda}_{i,j,k} \cdot S_{i,j,k}^g \cdot \frac{\hat{T}_{ik,j} - \hat{T}_{i,j}}{L_{i,j,k}}
 \end{aligned} \quad (2.51)$$

Подставим необходимые схемы интерполяции и сгруппируем слагаемые, содержащие энтальпию теплоносителя:

$$\sum_{j'=-2}^1 [a_h^h]_{(i,j),(i,j+j')} \cdot h_{i,j+j'} + \sum_{k=1}^{N_i^k} [a_h^h]_{(i,j),(ik,j)} \cdot h_{ik,j} = [b^h]_{(i,j)} \quad (2.52)$$

что эквивалентно следующему матричному представлению:

$$\mathcal{A}_h^h \cdot \vec{h} = \vec{b}^h \quad (2.53)$$

Здесь и далее при записи матричных уравнений, верхний индекс матрицы и вектора правой части характеризует тип соответствующего дифференциального уравнения. В данном случае h обозначает уравнение сохранения энергии. Нижний индекс матрицы характеризует переменную, на вектор-столбец которой выполняется умножение.

Для записи элементов матрицы и вектора правой части используются дополнительные индексы, определяющие положение элементов в соответствующих объектах. Стоит отметить, что рассматриваемые объекты могут быть сконструированы различным образом с использованием дискретных уравнений, записанных для каждого КО. В программе SC-Core при конструировании объектов итерации внешнего цикла выполняются по аксиальным слоям $j = 2, N_z + 1$, внутри каждой из которых для заданного j выполняются итерации по подканалам $i = 1, N_{sc}$. Таким образом, номер строки матрицы, соответствующей дискретному уравнению для контрольного объема $V_{i,j}$, вычисляется как $(j - 1) \cdot N_{sc} + (i - 1)$ при нумерации с нуля. Для краткости и общности, функции вычисления номеров строки и столбца матрицы по индексам i и j в выражениях типа (2.52) здесь и далее будут обозначаться просто круглыми скобками (i, j) .

Для вычисления элементов матрицы используются следующие выражения:

$$[a_h^h]_{(i,j),(i,j+1)} = c_{j+1/2} \cdot \hat{m}_{i,j+1/2} \quad (2.54)$$

$$[a_h^h]_{(i,j),(i,j)} = b_{j+1/2} \cdot \hat{m}_{i,j+1/2} - c_{j-1/2} \cdot \hat{m}_{i,j-1/2} + \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} (\hat{w}_{i,j,k}^T + a_{i,j,k} \cdot \hat{w}_{i,j,k}) \quad (2.55)$$

$$[a_h^h]_{(i,j),(i,j-1)} = a_{j+1/2} \cdot \hat{m}_{i,j+1/2} - b_{j-1/2} \cdot \hat{m}_{i,j-1/2} \quad (2.56)$$

$$[a_h^h]_{(i,j),(i,j-2)} = -a_{j-1/2} \cdot \hat{m}_{i,j-1/2} \quad (2.57)$$

$$[a_h^h]_{(i,j),(ik,j)} = \Delta z_j \cdot (-\hat{w}_{i,j,k}^T + b_{i,j,k} \cdot \hat{w}_{i,j,k}) \quad (2.58)$$

Для вычисления элементов вектора правой части используется выражение:

$$[b^h]_{(i,j)} = \Delta z_j \cdot \sum_{r=1}^{N_i^r} q_{i,j,r}^l + \Delta z_j \cdot \sum_{w=1}^{N_i^w} L_{i,j,w} \cdot \hat{R}_{i,iw,j}^{eff} \cdot (\hat{T}_{iw,j} - \hat{T}_{i,j}) + \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} \hat{\lambda}_{i,j,k} \cdot S_{i,j,k}^g \cdot \frac{\hat{T}_{ik,j} - \hat{T}_{i,j}}{L_{i,j,k}} \quad (2.59)$$

2.4.2.2 Линеаризация уравнений движения

Для краткости введем суммарный коэффициент гидравлического сопротивления, учитывающий потери на трение и местные гидравлические сопротивления:

$$\xi_{tot} = \lambda_f \cdot \frac{\Delta z}{d_{hy}} + \xi_{loc} \quad (2.60)$$

Перенесем все слагаемые, содержащие основные неизвестные, в левую часть уравнения движения в аксиальном направлении (2.28) и осуществим линеаризацию некоторых из них.

$$\begin{aligned} & \left[\frac{m \cdot \hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j+1} - \left[\frac{m \cdot \hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j} + \Delta z_{j+1/2} \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} \left[\hat{w} \cdot \frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2,k} - \\ & - \Delta z_{j+1/2} \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} K^T \cdot \hat{w}_{i,j+1/2,k}^T \cdot \left(\left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{ik,j+1/2} - \left[\frac{m \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2} \right) + \\ & + \frac{1}{2} \cdot \left[\xi_{tot} \cdot \frac{m \cdot \hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2} + A_{i,j+1/2} \cdot (p_{i,j+1} - p_{i,j}) = \\ & = -V_{i,j+1/2} \cdot g \cdot \rho_{i,j+1/2} \end{aligned} \quad (2.61)$$

Стоит отметить, что в рамках очередной итерации SIMPLE алгоритма к моменту конструирования и решения СЛАУ для нахождения аксиальных расходов, значения замыкающих соотношений, за исключением турбулентного перетока, будут вычислены с использованием найденного в рамках текущей итерации поля энтальпии. По этой причине, в вышеприведенном уравнении значения λ_f , входящего в ξ_{tot} , а также ρ и v полагаются известными на текущей итерации. Итоговая последовательность действий SIMPLE алгоритма в рамках программы SC-Core представлена ниже, в пункте 2.4.2.4. Подставим необходимые схемы интерполяции и сгруппируем слагаемые, содержащие аксиальный расход:

$$\begin{aligned} & \sum_{j'=-3/2}^{3/2} [a_m^m]_{(i,j+1/2),(i,j+j')} \cdot m_{i,j+j'} + \sum_{k=1}^{N_i^k} [a_m^m]_{(i,j+1/2),(ik,j+1/2)} \cdot m_{ik,j+1/2} + \\ & + [a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1)} \cdot p_{i,j+1} + [a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j)} \cdot p_{i,j} = [b^m]_{i,j+1/2} \end{aligned} \quad (2.62)$$

что эквивалентно следующему матричному представлению:

$$\mathcal{A}_m^m \cdot \vec{m} + \mathcal{A}_p^m \cdot \vec{p} = \vec{b}^m \quad (2.63)$$

В данном случае верхний индекс m обозначает уравнение движения в аксиальном направлении. Для вычисления элементов матрицы используются следующие выражения:

$$[a_m^m]_{(i,j+1/2),(i,j+3/2)} = c_{j+1} \cdot \left[\frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j+1} \quad (2.64)$$

$$[a_m^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1/2)} = b_{j+1} \cdot \left[\frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j+1} - c_j \cdot \left[\frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j} + \frac{1}{2} \cdot \left[\xi_{tot} \cdot \frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2} + \quad (2.65)$$

$$+ \Delta z_{j+1/2} \cdot \sum_{k=1}^{N_k^i} \left(\left[a \cdot \hat{w} \cdot \frac{v}{A} \right]_{i,j+1/2,k} + K^T \cdot \hat{w}_{i,j+1/2,k}^T \cdot \left[\frac{v}{A} \right]_{i,j+1/2} \right)$$

$$[a_m^m]_{(i,j+1/2),(i,j-1/2)} = a_{j+1} \cdot \left[\frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j+1} - b_j \cdot \left[\frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j} \quad (2.66)$$

$$[a_m^m]_{(i,j+1/2),(i,j-3/2)} = -a_j \cdot \left[\frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j} \quad (2.67)$$

$$[a_m^m]_{(i,j+1/2),(ik,j+1/2)} = \Delta z_{j+1/2} \cdot \left(\left[b \cdot \hat{w} \cdot \frac{v}{A} \right]_{i,j+1/2,k} - K^T \cdot \hat{w}_{i,j+1/2,k}^T \cdot \left[\frac{v}{A} \right]_{ik,j+1/2} \right) \quad (2.68)$$

$$[a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1)} = A_{i,j+1/2} \quad (2.69)$$

$$[a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j)} = -A_{i,j+1/2} \quad (2.70)$$

Перенесем все слагаемые, содержащие основные неизвестные, в левую часть уравнения движения в поперечном направлении (2.32) и осуществим линеаризацию некоторых из них.

$$\left[L \cdot w \cdot \frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j+1/2,k} - \left[L \cdot w \cdot \frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{i,j-1/2,k} + \quad (2.71)$$

$$+ B_{i,j,k} \cdot (p_{ik,j} - p_{i,j}) + \Delta z_j \cdot \frac{1}{2} \cdot \left[\xi_w \cdot \frac{w \cdot |\hat{w}| \cdot v}{S^g} \right]_{i,j,k} = 0$$

Подставим необходимые схемы интерполяции, сгруппируем слагаемые, содержащие поперечный конвективный переток, и перейдем к глобальной нумерации гидравлических связей:

$$\sum_{j'=-2}^1 [a_w^w]_{(n,j),(n,j+j')} \cdot w_{n,j+j'} + [a_p^w]_{(n,j),(ik(n),j)} \cdot p_{ik(n),j} + [a_p^w]_{(n,j),(i(n),j)} \cdot p_{i(n),j} = 0 \quad (2.72)$$

что эквивалентно следующему матричному представлению:

$$\mathcal{A}_w^w \cdot \vec{w} + \mathcal{A}_p^w \cdot \vec{p} = 0 \quad (2.73)$$

В данном случае верхний индекс w обозначает уравнение движения в поперечном направлении. При этом матрица $\mathcal{A}_p^w$ не является квадратной: она содержит $N_c \cdot N_z$ строк и $N_{sc} \cdot N_z$ столбцов. Для вычисления элементов матрицы используются следующие выражения:

$$[a_w^w]_{(n,j),(n,j+1)} = c_{j+1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{n,j+1/2} \quad (2.74)$$

$$[a_w^w]_{(n,j),(n,j)} = b_{j+1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{n,j+1/2} - c_{j-1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{n,j-1/2} + \Delta z_j \cdot \frac{1}{2} \cdot \left[\xi_w \cdot \frac{|\hat{w}| \cdot v}{Sg} \right]_{n,j} \quad (2.75)$$

$$[a_w^w]_{(n,j),(n,j-1)} = a_{j+1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{n,j+1/2} - b_{j-1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{n,j-1/2} \quad (2.76)$$

$$[a_w^w]_{(n,j),(n,j-2)} = -a_{j-1/2} \cdot \left[L \cdot \frac{\hat{m} \cdot v}{A} \right]_{n,j-1/2} \quad (2.77)$$

$$[a_p^w]_{(n,j),(ik(n),j)} = B_{n,j} \quad (2.78)$$

$$[a_p^w]_{(n,j),(i(n),j)} = -B_{n,j} \quad (2.79)$$

2.4.2.3 Конструирование уравнения для нахождения поправок к давлению

Оригинальный алгоритм SIMPLE описан в [44] применительно к уравнениям движения, которые решаются относительно компонент вектора скорости. В случае программы SC-Core и многих других субканальных программ, уравнения решаются относительно расхода в аксиальном направлении m и поперечных конвективных перетоков на единицу длины w .

Уравнения количества движения можно решить только в том случае, если поле давления задано или каким-то образом найдено. Если при решении использовать неверное поле давления, найденные поля m и w не будут удовлетворять уравнению неразрывности. Выразим такие поля, полученные с использованием приближенного поля давления p^* , через m^* и w^* . Эти поля находятся в результате решения уравнений, аналогичных (2.63) и (2.73) при подстановке приближенного поля давления p^* .

Найдем способ улучшения приближенного поля p^* таким образом, чтобы результирующие поля m и w с каждой итерацией лучше удовлетворяли уравнению неразрывности. Предположим, что истинное давление находится из соотношения:

$$p = p^* + p' \quad (2.80)$$

где p' – поправка давления.

Аналогичным образом введем поправки к расходам теплоносителя:

$$m = m^* + m' \quad (2.81)$$

$$w = w^* + w' \quad (2.82)$$

Вычитая из уравнений (2.63) и (2.73), записанных соответственно для m и w , аналогичные уравнения, записанные для приближенных m^* и w^* , и отбрасывая все слагаемые, содержащие искомые поправки в соседних узлах расчетной сетки, получим уравнения для поправки аксиального расхода и поперечного конвективного перетока на единицу длины:

$$m'_{i,j+1/2} = - \frac{[a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1)} \cdot p'_{i,j+1} + [a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j)} \cdot p'_{i,j}}{[a_m^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1/2)}} \quad (2.83)$$

$$w'_{n,j} = - \frac{[a_p^w]_{(n,j),(ik(n),j)} \cdot p'_{ik(n),j} + [a_p^w]_{(n,j),(i(n),j)} \cdot p'_{i(n),j}}{[a_w^w]_{(n,j),(n,j)}} \quad (2.84)$$

После подстановки уравнений (2.83) и (2.84) соответственно в выражения (2.81) и (2.82) получаем формулы для обновления полей m и w :

$$m_{i,j+1/2} = m_{i,j+1/2}^* - \frac{[a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1)} \cdot p'_{i,j+1} + [a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j)} \cdot p'_{i,j}}{[a_m^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1/2)}} \quad (2.85)$$

$$w_{n,j} = w_{n,j}^* - \frac{[a_p^w]_{(n,j),(ik(n),j)} \cdot p'_{ik(n),j} + [a_p^w]_{(n,j),(i(n),j)} \cdot p'_{i(n),j}}{[a_w^w]_{(n,j),(n,j)}} \quad (2.86)$$

Сконструируем уравнение для нахождения поправок давления. Подставим в уравнение неразрывности (2.8) формулы (2.85) и (2.86):

$$\begin{aligned} & m_{i,j+1/2}^* - \frac{[a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1)} \cdot p'_{i,j+1} + [a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j)} \cdot p'_{i,j}}{[a_m^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1/2)}} - \\ & - m_{i,j-1/2}^* + \frac{[a_p^m]_{(i,j-1/2),(i,j)} \cdot p'_{i,j} + [a_p^m]_{(i,j-1/2),(i,j-1)} \cdot p'_{i,j-1}}{[a_m^m]_{(i,j-1/2),(i,j-1/2)}} + \\ & + \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} \left(w_{n(i,k),j}^* - \frac{[a_p^w]_{(n(i,k),j),(ik,j)} \cdot p'_{ik,j} + [a_p^w]_{(n(i,k),j),(i,j)} \cdot p'_{i,j}}{[a_w^w]_{(n(i,k),j),(n(i,k),j)}} \right) \cdot \text{sign}(ik - i) \end{aligned} \quad (2.87)$$

Сгруппируем слагаемые, содержащие давление:

$$\sum_{j'=-1}^1 [a_p^p]_{(i,j),(i,j+j')} \cdot p'_{i,j+j'} + \sum_{k=1}^{N_i^k} [a_p^p]_{(i,j),(ik,j)} \cdot p'_{ik,j} = [b^p]_{(i,j)} \quad (2.88)$$

что эквивалентно следующему матричному представлению:

$$\mathcal{A}_p^p \cdot \vec{p} = \vec{b}^p \quad (2.89)$$

В данном случае верхний индекс p обозначает уравнение для нахождения поправки к полю давления, сконструированное из уравнения неразрывности. Для вычисления элементов матрицы используются следующие выражения:

$$[a_p^p]_{(i,j),(i,j+1)} = - \frac{[a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1)}}{[a_m^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1/2)}} \quad (2.90)$$

$$\begin{aligned} [a_p^p]_{(i,j),(i,j)} &= - \frac{[a_p^m]_{(i,j+1/2),(i,j)}}{[a_m^m]_{(i,j+1/2),(i,j+1/2)}} + \frac{[a_p^m]_{(i,j-1/2),(i,j)}}{[a_m^m]_{(i,j-1/2),(i,j-1/2)}} - \\ & - \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} \frac{[a_p^w]_{(n(i,k),j),(i,j)}}{[a_w^w]_{(n(i,k),j),(n(i,k),j)}} \cdot \text{sign}(ik - i) \end{aligned} \quad (2.91)$$

$$[a_p^p]_{(i,j),(i,j-1)} = \frac{[a_p^m]_{(i,j-1/2),(i,j-1)}}{[a_m^m]_{(i,j-1/2),(i,j-1/2)}} \quad (2.92)$$

$$[a_p^p]_{(i,j),(ik,j)} = -\Delta z_j \cdot \frac{[a_p^w]_{(n(i,k),j),(ik,j)}}{[a_w^w]_{(n(i,k),j),(n(i,k),j)}} \cdot \text{sign}(ik - i) \quad (2.93)$$

Коэффициенты вектора правой части выражаются через приближенные поля m^* и w^* :

$$[b^p]_{(i,j)} = -m_{i,j+1/2}^* + m_{i,j-1/2}^* - \Delta z_j \cdot \sum_{k=1}^{N_i^k} w_{n(i,k),j}^* \cdot \text{sign}(ik - i) \quad (2.94)$$

2.4.2.4 Итоговая последовательность действий

Стоит акцентировать внимание, что представленные в предыдущих пунктах выражения для вычисления коэффициентов матриц и векторов правых частей видоизменяются для контрольных объемов, расположенных в непосредственной близости от границ расчетной области. Это связано с тем, что для соответствующих КО при использовании схем интерполяции появляется слагаемое, содержащее в себе значение искомой величины на границе расчетной области. Данные значения известны и задаются пользователем в качестве граничных условий, по причине чего соответствующие слагаемые переносятся в правую часть дискретных уравнений.

Итоговая последовательность действий при использовании алгоритма SIMPLE в составе программы SC-Core заключается в следующем:

- 1) задание начального приближения на основании теплогидравлического моделирования расчетной области в одномерном приближении;
- 2) решение СЛАУ (2.53) для нахождения поля энтальпии теплоносителя;
- 3) вычисление значений всех необходимых замыкающих соотношений (см. раздел 2.5) за исключением поперечных турбулентных перетоков;
- 4) решение СЛАУ (2.63) и (2.73) для нахождения, с использованием текущего поля давления p^* , соответственно полей массовых расходов теплоносителя в аксиальном направлении m^* и поперечных конвективных перетоков на единицу длины w^* ;
- 5) решение СЛАУ (2.89) для нахождения поля поправок давления p' ;
- 6) обновление поля давления по формуле (2.80) с учетом заданного пользователем коэффициента релаксации;
- 7) обновление полей аксиальных расходов и поперечных конвективных перетоков соответственно по формулам (2.85) и (2.86) с учетом заданного пользователем коэффициента релаксации;
- 8) расчет поперечных турбулентных перетоков;
- 9) проверка полученного решения на удовлетворение заданным пользователем критериям сходимости по энтальпии, аксиальному расходу и поперечным конвективным перетокам, в случае невыполнения которых – принятие $p^* = p$ и возврат к пункту 2 алгоритма.

Введенные в этапах 6 и 7 коэффициенты релаксации для давления α_p и расходов $\alpha_{m/w}$

модернизируют уравнения (2.80), (2.81) и (2.82):

$$\begin{aligned} p &= p^* + \alpha_p \cdot p' \\ m &= m^* + \alpha_{m/w} \cdot m' \\ w &= w^* + \alpha_{m/w} \cdot w' \end{aligned} \quad (2.95)$$

Большинство теплогидравлических расчетов, результаты которых представлены в главах 3 и 4, выполнены с использованием коэффициентов $\alpha_p = 0.1$ и $\alpha_{m/w} = 0.3$.

Как будет показано в дальнейшем в главе 4, наиболее ресурсоемкой частью алгоритма SIMPLE является решение СЛАУ для нахождения поправок к полю давления. Данная СЛАУ решается с использованием алгоритма GMRES и предобуславливателя GAMG (geometric algebraic multigrid).

2.5 Замыкающие соотношения

2.5.1 Анализ замыкающих соотношений в отечественных субканальных программах

Для замыкания вышеописанной СНУ при проведении субканальных расчетов необходимы соответствующие замыкающие соотношения для определения:

- теплофизических свойств недогретой до насыщения воды;
- теплофизических свойств воды и водяного пара на линии насыщения;
- истинного массового паросодержания с учетом наличия неравновесного поверхностного кипения теплоносителя;
- истинного объемного паросодержания с учетом проскальзывания паровой фазы относительно жидкой;
- теплофизических свойств гомогенизированной пароводяной смеси;
- коэффициента гидравлического сопротивления трения при различных режимах течения пароводяной смеси;
- локальных коэффициентов гидравлического сопротивления элементов дистанционирующих и перемешивающих решеток;
- поперечных турбулентных перетоков на единицу длины при различных режимах течения пароводяной смеси.

В таблице 2.4 из работы автора диссертации [108] представлен обзор замыкающих соотношений, использующихся в трех субканальных программах, аттестованных на текущий момент для расчета течения водяного теплоносителя в ТВС ядерных реакторов типа ВВЭР. Исходя из анализа данной таблицы можно сделать следующие выводы. Во-первых, только программа SC-INT использует индивидуальные поправки на коэффициент трения, применительно

к каждому подканалу в зависимости от его геометрии, в то время как программы ТИГРСП и КАНАЛ использует поправки на коэффициент трения для пучка в целом. Во-вторых, программы ТИГРСП и SC-INT используют, за исключением вышесказанного, идентичный набор замыкающих соотношений, в то время как программа КАНАЛ обладает более индивидуальным набором.

Таблица 2.4 – Используемые в субканальных программах замыкающие соотношения [108]

Замыкающее соотношение	Используемые в различных программах корреляции		
	ТИГРСП	SC-INT	КАНАЛ
Базовый коэффициент трения λ_f	Корреляция Филоненко Г.И. [109] для гладких труб	Корреляция Альтшуля А.Д. [110] для шероховатых труб	
Учет отличия λ_f от значения для круглой трубы	Поправка Ушакова П.А. [111]	Поправка Кобзаря Л.Л. на геометрические характеристики подканала [112]	Поправка Субботина В.И. [113]
Поправка на λ_f в двухфазной области	Поправка Осмачкина В.С. [114]		Корреляция из РБ [115]
Турбулентный переток w_T	Корреляция Rowe D.S. [116]		Корреляция Полянина Л.Н. [117]
Поправка на w_T в двухфазной области	Методика Beus S.G. [3]		Не используется
Истинное массовое паросодержание	Методика Осмачкина В.С. [114]		
Истинное объёмное паросодержание	Методика Осмачкина В.С. [114]		Корреляция из РБ [115]

На основании многолетнего опыта эксплуатации в отделе теплофизических исследований НИЦ «Курчатовский институт» программ SC-1 и SC-INT для проведения научно-исследовательских и проектных теплогидравлических расчетов, в программе SC-Core реализован во многом аналогичный набор замыкающих соотношений.

2.5.2 Уравнения состояния в однофазной области

Теплофизические свойства недогретой до температуры насыщения воды вычисляются на основании таблиц [118]. Рассматриваемый диапазон по давлению от $p_0 = 0.1$ МПа до $p_{N_p} =$

20.5 МПа разбивается на N_p отрезков, причем границы выделяемых отрезков $[p_{l-1}, p_l]$ и их общее количество зависят от рассматриваемого теплофизического параметра воды. Для каждого отрезка по давлению рассматриваемый диапазон по энтальпии разбивается на $N_h(l)$ отрезков, причем границы выделяемых отрезков $[h_{l,m-1}, h_{l,m}]$ и их общее количество зависят как от параметра воды, так и от отрезка по давлению. На каждом двумерном участке, заданном введенными отрезками, искомый теплофизический параметр аппроксимируется бикубическим сплайном:

$$\Phi(\tilde{p}, \tilde{h}) = \left(\sum_{n=0}^3 a_{l,m,n} \cdot \tilde{p}^n \right) \cdot \left(\sum_{n=0}^3 b_{l,m,n} \cdot \tilde{h}^n \right) \text{ при } \tilde{p}_{l-1} \leq \tilde{p} \leq \tilde{p}_l, \tilde{h}_{l,m-1} \leq \tilde{h} \leq \tilde{h}_{l,m} \quad (2.96)$$

где $\tilde{p} = p/p_{cr}$ – приведенное давление;

$\tilde{h} = h/h'(\tilde{p})$ – отношение энтальпии потока к энтальпии воды на линии насыщения при данном давлении;

Φ – любой теплофизический параметр воды из множества $\{c_p, \lambda, \mu, Pr, \rho, T, v\}$.

В выражении (2.96) у коэффициентов a и b первый индекс отвечает за номер участка в разбиении по давлению, второй индекс – за номер участка в разбиении по энтальпии, третий – за положение коэффициента в соответствующем полиноме. Стоит еще раз акцентировать внимание, что общее количество выделяемых отрезков и их границы, а также коэффициенты полиномов по давлению и энтальпии являются функциями рассматриваемого параметра воды Φ , однако для краткости в вышеприведенных формулах данный момент опускается.

2.5.3 Уравнения состояния в двухфазной области

2.5.3.1 Свойства воды и водяного пара на линии насыщения

Свойства воды и водяного пара на линии насыщения задаются в виде кубических сплайнов по давлению, созданных на основании таблиц [118]. Рассматриваемый диапазон по давлению разбивается на отрезки по аналогии с подходом, описанным в предыдущем подразделе. На каждом отрезке искомый теплофизический параметр аппроксимируется полиномом третьей степени:

$$\Phi(\tilde{p}) = \sum_{n=0}^3 a_{l,n} \cdot \tilde{p}^n \text{ при } \tilde{p}_{l-1} \leq \tilde{p} \leq \tilde{p}_l \quad (2.97)$$

К множеству уже перечисленных в предыдущем подразделе теплофизических параметров, которые могут подразумеваться под величиной Φ , добавляется также энтальпия h .

2.5.3.2 Истинное массовое паросодержание

Для учета наличия неравновесного пара при поверхностном кипении используется методика Осмачкина В.С. [114], в соответствии с которой бурный рост паросодержания начинается при $h > h_\alpha$, когда пузырьки пара могут отрываться от поверхности. Недогрев жидкости $\Delta h_\alpha = h' - h_\alpha$ в диапазонах $p = 4.0 \div 15.0$ МПа, $q = 0.5 \div 2.0$ МВт/м², $G = 1000 \div 4000$ кг/(м² · с) определяется

по формуле:

$$\Delta h_{\alpha} = \frac{q}{G} \cdot 7.5 \cdot \left(\frac{q}{(h'' - h') \cdot \rho''} \cdot \frac{d_{hy}}{\nu'} \right)^{0.08} \cdot \left(\frac{u_0 \cdot d_{hy}}{\nu'} \right)^{0.2} \quad (2.98)$$

где q имеет размерность кВт/м²;

$u_0 = G/\rho'$ – скорость циркуляции, м/с.

Истинное массовое паросодержание вычисляется по следующей зависимости:

$$x_r = \frac{h - \tilde{h}'}{h'' - \tilde{h}'} \quad (2.99)$$

где для определения $\tilde{h}'$ используется следующее соотношение:

$$\tilde{h}' = h' - (h - h_{\alpha} + \Delta h_{\alpha}) \cdot \exp \left(-2 \cdot \frac{h - h_{\alpha}}{\Delta h_{\alpha}} \right) \quad (2.100)$$

2.5.3.3 Истинное объемное паросодержание

Для учета проскальзывания паровой фазы относительно жидкой, вводится истинное объемное паросодержание, расчет которого осуществляется по следующей формуле:

$$\varphi = \frac{1}{1 + \frac{1 - x_r}{x_r} \cdot \frac{\rho''}{\rho'} \cdot S^*} \quad (2.101)$$

Конкретный вид коэффициента проскальзывания фаз S^* зависит от геометрических особенностей расчетной области, а также от режимных параметров, при которых выполняется моделирование. В программе SC-Core используется корреляция Осмачкина В.С., предложенная им в работе [114]:

$$S^* = 1 + \frac{0.6 + 1.5 \cdot \varphi_{gom}^2}{\sqrt[4]{Fr_0}} \cdot \left(1 - \frac{p}{p_{cr}} \right) \quad (2.102)$$

где φ_{gom} – объемное паросодержание, определяемое по гомогенной модели;

Fr_0 – критерий Фруда, рассчитанный по скорости циркуляции u_0 .

Согласно [109] формула (2.102) пригодна при $p = 3.0 \div 15.0$ МПа, $q = 0.0 \div q_{cr}$, $G = 500 \div 4000$ кг/(м² · с).

2.5.3.4 Плотность и удельный объем двухфазной смеси

Для расчета плотности и удельного объема двухфазной смеси, введенных в таблице 2.1, в программе SC-Core используются следующие выражения:

$$\rho = \rho_f + \varphi \cdot (\rho'' - \rho_f) \quad (2.103)$$

$$v = v_f \cdot \frac{(1 - x_r)^2}{1 - \varphi} + v'' \cdot \frac{x_r^2}{\varphi} \quad (2.104)$$

где ρ_f и v_f определяются по формулам из подраздела 2.5.2 с использованием энтальпии жидкой фазы:

$$h_f = \frac{h - x_r \cdot h''}{1 - x_r} \quad (2.105)$$

2.5.4 Коэффициенты гидравлического сопротивления

2.5.4.1 Коэффициент гидравлического сопротивления трения

Для однофазного турбулентного течения в гладких каналах выбран следующий вид формулы для коэффициента гидравлического сопротивления трения:

$$\lambda_f = A_{sc} \cdot Re^{B_{sc}} + C_{sc} \quad (2.106)$$

где A_{sc} , B_{sc} , C_{sc} – коэффициенты, задаваемые пользователем программы в зависимости от геометрических характеристик подканалов.

Например, для при задании $A_{sc} = 0.364$, $B_{sc} = -0.25$, $C_{sc} = 0.0$ выражение (2.106) переходит в формулу Блазиуса, а в случае $A_{sc} = 0.184$, $B_{sc} = -0.20$, $C_{sc} = 0.0$ – в формулу Мак-Адамса.

Для однофазного турбулентного течения в шероховатых каналах используется формула, предложенная Альтшулем А.Д. [110]:

$$\lambda_f = 0.11 \cdot \left(\frac{k_e}{d_{hy}} + \frac{68}{Re} \right)^{0.25} \quad (2.107)$$

Стоит отметить, что в случае отсутствия шероховатости ($k_e = 0$) выражение (2.107) переходит в формулу Блазиуса.

Для расчета коэффициента гидравлического сопротивления трения при турбулентном течении потока двухфазного теплоносителя используется поправка Осмачкина В.С. [114], на которую дополнительно умножается коэффициент трения, рассчитанный по одной из базовых корреляций:

$$\psi_{\lambda}^{two-phase} = \left[1 + x_r \cdot \left(\frac{\mu'}{\mu''} - 1 \right) \right]^{-0.2 \cdot x} \times \left\{ 1 + 0.57 \cdot x_r^{0.125} \cdot (1 - x_r)^2 \cdot \left[\frac{1}{0.2 + Fr_0^{0.5} \cdot \left(\frac{\rho''}{\rho'} \right)} - 5.2 \cdot x_r^2 \right] \right\} \quad (2.108)$$

Следует отдельно акцентировать внимание, что для корректного использования данного поправочного множителя, необходимо рассчитывать соответствующий перепад давления по формуле Дарси-Вейсбаха с использованием удельного объема пароводяной смеси. В то время как поправочные коэффициенты других авторов могут предполагать использование удельного объема жидкой фазы.

2.5.4.2 Коэффициент местного гидравлического сопротивления

В субканальном моделировании в качестве местных гидравлических сопротивлений в большинстве случаев выступают элементы дистанционирующих и перемешивающих решеток,

установленных в пучках стержней. Также с использованием местных КГС возможно учитывать потери давления на хвостовике и головке ТВС ядерных реакторов для выставления перепада давления по активной зоне в целом, а не только на ее твэльной части. В программе SC-Core, как и в других программах семейства SC, пользователю предоставляется возможность задания индивидуальных значений местных КГС для различных подканалов расчетной области. Это позволяет учитывать влияние отличия элементов дистанционирующих решеток, входящих в различные подканалы, на конвективное перераспределение расхода теплоносителя.

Для определения КГС дистанционирующих решеток существует несколько подходов. В первую очередь, это проведение экспериментальных исследований на многостержневых моделях ТВС и последующая обработка измеренных аксиальных перепадов давления с целью определения гидравлического сопротивления модели в целом и ее отдельных частей. Однако в силу дороговизны и сложности подобного рода экспериментов, активно используются и совершенствуются расчетные методики определения КГС. Данные методики могут быть использованы для получения качественных результатов при проведении поисковых работ по оптимизации конструкции уже существующих решеток. Другое немаловажное преимущество – возможность определения локальных КГС элементов дистанционирующих решеток, необходимых для проведения субканальных расчетов. В то время как получаемые на текущий момент экспериментальные данные могут быть использованы для определения КГС ДР в целом. Расчетные методики возможно подразделить на две категории – аналитико-эмпирические [119, 120, 121] и использующие программы CFD класса, к которым, помимо уже упомянутых в литературном обзоре отечественных работ [39, 40], можно добавить зарубежные исследований [122, 123].

Одной из ключевых особенностей программы SC-Core, с точки зрения заложенных замыкающих соотношений, является возможность задания зависимости КГС от числа Re . Данный функционал был продемонстрирован в работе [124] при валидации на экспериментальных данных по перепаду давления.

2.5.4.3 Коэффициент гидравлического сопротивления поперечному перетоку

В рамках программы SC-Core коэффициент гидравлического сопротивления поперечному перетоку ξ_w , присутствующий в правой части уравнения движения в поперечном направлении, принимается равным 0.5 для всех гидравлических связей расчетной области. Данное значение является стандартным для большинства субканальных теплогидравлических программ.

2.5.5 Поперечный турбулентный переток

2.5.5.1 Область однофазного течения

Как было отмечено ранее, в программе SC-Core турбулентное перемешивание осуществляется на равномассовой основе. Для расчета поперечного турбулентного перетока при

отсутствии кипения теплоносителя используется зависимость [116]:

$$w_0^T = \beta \cdot \frac{S^g}{L} \cdot \overline{Re}^{-0.1} \cdot \overline{d_{hy}} \cdot \overline{G} \quad (2.109)$$

где осреднение параметров происходит по двум соседним контрольным объемам, для которых вычисляется поперечный турбулентный переток. Коэффициент пропорциональности β определяется по результатам сравнения с экспериментальными измерениями локальных температур теплоносителя на выходе из подканалов пучков стержней.

2.5.5.2 Область двухфазного течения

Для учета зависимости поперечного турбулентного перетока от истинного массового паросодержания используется методика [3]. Графически данная методика представлена на рисунке 2.4. Количественные значения получены для двух взаимодействующих регулярных подканалов при режимных параметрах, соответствующих условиям эксплуатации АЗ реакторов ВВЭР большой мощности.

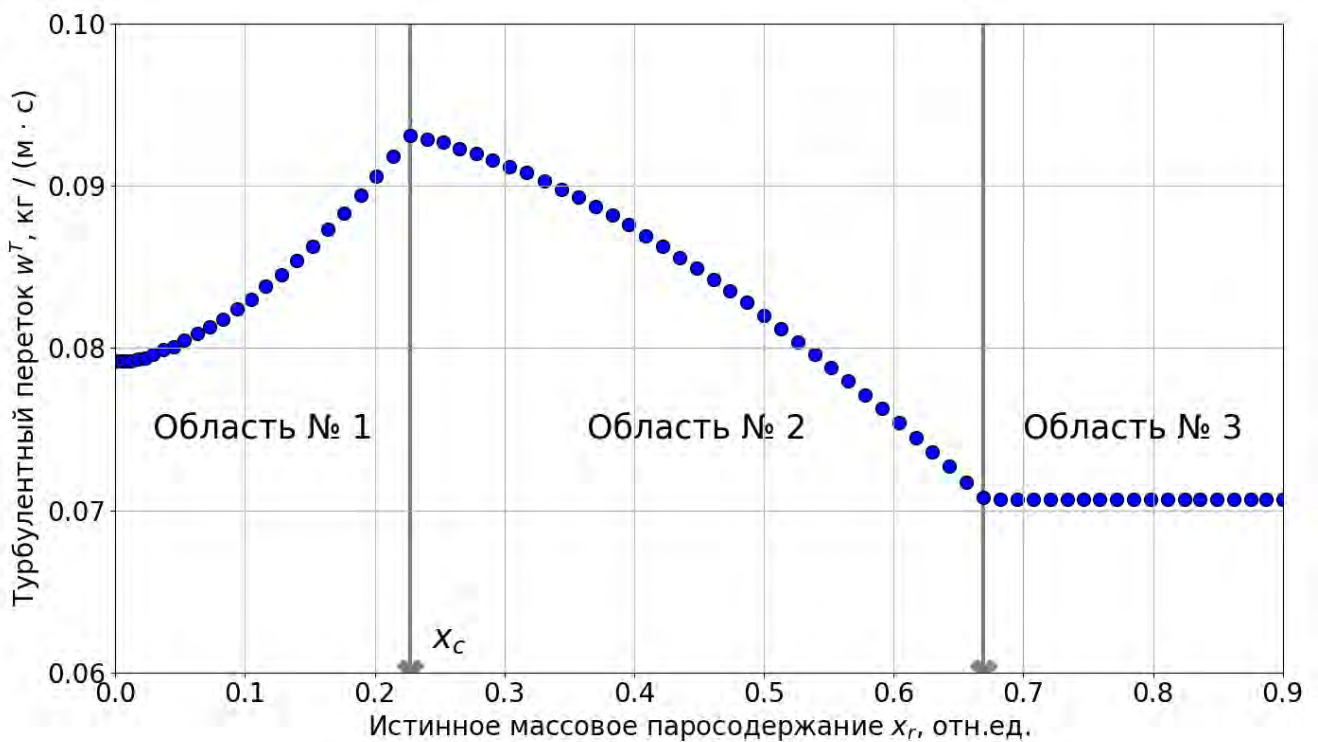


Рисунок 2.4 – Зависимость поперечного турбулентного перетока от истинного массового паросодержания

Турбулентный поток w_0^T рассчитывается по выражению (2.109). Далее определяется параметр x_c по формуле:

$$x_c = \frac{\frac{0.4}{\overline{G}} \cdot [\overline{d_{hy}} \cdot g \cdot \rho' \cdot (\rho' - \rho'')]^{0.5} + 0.6}{(\rho' / \rho'')^{0.5} + 0.6} \quad (2.110)$$

При $x_r < x_c$ (область № 1 на рисунке 2.4) интенсивность турбулентного перемешивания рассчитывается следующим образом:

$$w^T(x_r) = w_1^T(x_r) = w_0^T + \Delta w^T(x_r) \cdot x_r \quad (2.111)$$

$$\Delta w^T(x_r) = 0.04 \cdot \left(\frac{S^g}{d_{hy}} \right)^{1.5} \cdot \overline{G} \cdot \frac{2 \cdot \overline{A}}{d_{hy}} \cdot \left(\frac{\rho'}{\rho''} \right) \cdot \frac{(S^* - 1)}{S^*} \quad (2.112)$$

где функция $\Delta w^T(x_r)$ определяется коэффициентом проскальзывания фаз S^* . Соответственно, если в качестве замыкающего соотношения используется гомогенная модель объемного паросодержания, иными словами $S^* \equiv 1$, то $\Delta w^T \equiv 0$.

При $x_r > x_c$ (области № 2 и № 3 на рисунке 2.4) имеем:

$$w^T(x_r) = \max(w_2^T(x_r), w_3^T) \quad (2.113)$$

$$w_2^T(x_r) = w_3^T + \frac{(w^T(x_c) - w_3^T) \cdot \left(\frac{x_r}{x_c} - a \right)}{1 - a} \quad (2.114)$$

$$a = 0.57 \cdot \left(\frac{\overline{G} \cdot d_{hy}}{\mu''} \right)^{0.117} \quad (2.115)$$

где w_3^T (область № 3 на рисунке 2.4) рассчитывается по формуле (2.109), но с числом Рейнольдса, определяемым через динамическую вязкость пара на линии насыщения.

2.6 Тепловые модели

В рамках настоящего раздела приводится описание методик расчета критического теплового потока, коэффициента теплоотдачи и теплового состояния тепловыделяющего элемента. Данные расчеты выполняются после основного итерационного цикла программы SC-Core, в рамках которого определяется распределение параметров теплоносителя по контрольным объемам расчетной области. Расчет критического теплового потока и соответствующего минимального запаса до кризиса теплоотдачи является основной функцией субканальных теплогидравлических программ. Определение коэффициентов теплоотдачи и соответствующего распределения температур наружной поверхности оболочек твэлов в стационарных режимах НЭ и переходных режимах ННЭ также традиционно относится к задачам субканальных программ. В частности, данные распределения используются специализированными «твэльными» программами для обоснования работоспособности твэлов, о чем подробнее будет рассказано в подразделе 2.6.3.

2.6.1 Критический тепловой поток

В программе SC-Core используется локальный подход для определения КТП, при котором для каждого контрольного объема путем подстановки в соответствующую корреляцию локальных

параметров теплоносителя (относительной энтальпии, массовой скорости, давления и др.) вычисляется значение локального критического теплового потока.

Для обоснования безопасности реакторов ВВЭР используется проектная корреляция ОКБ «ГИДРОПРЕСС», которая была создана специально для определения критических тепловых потоков в топливных кассетах реактора ВВЭР-440 и ВВЭР-1000. Ее «базовая» часть, полученная в результате обработки экспериментальных данных по возникновению кризиса теплоотдачи в пучках стержней с равномерным аксиальным профилем энерговыделения, в настоящий момент имеет следующий вид [125, 126]:

$$q_{cr}^{uni} = 0.795 \cdot (1 - x)^{-0.5+0.105 \cdot p} \cdot G^{-0.127+0.311 \cdot (1-x)} \cdot (1 - 0.0185 \cdot p) \quad (2.116)$$

где q_{cr}^{uni} имеет размерность МВт/м², G – кг/(м² · с) и p – МПа.

Для учета аксиальной неравномерности профиля энерговыделения вводится так называемый фактор формы. Таким образом, итоговое выражения для вычисления КТП имеет следующий вид:

$$q_{cr} = q_{cr}^{uni} \cdot F \quad (2.117)$$

Фактор формы был получен в результате обработки экспериментальных исследований кризиса теплоотдачи на 7-ми стержневых моделях ТВС реакторов ВВЭР с аксиальными профилями двух различных форм, соответствующих концу и началу топливной кампании [127, 128]. Модели имели геометрические характеристики, аналогичные моделям с равномерным профилем. В результате специалистами ОКБ «ГИДРОПРЕСС» было предложено следующее выражение для фактора формы:

$$F = \left[\frac{\int_{z-0.72}^z q(z') dz'}{0.72 \cdot q(z)} \right]^n \quad (2.118)$$

где показатель степени n рекомендуется брать равным минус 1 или же вычислять по формуле:

$$n = 3.79 - 19.61 \cdot \frac{p}{p_{cr}} + 17.88 \cdot \left(\frac{p}{p_{cr}} \right)^2 \quad (2.119)$$

В оригинальном исследовании формула была обоснована со среднеквадратичным отклонением $\sigma = 13.1\%$ для следующего диапазона основных параметров: $p = 7.45 \div 16.70$ МПа; $G = 700 \div 3800$ кг/(м² · с); $x = -0.07 \div +0.40$.

2.6.2 Коэффициент теплоотдачи

В общем случае в зависимости от значений температуры омываемой поверхности, относительной энтальпии потока, истинного объемного паросодержания реализуются различные структуры двухфазного потока, движущегося в канале, и различные режимы теплообмена. На

рисунке 2.5 представлена блок-схема используемого в программе для ЭВМ SC-Core алгоритма расчета коэффициента теплоотдачи. Данный алгоритм является модернизированной методикой, изложенной в работе [129]. Рассматриваются следующие режимы теплоотдачи:

- к однофазному теплоносителю (воде);
- при поверхностном кипении теплоносителя;
- при развитом кипении теплоносителя;
- при переходе от развитого кипения к перегретому пару;
- к однофазному теплоносителю (перегретому пару).

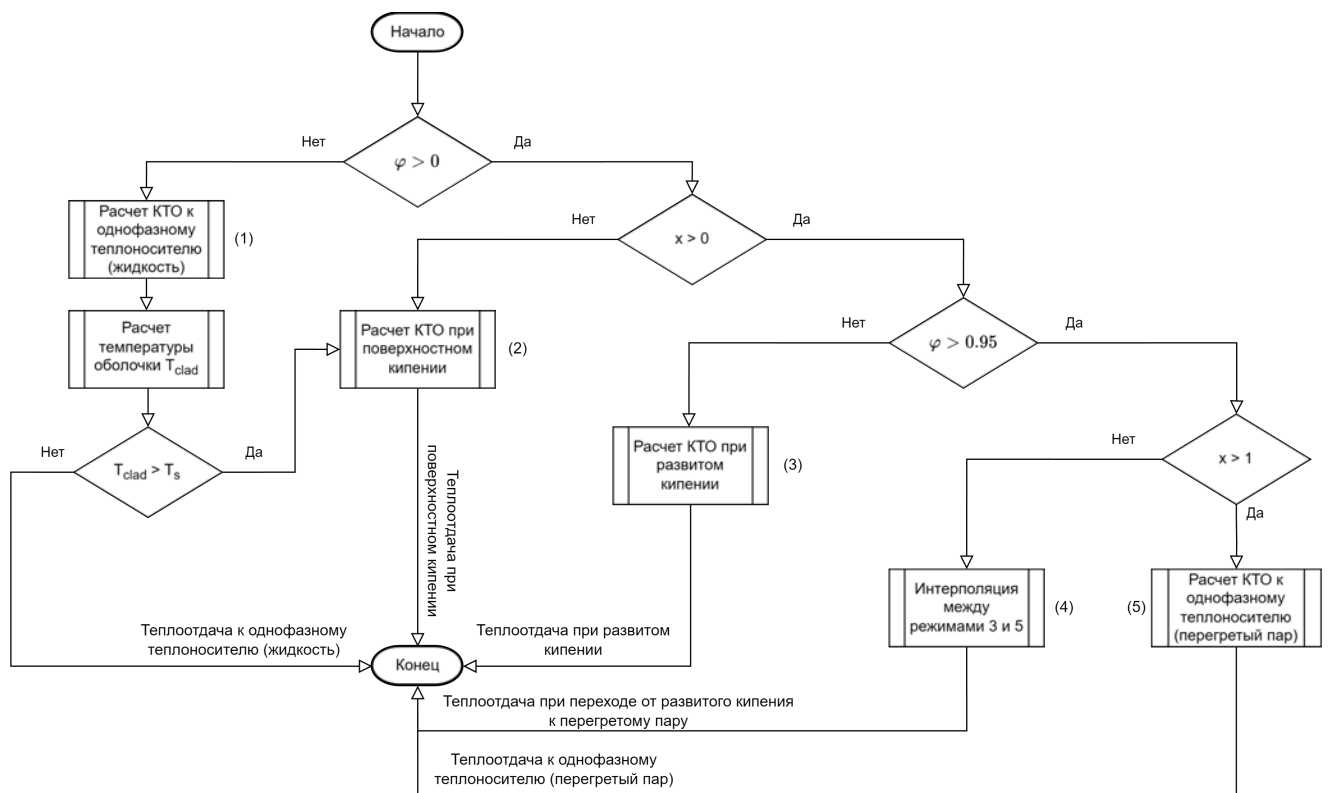


Рисунок 2.5 – Блок-схема алгоритма расчета коэффициента теплоотдачи в программе SC-Core

Коэффициент теплоотдачи при турбулентном движении однофазного теплоносителя рассчитывается по корреляции Диттуса-Болтера [130]:

$$\alpha_c = \frac{\lambda}{d_{hy}} \cdot (0.023 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.4}) \quad (2.120)$$

Режим поверхностного кипения характеризуется тем, что пузырьки пара не достигают соответствующих отрывных размеров, так как происходит одновременный рост пузырька и его конденсация. Со стороны теплообменной поверхности теплота подводится в основание пузырька, а со стороны холодного потока, имеющего температуру ниже температуры пузырька пара, энергия с его поверхности отводится. Данный режим определяется программой SC-Core либо в случае получения температуры наружной поверхности твэла, большей нежели температура

насыщения теплоносителя, либо в случае наличия истинного объемного паросодержания φ в потоке недогретого до температуры насыщения теплоносителя (относительная энтальпия принимает отрицательное значение). Для расчета температуры оболочки твэлов при режиме поверхностного кипения используется методика, предложенная В.М. Боришанским в работе [131], согласно которой полный удельный тепловой поток через теплоотдающую поверхность зависит от отдельных его составляющих, вызванных различными механизмами переноса тепла, следующим образом:

$$q = \sqrt{(q_c^2 + q_{pb}^2)} \quad (2.121)$$

где $q_c = \alpha_c \cdot (T_{clad} - T_{cool})$ – тепловой поток, определяющий перенос тепла за счет конвекции, коэффициент теплоотдачи α_c рассчитывается по формуле (2.120);

$q_{pb} = \alpha_{pb} \cdot (T_{clad} - T')$ – тепловой поток, определяющий перенос тепла за счет кипения, коэффициент теплоотдачи α_{pb} рассчитывается по формуле (2.122).

Подставляя вышеприведенные выражения для вычисления каждой из составляющих полного теплового потока в уравнение (2.121), получаем квадратное уравнение относительно температуры внешней поверхности твэла T_{clad} . Данный способ определения искомой температуры применяется в связи с тем, что при кипении в условиях недогрева само понятие суммарного коэффициента теплоотдачи к двухфазному потоку становится в достаточной мере неопределенным, так как в этих условиях недостаточно ясно, что выбрать за определяющий температурный перепад [131].

Для расчета коэффициента теплоотдачи при кипении жидкости в большом объеме используется формула В.М. Боришанского [109], определяющая зависимость искомого коэффициента теплоотдачи как от теплового потока на теплоотдающей поверхности, так и от давления жидкости:

$$\alpha_{pb} = 4.34 \cdot q^{0.7} \cdot (p^{0.14} + 1.35 \cdot 10^{-2} \cdot p^2) \quad (2.122)$$

где q имеет размерность Вт/м², p – МПа, α_{pb} – Вт/м².

Диапазон применимости формулы (2.122): $p = 0.1 \div 20$ МПа, $q < 0.4$ МВт/м²

При вынужденном движении двухфазного потока на интенсивность теплообмена соизмеримое влияние оказывают оба механизма (конвективный теплообмен и перенос тепла за счет парообразования). Для расчета коэффициента теплоотдачи при развитом кипении теплоносителя в программе SC-Core вычисляются коэффициент теплоотдачи к однофазному теплоносителю α_c по формуле (2.120) и коэффициент теплоотдачи при кипении в большом объеме α_{pb} по формуле (2.122), благодаря которым затем вычисляется итоговый коэффициент теплоотдачи к двухфазному потоку [109]:

$$\alpha_b = \sqrt{\alpha_c^2 + (0.7 \cdot \alpha_{pb})^2 + 7 \cdot 10^{-9} \cdot \left(\frac{\rho' \cdot u \cdot r}{q} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot (0.7 \cdot \alpha_{pb})^2} \quad (2.123)$$

где r – удельная теплота парообразования, Дж/кг.

Формула (2.123) применима в следующем диапазоне параметров: $p = 0.2 \div 17$ МПа, $q = 0.08 \div 6$ МВт/м², $u = 1 \div 300$ м/с.

В области крайне высоких объемных паросодержаний ($\varphi > 0.95$) используется линейная интерполяция между значением α_b , полученным по формуле (2.123), и значением α_{sv} , полученным для теплоотдачи к перегретому пару по формуле (2.120):

$$\alpha = \alpha_b - \frac{\varphi - 0.95}{0.05} \cdot (\alpha_b - \alpha_{sv}) \quad (2.124)$$

2.6.3 Модель тепловыделяющего элемента

Для обоснования теплового состояния твэлов и твэгов в пределах активных зон ядерных реакторов в режимах НЭ и ННЭ используются специализированные расчетные программы. В качестве примера можно привести зарубежные программы FRAPCON [132] и FRAPTRAN [133], предназначенные для моделирования термо-механических процессов в пределах тепловыделяющих элементов реакторов типа PWR и BWR соответственно в стационарных и нестационарных условиях. В отечественной атомной отрасли для этих целей на текущий момент используется программа СТАРТ-4А разработки АО «ВНИИНМ» [134], имеющая действующий аттестационный паспорт [135]. Также стоит отметить разработанную в НИЦ «Курчатовский институт» программу TOPRA-S [136], предназначенную для проведения экспресс-расчета теплофизических параметров поперечного сечения твэлов ТВС реакторов типа ВВЭР.

Несмотря на то, что задача определения теплового состояния тепловыделяющего элемента в целом, включая температуру ядерного топлива, не относится к основным задачам субканальных теплогидравлических программ, существует практика реализации в их составе так называемых «твэльных» модулей. В первую очередь это делается для повышения автономности и независимости теплогидравлических программ. Более того, если программа является нестационарной, то решение соответствующей задачи теплопроводности является ее обязательной и неотъемлемой составляющей, позволяющей оценивать долю выделяемой энергии, отдаваемой теплоносителю. Также наличие собственного «твэльного» модуля позволяет использовать соответствующую программу при мультифизическом моделировании для определения не только параметров теплоносителя, но также и параметров ядерного топлива с их последующей передачей в нейтронно-физическую часть программного комплекса.

Приведем несколько примеров реализации подобных «твэльных» модулей в составе субканальных теплогидравлических программ. В диссертационном исследовании [8], посвященном созданию и экспериментальному обоснованию субканальной программы SC-1, разрабатывается трехмерная модель твэла для оценки азимутального распределения температуры

топлива в случае неравноценности условий теплоотдачи по периметру наружной поверхности оболочки твэла (например, при возникновении кризиса теплоотдачи). В диссертационном исследовании [13], посвященном созданию субканальной программы ТЕМПА-1Ф, обосновывается ее связка с программой ТВЭЛ-3 [137] для возможности решения сопряженной задачи тепломассопереноса в межтвэльном пространстве и термомеханики твэла. Выполняется валидация связки на экспериментальных исследованиях поведения твэлов в процессе различных стадий аварии «большая течь» РУ ВВЭР-1000, выполненных на стенде ПАРАМЕТР [138]. В работе [139] для субканальной программы STF разрабатывается модуль STFFuel, учитывающий, в частности, изменение коэффициента теплопроводности топлива легководных ядерных реакторов в процессе выгорания. Для разработанного модуля выполняется верификация с целью подтверждения порядка численной аппроксимации, а также кроссверификация с уже упомянутой программой FRAPCON по значениям максимальной температуры топливной таблетки. Также об интеграции в субканальные программы «твэльных» моделей пишет в нескольких своих работах уже упомянутый в предыдущей главе Семенович О.В. [140].

Таким образом, для расширения области применения программы SC-Core осуществлена разработка модуля, который получил название FuelSolver и описание которого представлено в настоящем подразделе. Модуль FuelSolver предназначен для экспресс-расчёта теплофизических параметров заданного поперечного сечения твэла или твэга ВВЭР при работе в режимах НЭ в заданный момент времени:

- термической проводимости зазора топливо-оболочка;
- распределения температуры по радиусу топливной таблетки.

Модуль учитывает условия работы твэла, его конструкционные и технологические параметры. В основу моделирования при его создании положено решение теплофизической задачи в одномерной r -геометрии, опирающееся на аналитические теплофизические соотношения и физические модели, описывающие основные процессы, которые происходят в твэле при работе в реакторе и влияют на температурное поле в нём.

В качестве топлива в реакторах ВВЭР используются таблетки цилиндрической формы с центральным отверстием. Таблетки изготовлены из спечённого диоксида обогащенного урана или смеси $UO_2 + Gd_2O_3$. Таблетки имеют фаски. Высота таблеток составляет от 9 до 12 мм. Таблетки помещаются в оболочку из циркониевого сплава, составляя тепловыделяющий элемент.

Между топливными таблетками и оболочкой имеется зазор. Твэл заполняется инертным газом – гелием. С торцов твэл герметизируется с помощью заглушек, привариваемых к оболочке. В верхней части твэла имеется незаполненное топливом пространство – компенсационный объём, в котором располагается пружинный фиксатор, необходимый для обеспечения неразрывности топливного столба. Компенсационный объём служит для сбора газообразных продуктов деления,

выделяющихся в процессе выгорания топлива и снижению давления газовой среды под оболочкой.

В качестве примера, на рисунке 2.6 приведена схема твэла ВВЭР.

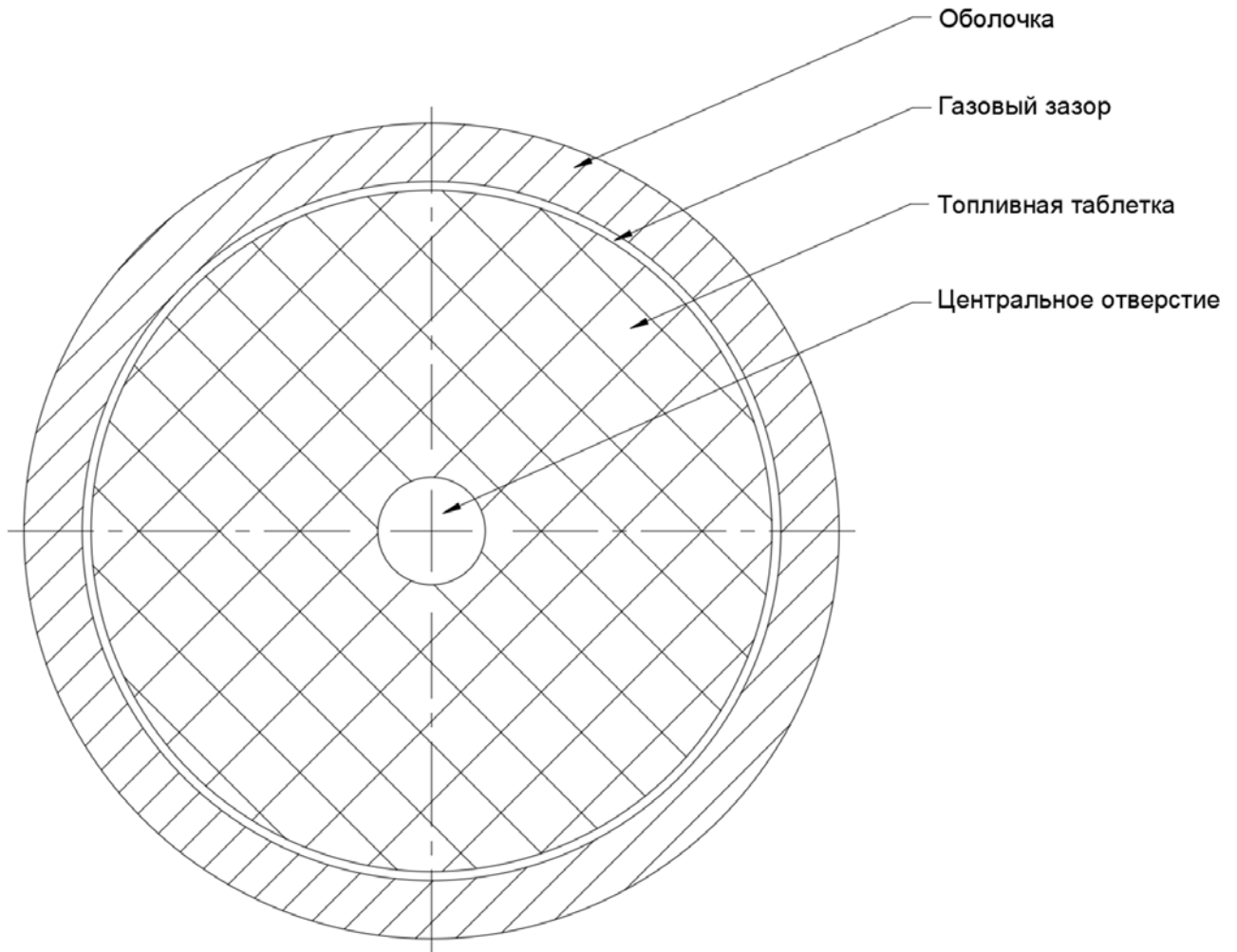


Рисунок 2.6 – Поперечное сечение твэла с центральным отверстием

При определении теплофизических характеристик твэла в условиях стационарного режима работы реактора необходимо учитывать следующие физические процессы:

- изменение наружного диаметра топлива вследствие его термического расширения, радиационного уплотнения, набухания и растрескивания;
- изменение диаметров оболочки вследствие термического расширения, упругой деформации и деформации ползучести под действием разности давлений теплоносителя и газовой смеси под оболочкой;
- образование оксидных пленок на внутренней и внешней поверхностях оболочки;
- выделение газообразных продуктов деления из топлива и изменение состава газа и давления под оболочкой;
- изменение теплопроводности топлива от температуры, выгорания и плотности, а также в зависимости от содержания гадолиния;

– изменение тепловой проводимости зазора топливо-оболочка в процессе облучения, связанное с изменением ширины зазора, состава газовой среды и возможным контактом топлива и оболочки;

– зависимость теплофизических свойств материалов оболочки от температуры.

Для учета вышеприведенных физических процессов по умолчанию используются соотношения, реализованные в программе TOPRA-S, также присутствует возможность ввода пользовательских зависимостей. Численный алгоритм решения поставленной задачи представляет собой цикл, на каждой итерации которого для заданной геометрии решается чисто тепловая задача, а затем, при необходимости, осуществляется корректировка геометрических размеров рассматриваемого объекта.

На основании найденных характеристик теплоносителя рассчитываются коэффициенты теплоотдачи по методикам, представленным в подразделе 2.6.2. Через закон Ньютона-Рихмана рассчитывается температура наружной поверхности оболочки:

$$T_{clad}^{out} = T_{cool} + \frac{q}{\alpha} \quad (2.125)$$

Через термические сопротивления оболочки и оксидных слоев на ее внешней и внутренней поверхностях, находится температура ее внутренней поверхности:

$$T_{clad}^{in} = T_{clad}^{out} + \frac{q^l}{2 \cdot \pi} \cdot \frac{1}{\lambda_{clad}} \cdot \ln \frac{r_{clad}^{out}}{r_{clad}^{in}} + \frac{q^l}{2 \cdot \pi} \cdot \frac{1}{\lambda_{ox}} \cdot \left(\ln \frac{r_{clad}^{out} + \Delta r_{ox}^{out}}{r_{clad}^{out}} + \ln \frac{r_{clad}^{in}}{r_{clad}^{in} - \Delta r_{ox}^{in}} \right) \quad (2.126)$$

где λ_{clad} вычисляет по средней температуре оболочки ТВЭЛ.

Итоговая проводимость системы топливо-оболочка h_{gap} определяется как сумма трех составляющих:

$$h_{gap} = h_{gas} + h_{solid} + h_r \quad (2.127)$$

где h_{gas} – термическая проводимость газовой среды, заполняющей пространство между топливом и оболочкой;

h_{solid} – термическая проводимость через пятна фактического контакта (в случае контакта топлива и оболочки);

h_r – термическая проводимость лучистым обменом.

Через итоговую проводимость газового зазора рассчитывается температура внешней поверхности топливной таблетки:

$$T_{fuel}^{out} = T_{clad}^{in} + \frac{q^l}{2 \cdot \pi \cdot r_{fuel}^{out}} \cdot \frac{1}{h_{gap}} \quad (2.128)$$

Вычисленная температура является граничным условием для задачи нахождения температурного распределения в пределах топливной таблетки. Для этой цели проведем в пределах топливной таблетки N цилиндрических поверхностей таким образом, чтобы первая совпадала

с внутренней границей таблетки (при рассмотрении твэла без центрального отверстия данная поверхность вырождается в ось), а последняя – с внешней границей. По умолчанию топливная таблетка разбивается на 20 равновеликих зон, однако также предусмотрена возможность задания и пользовательского радиального разбиения.

Контрольные объемы, необходимые для дискретизации исходного дифференциального уравнения баланса энергии, определяются следующим образом. Для каждой точки радиального разбиения, за исключением граничных, слева и справа от нее отложим расстояния, равные половине дистанции до соответствующей точки радиального распределения. Наглядно выделение контрольных объемов показано на рисунке 2.7.

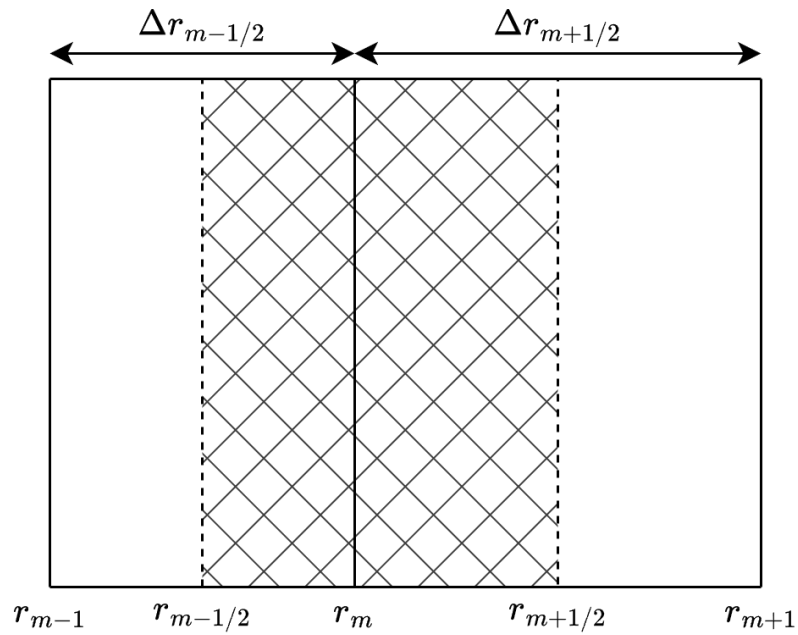


Рисунок 2.7 – Выделение контрольного объема в топливной таблетке (заштрихованная область)

В дальнейшем опустим для краткости индекс *fuel* при рассмотрении численного алгоритма решения задачи нахождения температурного профиля в пределах топливной таблетки. Запишем стационарный закон сохранения энергии:

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{q} = q^v \quad (2.129)$$

Вектор плотности теплового потока $\vec{q}$ выражается через закон Фурье:

$$\vec{q} = -\lambda \cdot \vec{\nabla} T \quad (2.130)$$

Для дискретизации в пространстве получающегося в результате комбинирования выражений (2.129) и (2.130) дифференциального уравнения воспользуемся методом контрольных

объемов, в результате которого получаем:

$$\begin{aligned} & \lambda_{m+1/2} \cdot \frac{T_{m+1} - T_m}{\Delta r_{m+1/2}} \cdot 2 \cdot \left(r_m + \frac{\Delta r_{m+1/2}}{2} \right) - \\ & - \lambda_{m-1/2} \cdot \frac{T_m - T_{m-1}}{\Delta r_{m-1/2}} \cdot 2 \cdot \left(r_m - \frac{\Delta r_{m-1/2}}{2} \right) + \\ & + q_{m+1/4}^v \cdot \frac{\Delta r_{m+1/2}}{2} \cdot \left(2 \cdot r_m + \frac{\Delta r_{m+1/2}}{2} \right) + q_{m-1/4}^v \cdot \frac{\Delta r_{m-1/2}}{2} \cdot \left(2 \cdot r_m - \frac{\Delta r_{m-1/2}}{2} \right) = 0 \end{aligned} \quad (2.131)$$

Представим данный дискретный аналог в следующем виде:

$$a_{m,m-1} \cdot T_{m-1} + a_{m,m} \cdot T_m + a_{m,m+1} \cdot T_{m+1} = b_m \quad (2.132)$$

где для вычисления коэффициентов трехдиагональной матрицы используются следующие выражения:

$$a_{m,m-1} = 2 \cdot \frac{\lambda_{m-1/2}}{\Delta r_{m-1/2}} \cdot \left(r_m - \frac{\Delta r_{m-1/2}}{2} \right) \quad (2.133)$$

$$a_{m,m+1} = 2 \cdot \frac{\lambda_{m+1/2}}{\Delta r_{m+1/2}} \cdot \left(r_m + \frac{\Delta r_{m+1/2}}{2} \right) \quad (2.134)$$

$$a_{m,m} = -a_{m,m-1} - a_{m,m+1} \quad (2.135)$$

Компоненты вектора правой части решаемой СЛАУ находятся следующим образом:

$$b_m = -q_{m+1/4}^v \cdot \frac{\Delta r_{m+1/2}}{2} \cdot \left(2 \cdot r_m + \frac{\Delta r_{m+1/2}}{2} \right) - q_{m-1/4}^v \cdot \frac{\Delta r_{m-1/2}}{2} \cdot \left(2 \cdot r_m - \frac{\Delta r_{m-1/2}}{2} \right) \quad (2.136)$$

Как видно из вышепредставленных выражений, для нахождения коэффициентов трехдиагональной матрицы необходимы значения коэффициента теплопроводности в узлах, смещенных относительно «основных», в которых находятся искомые значения температуры. Для вычисления данных значений существуют различные методы, многие из которых описаны в работе [141]. В программном модуле FuelSolver реализован следующий вариант интерполяции:

$$\lambda_{m+1/2} = \lambda \left(\frac{T_m + T_{m+1}}{2} \right) \quad (2.137)$$

В качестве условия на внешней поверхности топливной таблетки выступает равенство температуры значению, вычисленному по формуле (2.128), что выражается в следующих коэффициентах:

$$a_{N,N-1} = 0.0; \quad a_{N,N} = 1.0; \quad b_N = T_{fuel}^{out} \quad (2.138)$$

В качестве условия на внутренней поверхности топливной таблетки выступает условие симметрии: $dT/dr = 0$ при $r = r_1$, что позволяет получить выражение:

$$\lambda_{3/2} \cdot \frac{T_2 - T_1}{\Delta r_{3/2}} \cdot 2 \cdot \left(r_1 + \frac{\Delta r_{3/2}}{2} \right) = -q_{5/4}^v \cdot \frac{\Delta r_{3/2}}{2} \cdot \left(2 \cdot r_1 + \frac{\Delta r_{3/2}}{2} \right) \quad (2.139)$$

Таким образом, коэффициенты первой строки рассматриваемой матрицы:

$$a_{1,1} = -a_{1,2}; \quad a_{1,2} = \frac{\lambda_{3/2}}{\Delta r_{3/2}} \cdot 2 \cdot \left(r_1 + \frac{\Delta r_{3/2}}{2} \right); \quad b_1 = -q_{5/4}^v \cdot \frac{\Delta r_{3/2}}{2} \cdot \left(2 \cdot r_1 + \frac{\Delta r_{3/2}}{2} \right) \quad (2.140)$$

2.7 Программная архитектура

Программа SC-Core написана на языке программирования Fortran 90/95 с элементами более новых стандартов. Программа написана в соответствии с принципами структурно-ориентированного и процедурного программирования и имеет модульную архитектуру. Модульная архитектура в значительной степени ускоряет и облегчает процесс написания кода и его последующей отладки. Также модульная структура позволяет при необходимости использовать отдельные части (модули) уже написанных программ при разработке новых. В таблице 2.5 представлены название и краткое описание всех основных программных единиц SC-Core.

Таблица 2.5 – Программные единицы SC-Core

№	Название	Краткое описание
1	<i>alpha_mod</i>	Модуль расчета коэффициентов теплоотдачи
2	<i>calcul_mod</i>	Модуль проведения единичного расчета, состоящего из вызова выбранного алгоритма решения СНУ и последующего расчета КТП и теплового состояния ТВЭЛОВ
3	<i>chf_mod</i>	Модуль расчета критических тепловых потоков, включая факторы формы аксиального профиля энерговыделения
4	<i>closing_mod</i>	Модуль расчета основных замыкающих соотношений на основании давления, энтальпии и скорости теплоносителя в КО, а также его геометрических характеристик
5	<i>common_mod</i>	Модуль, содержащий константы, типы данных, а также функции и подпрограммы общего назначения
6	<i>FuelSolver</i>	Библиотека решения одномерной стационарной задачи теплопроводности в пределах ТВЭЛА
7	<i>geom_mod</i>	Модуль расчета геометрических характеристик подканалов и их гидравлических связей друг с другом на основании макроскопических характеристик расчет области
8	<i>lam_f_mod</i>	Модуль расчета коэффициентов гидравлического сопротивления трения
9	<i>log_mod</i>	Модуль логирования: фиксации и структурирования информации о работе системы в отдельные лог-файлы с возможностью быстрого доступа к ним в случае необходимости

Продолжение таблицы 2.5

№	Название	Краткое описание
10	<i>phi_mod</i>	Модуль расчета истинных объемных паросодержаний для учета проскальзывания паровой фазы относительно жидкой
11	<i>PropSplines</i>	Библиотека расчета теплофизических свойств водяного теплоносителя
12	SC-Core	Головная программа, содержащая вызов процедуры считывания основного входного файла, запуска расчета и вывода результатов моделирования в выходные файлы программы
13	<i>setup_mod</i>	Модуль считывания основных входных файлов и последующей подготовки исходных данных для проведения расчета
14	<i>solve_newton_mod</i>	Модуль решения системы нелинейных уравнений алгоритмом Ньютона с линейным поиском
15	<i>solve_simple_mod</i>	Модуль решения системы нелинейных уравнений алгоритмом SIMPLE
16	<i>w_turb_mod</i>	Модуль расчета поперечных турбулентных перетоков на единицу длины
17	<i>write_mod</i>	Модуль записи результатов расчета в выходные файлы программы
18	<i>x_mod</i>	Модуль расчета истинных массовых паросодержаний для учета поверхностного кипения теплоносителя

На рисунке 2.8 представлен граф взаимодействия программных единиц друг с другом. На данном рисунке линии направлены от импортирующих единиц к импортируемым. Названия модулей программы SC-Core, заключенные в зеленые блоки, для краткости представлены без суффикса «mod». Красным цветом обозначена головная программа, синим – отдельные библиотеки, включая как внутренние («PropSplines» и «FuelSolver»), так и внешние («PETSc», «FortranErrorHandler» и «JSON-Fortran»). Также на данном рисунке не представлен модуль «common», содержащий константы и все пользовательские типы данных, с помощью которых информация эффективно передается между различными программными единицами. Далее идет краткое описание процесса взаимодействия различных модулей друг с другом.

Для проверки корректности информации, заданной пользователем во входных файлах программы SC-Core, в программном модуле «setup» используется функционал, предоставляемый библиотекой «Fortran Error Handling» [143], по отслеживанию и обработке различного рода ошибок.

В модуле «calcul» вызывается подпрограмма осуществления единичного расчета с использованием выбранного пользователем алгоритма (Ньютона или SIMPLE). Соответствующие подпрограммы реализованы в модулях «solve_newton» и «solve_simple». После завершения единичного расчета в каждом контрольном объеме определяется критический тепловой поток на основании локальных параметров теплоносителя и других характеристик. Соответствующий функционал предоставляется модулем «chf», в рамках которого на текущий момент реализованы как базовые корреляции для расчета КТП, так и различные факторы-формы аксиального профиля энерговыделения. После этого вызываются функция расчета коэффициента теплоотдачи из модуля «alpha» и подпрограмма расчета теплового состояния твэла из библиотеки «FuelSolver».

Для логирования процесса считывания входных файлов модулем «setup» и процесса решения основной системы нелинейных уравнений модулями «solve_simple» и «solve_newton» используется функционал, предоставляемый модулем «log».

Основные расчетные модули «solve_newton» и «solve_simple» использует при итерационном решении СЛУ функционал, предоставляемый модулями:

- «w_turb» – для расчета поперечных турбулентных перетоков;
- «closing» – для расчета замыкающих соотношений применительно к каждому контрольному объему.

Для решения СЛАУ используется уже упомянутая в главе 1 библиотека «PETSc»

Модуль «closing» использует функционал, предоставляемый библиотекой «PropSplines» и модулями «x», «phi», «lam_f» для вычисления соответственно теплофизических свойств теплоносителя, истинных массового и объемного паросодержаний и коэффициента гидравлического сопротивления трения. Данные характеристики являются индивидуальным для каждого КО и обновляются на каждом этапе итерационного процесса решения основной системы нелинейных уравнений.

2.8 Выводы к главе 2

В рамках главы 2 представлено детализированное описание разработанного численного алгоритма программы SC-Core, предназначенной для моделирования течения теплоносителя в пределах активных зон ядерных реакторов с водой под давлением с использованием субканального метода и одножидкостной модели двухфазного потока.

Представлен результат дискретизации исходной системы дифференциальных уравнений сохранения методом контрольных объемов на разнесенных сетках с учетом принятых при

разработке программы допущений и упрощений. Для решения полученной системы нелинейных уравнений адаптирован и программно реализован алгоритм SIMPLE, являющийся основным подходом к решению задач вычислительной гидродинамики в программах CFD-класса.

Обоснован выбор эмпирических корреляций, необходимых для замыкания рассматриваемой системы, описывающей течение водяного теплоносителя в пределах пучков стержней. Помимо этого, для повышения автономности программы и возможности ее дальнейшего использования при мультифизическом моделировании, реализован «твэльный» модуль, позволяющий выполнять расчет теплового состояния твэлов с учетом различных термомеханических процессов.

Разработанная программная архитектура, соответствующая современным принципам написания исходного кода вычислительного ПО, позволит в дальнейшем, с малыми трудозатратами, модернизировать программу с целью расширения ее области применимости.

Таким образом, в рамках настоящей главы выполнены задачи 2 и 3 диссертационного исследования.

3 Обоснование численного алгоритма программы SC-Core

В соответствии с документом [144] для обоснования возможности применения программы для ЭВМ в расчетных анализах безопасности АЭС необходимо выполнить следующие процедуры:

- верификацию, то есть проверку того, что программа для ЭВМ работает корректно и не содержит ошибок программирования;
- валидацию, то есть обоснование адекватности воспроизведения программой для ЭВМ физического явления с оценкой погрешности расчета, проведенной путем сравнения указанных результатов с измерениями, выполненными на экспериментальных установках;
- кросс-верификацию, то есть сопоставление результатов расчетов по программе для ЭВМ с результатами расчетов по другой программе для ЭВМ.

В рамках настоящей главы диссертационного исследования приводятся результаты выполнения вышеперечисленных процедур для программы SC-Core.

3.1 Верификация

На текущий момент, в требованиях к материалам, обосновывающим возможность применения программы для ЭВМ для выполнения анализа безопасности объектов использования атомной энергии, содержится необходимость проведения верификации. Очевидно, что для различных программ набор верификационных задач должен быть различен. И это касается не только программ, предназначенных для моделирования различных физических процессов: нейтронно-физических, теплогидравлических, термомеханических и др. Для теплогидравлических программ, располагающихся на разных уровнях представленной в 1-ой главе иерархии, верификационные задачи также должны быть различными.

Для субканальных теплогидравлических программ наиболее распространенными тестами является следующая пара изотермических задач:

- 1) пара различных подканалов, на вход в которые подается одинаковый расход;
- 2) пара идентичных подканалов, на вход в которые подается различный расход.

Для первой задачи проверяется факт установления расходов теплоносителя, конечные значения которых в случае отсутствия турбулентного обмена импульсом возможно определить аналитически из условия равенства перепадов давления:

$$\Delta p_1 = \Delta p_2$$

$$\lambda_1 \cdot \frac{\Delta z}{d_1^{hy}} \cdot \frac{\rho \cdot u_1^2}{2} = \lambda_2 \cdot \frac{\Delta z}{d_2^{hy}} \cdot \frac{\rho \cdot u_2^2}{2} \quad (3.1)$$

где также необходимо учитывать зависимость коэффициента трения λ от числа Рейнольдса. Для второй задачи проверяется факт выравнивания расходов до идентичных значений.

Однако данные задачи не позволяют подтвердить корректность скорости выравнивания расходов, а лишь обосновывают правильность установившихся значений по причине отсутствия соответствующих аналитических решений. Также данные задачи не подходят для первичного подтверждения порядка аппроксимации используемого численного алгоритма.

В данном разделе представлены описание и результаты выполнения с использованием программы SC-Core разработанного автором набора из четырех верификационных задач. Разработанный набор затрагивает все уравнения, присутствующие в однофазной субканальной программе, включая уравнение сохранения энергии, а также позволяет подтвердить корректность расчета всех основных переменных, изменения которых вызваны различными источниковыми членами.

Используемые для верификации расчетные области представляют собой:

1) изолированный регулярный подканал, образованный правильной треугольной решеткой твэлов с шагом расположения 12.75 мм и диаметром 9.1 мм, со следующими геометрическими характеристиками: $A = 37.87 \text{ мм}^2$ и $P_{he} = P_{hy} = 14.29 \text{ мм}$;

2) пара регулярных подканалов, взаимодействующих друг с другом через одну из боковых граней, со следующими геометрическими характеристиками: $S^g = 3.65 \text{ мм}$ и $L = 7.361 \text{ мм}$.

Высота обеих расчетных областей составляет $H = 3 \text{ м}$. Расчеты выполняются при равномерном аксиальном разбиении с $N_z = 20, 40, 80, 160, 320$.

На выходе из расчетных областей задано давление $p_{out} = 16.2 \text{ МПа}$. На входе в расчетные области задана энтальпия теплоносителя $h_{in} = 1300 \frac{\text{кДж}}{\text{кг}}$ и массовая скорость $G_{in} = 4000 \frac{\text{кг}}{\text{м}^2 \cdot \text{с}}$. Данные значения соответствуют основным режимным параметрам реакторов ВВЭР большой мощности.

Для каждой верификационной задачи приводятся:

- краткое текстовое описание и перечень основных принятых допущений;
- соответствующая система дифференциальных уравнений и ее аналитическое решение;
- набор графиков, иллюстрирующих результаты выполнения верификационной задачи.

Набор графиков включает в себя:

- аксиальное распределение рассматриваемого параметра (а);
- аксиальное распределение величины, характеризующей данную верификационную задачу, например, источникового члена (b);
- логарифмическая зависимость максимального отклонения между результатом расчета и аналитическим решением от количества участков в аксиальном разбиении при использовании различных схем интерполяции (с);

– аксиальные зависимости полученных отклонений при различном количестве аксиальных участков для каждой из используемых схем интерполяции (d, e, f).

Для вычисления отклонения расчетного значения параметра x_{calc} от аналитического значения x_{real} используется следующее выражение:

$$\delta x = x_{real} - x_{calc} \quad (3.2)$$

При разработке набора верификационных задач для программы SC-Core автор столкнулся с двумя основными трудностями.

Во-первых, в программе SC-Core, в отличие от некоторых других субканальных программ, по умолчанию теплофизические свойства теплоносителя вычисляются с использованием локального давления, а не давления, заданного в качестве граничного условия. Это приводит к тому, что даже в адиабатических условиях плотность изменяется по высоте расчетной модели в связи с наличием перепада давления. Для учета данного эффекта аналитические решения некоторых из верификационных задач находятся с учетом линейной зависимости плотности от давления:

$$\rho(p) = k_p \cdot p + \rho_0 \quad (3.3)$$

где коэффициенты k_p и ρ_0 определяются в окрестности заданного давления p_{out} с использованием соответствующего модуля программы SC-Core.

Однако для других верификационных задач, аналитическое решение с учетом зависимости $\rho(p)$ хоть и существует, но определяется неявным выражением, в связи с чем непосредственное вычисление невязки оказывается невозможным. По этой причине, в программе SC-Core была реализована опция расчета, при использовании которой теплофизические свойства во всей расчетной области определяются по давлению на выходе.

Во-вторых, это невозможность получения аналитических распределений расходов и давления даже в простой геометрии, например, в двухканальной модели. В данном случае для оценки порядка численной аппроксимации в качестве эталонного решения можно было бы использовать результаты численного решения на очень мелкой сетке. Однако вместо этого было принято решение внедрить в правые части уравнений неразрывности (2.8), сохранения энергии (2.19) и движения в аксиальном направлении (2.28) дополнительные источниковые члены. Данные слагаемые позволяют тестировать численные алгоритмы с использованием так называемого метода искусственных решений (method of manufactured solutions). Суть метода заключается в выборе аналитического распределения искомой величины и дальнейшего определения источникового члена, при задании которого результаты применения численного алгоритма можно будет сравнивать с выбранным аналитическим выражением. Более того, данные источниковые члены могут быть использованы при дальнейшей реализации в составе программы SC-Core метода декомпозиции расчетной области в качестве альтернативного способа выполнения

параллельных расчетов. В данном методе дополнительные источниковые члены служили бы граничными условиями и обеспечивали бы связь различных под-областей друг с другом.

3.1.1 Верификация уравнения энергии с известным источником

Рассматривается изолированный регулярный подканал, в который подводится по синусоидальному закону энергия от примыкающих к нему тепловыделяющих элементов с $q_{avg}^l \approx 140$ Вт/см. Таким образом, исходная система дифференциальных уравнений имеет вид:

$$\begin{aligned} m_{in} \cdot \frac{\partial h(z)}{\partial z} &= q^l(z) \\ h(0) &= h_{in} \\ q^l(z) &= q_{avg}^l \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \sin\left(\pi \cdot \frac{z}{H}\right) \end{aligned} \quad (3.4)$$

Решением данной системы является следующая зависимость энтальпии теплоносителя от аксиальной координаты:

$$h(z) = h_{in} + \frac{q_{avg}^l \cdot H}{m_{in}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(1 - \cos\left(\pi \cdot \frac{z}{H}\right)\right) \quad (3.5)$$

Для вычисления отклонений результатов расчета от аналитического решения будем использовать относительный подогрев теплоносителя:

$$\Delta h(z) = \frac{h(z) - h_{in}}{h(H) - h_{in}} = \frac{1}{2} \cdot \left(1 - \cos\left(\pi \cdot \frac{z}{H}\right)\right) \quad (3.6)$$

Результаты выполнения рассматриваемой верификационной задачи с использованием программы SC-Core представлены на рисунке 3.1, при этом на под-рисунке (b) приведен относительный профиль энерговыделения. Из представленных результатов видно, что достигаемые порядки аппроксимации соответствуют теоретическим. Исключением является точка $N_z = 320$ при использовании схемы QUICK 3-го порядка аппроксимации, которая приводит к незначительному отклонению коэффициента наклона от теоретического значения.

Стоит отметить, что итоговый порядок аппроксимации зависит не только от способа интерполяции значений h на гранях КО, но и от способа аппроксимации источника $q^l(z)$. По этой причине, для каждого аксиального разбиения в программе SC-Core был задан ступенчатый профиль энерговыделения с количеством ступеней, равным N_z . Энерговыделение на каждой ступени рассчитывалось путем аналитического усреднения функции $q^l(z)$ по участку Δz .

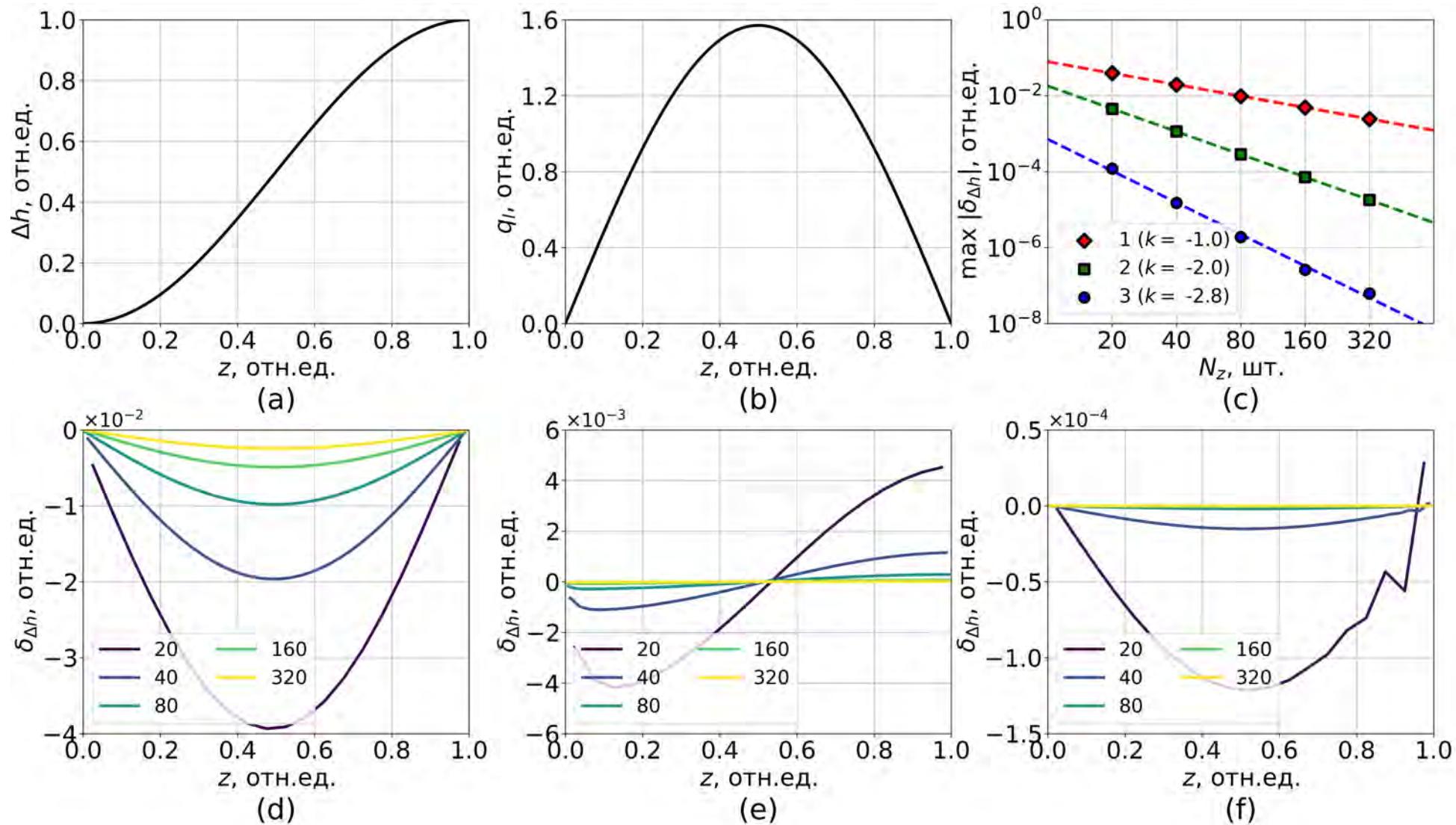


Рисунок 3.1 – Результаты верификации уравнения энергии с известным источником

3.1.2 Верификация уравнения энергии с учетом турбулентного обмена

Рассматривается пара регулярных подканалов, на вход в которые подается теплоноситель с одинаковым расходом, но разной энтальпией: $h_{1,in} = 1300 \frac{\text{кДж}}{\text{кг}}$ и $h_{2,in} = 1000 \frac{\text{кДж}}{\text{кг}}$. Задача является адиабатической. Подканалы обмениваются энергией друг с другом за счет турбулентных поперечных перетоков, значения которых являются постоянными и определяются не через выражение (2.109), а через коэффициент тепловой диффузии $TDC = 0.0055$. Для минимизации влияния конвективных поперечных перетоков на профиль энтальпии теплоносителя задано крайне высокое значение КГС поперечному перетоку $\xi_w = 10^{15}$. Таким образом, можно считать, что конвективное перераспределение расхода теплоносителя между подканалами отсутствует. С учетом всего вышесказанного, исходная система дифференциальных уравнений имеет вид:

$$m_{in} \cdot \frac{\partial h_1(z)}{\partial z} = w^T \cdot (h_2(z) - h_1(z)) \quad (3.7)$$

$$m_{in} \cdot \frac{\partial h_2(z)}{\partial z} = w^T \cdot (h_1(z) - h_2(z)) \quad (3.8)$$

$$h_1(0) = h_{1,in}; \quad h_2(0) = h_{2,in} \quad (3.9)$$

Решением данной системы являются следующие зависимости:

$$h_1(z) = h_{avg} + \Delta h_{in} \cdot \exp\left(-2 \cdot \frac{w^T \cdot z}{m_{in}}\right) \quad (3.10)$$

$$h_2(z) = h_{avg} - \Delta h_{in} \cdot \exp\left(-2 \cdot \frac{w^T \cdot z}{m_{in}}\right) \quad (3.11)$$

где $h_{avg} = (h_{1,in} + h_{2,in})/2$ – средняя энтальпия теплоносителя;

$\Delta h_{in} = (h_{1,in} - h_{2,in})/2$ – полуразность между энтальпиями на входе в расчетную область.

Рассмотрим относительный подогрев теплоносителя в первом подканале:

$$\Delta h_1(z) = \frac{h_1(z) - h_{avg}}{\Delta h_{in}} = \exp\left(-2 \cdot \frac{w^T \cdot z}{m_{in}}\right) \quad (3.12)$$

Результаты выполнения рассматриваемой верификационной задачи с использованием программы SC-Core представлены на рисунке 3.2, при этом на под-рисунке (b) приведен в относительных единицах источниковый член в уравнении для 1-го подканала. В данном случае для схемы QUICK теоретический порядок не достигается из-за использованной аппроксимации источникового члена. В предыдущей задаче значение подводимой извне энергии возможно было определить точно. В этой же задаче источниковый член аппроксимируется схемой второго порядка: интеграл вычисляется через значение функции в центре участка. Таким образом, в данном случае для достижения 3-го порядка аппроксимации численного алгоритма в целом, необходима реализации схем интегрирования более высокого порядка. Однако уже сейчас схема QUICK позволяет достигать меньшие по модулю отклонения по сравнению с противоточной схемой 2-го порядка аппроксимации. Максимальные по модулю отклонения наблюдаются в начале расчетной области, где градиент искомой функции принимает высокие значения.

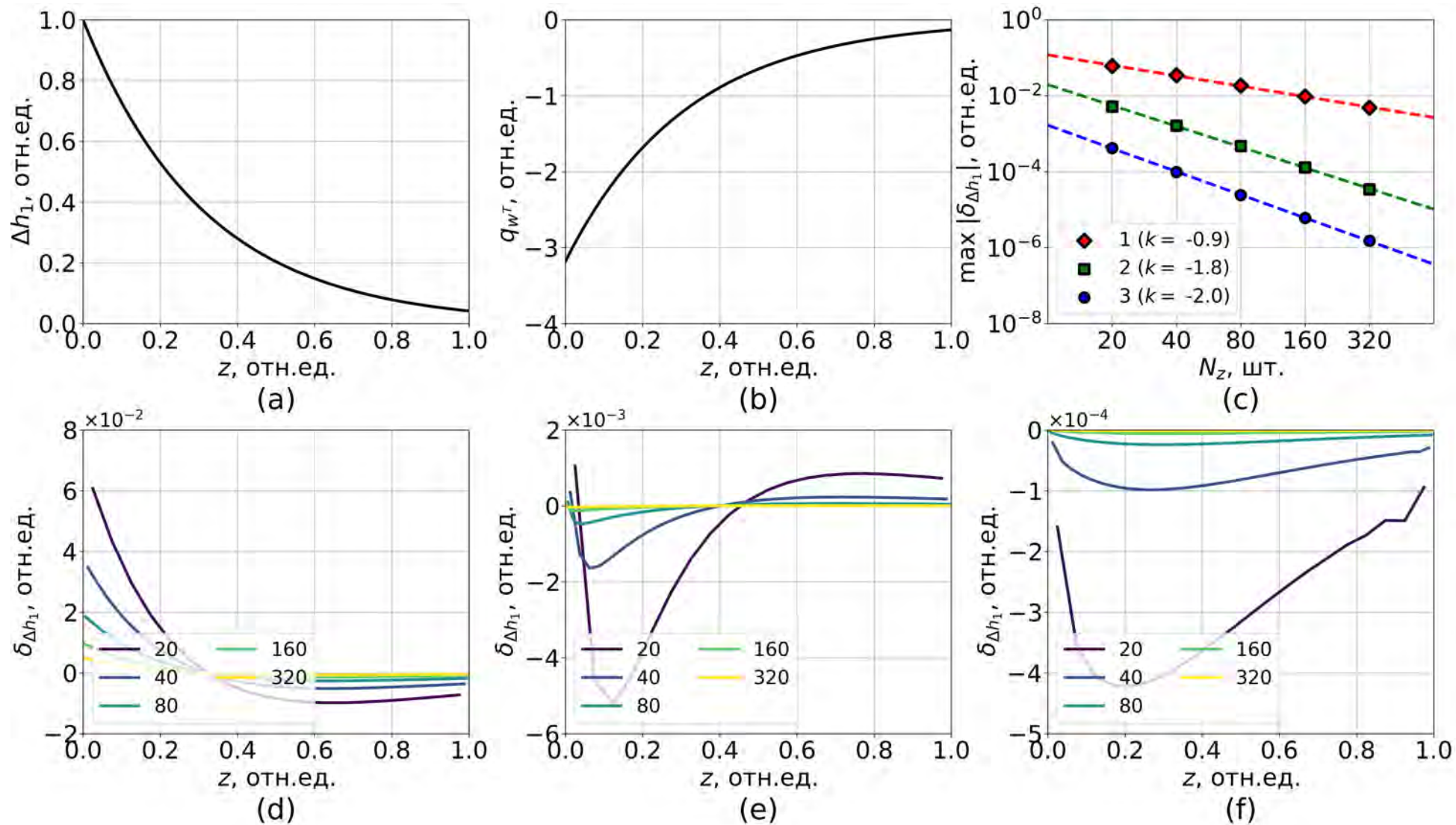


Рисунок 3.2 – Результаты верификации уравнения энергии с учетом турбулентного обмена

3.1.3 Верификация аксиального уравнения движения с известным источником массы

Рассматривается изолированный регулярный подканал с источником массы, распределенным по синусоидальному закону. Гравитация и трение отсутствуют. Таким образом, рассматриваемая задача описывается следующей системой ДУ:

$$\frac{\partial m(z)}{\partial z} = S^m(z) \quad (3.13)$$

$$m(0) = m_{in} \quad (3.14)$$

$$\frac{1}{A^2} \cdot \frac{\partial v(p) \cdot m^2(z)}{\partial z} = -\frac{\partial p(z)}{\partial z} + \frac{u_0}{A} \cdot S^m(z) \quad (3.15)$$

$$p(H) = p_{out} \quad (3.16)$$

$$S^m(z) = w_{avg} \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \sin\left(\pi \cdot \frac{z}{H}\right) \quad (3.17)$$

Среднее значение поперечного конвективного перетока на единицу длины равняется $w_{avg} = 0.05$ кг/(м · с). Параметр скорости в источниковом члене уравнения движения принят равным $u_0 = 5$ м/с. Аналитическое распределение массового расхода теплоносителя имеет вид:

$$m(z) = m_{in} + w_{avg} \cdot H \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(1 - \cos\left(\pi \cdot \frac{z}{H}\right)\right) \quad (3.18)$$

В то время как аналитическое распределение давления теплоносителя является решением следующего квадратного уравнения:

$$k_p \cdot p^2(z) + (\rho_0 - k_p \cdot R(z)) \cdot p(z) + \left(\frac{m^2(z)}{A^2} - \rho_0 \cdot R(z)\right) = 0 \quad (3.19)$$

где функция $R(z)$ включает в себя константы и результат интегрирования источникового члена уравнения движения:

$$R(z) = p_{out} + \frac{v(p_{out}) \cdot m^2(H)}{A^2} - w_{avg} \cdot \frac{u_0}{A} \cdot \frac{H}{2} \cdot \left(1 + \cos\left(\pi \cdot \frac{z}{H}\right)\right) \quad (3.20)$$

Для вычисления отклонений результатов расчета от аналитического решения будем использовать относительный перепад давления:

$$\Delta p(z) = \frac{p(z) - p_{out}}{p(0) - p_{out}} \quad (3.21)$$

Результаты выполнения рассматриваемой верификационной задачи с использованием программы SC-Core представлены на рисунке 3.3, при этом на под-рисунке (b) приведен в относительных единицах источник $S^m(z)$. По аналогии с первой верификационной задачей, значения источниковых членов в уравнении неразрывности и движения задавались исходя из аналитического интегрирования. Таким образом, получаемое в результате численного решения распределение расхода теплоносителя в точности совпадает с аналитическим. При этом стоит еще раз акцентировать внимание, что в программе SC-Core интегрирование данных уравнений выполняется по смещенным друг относительно друга КО.

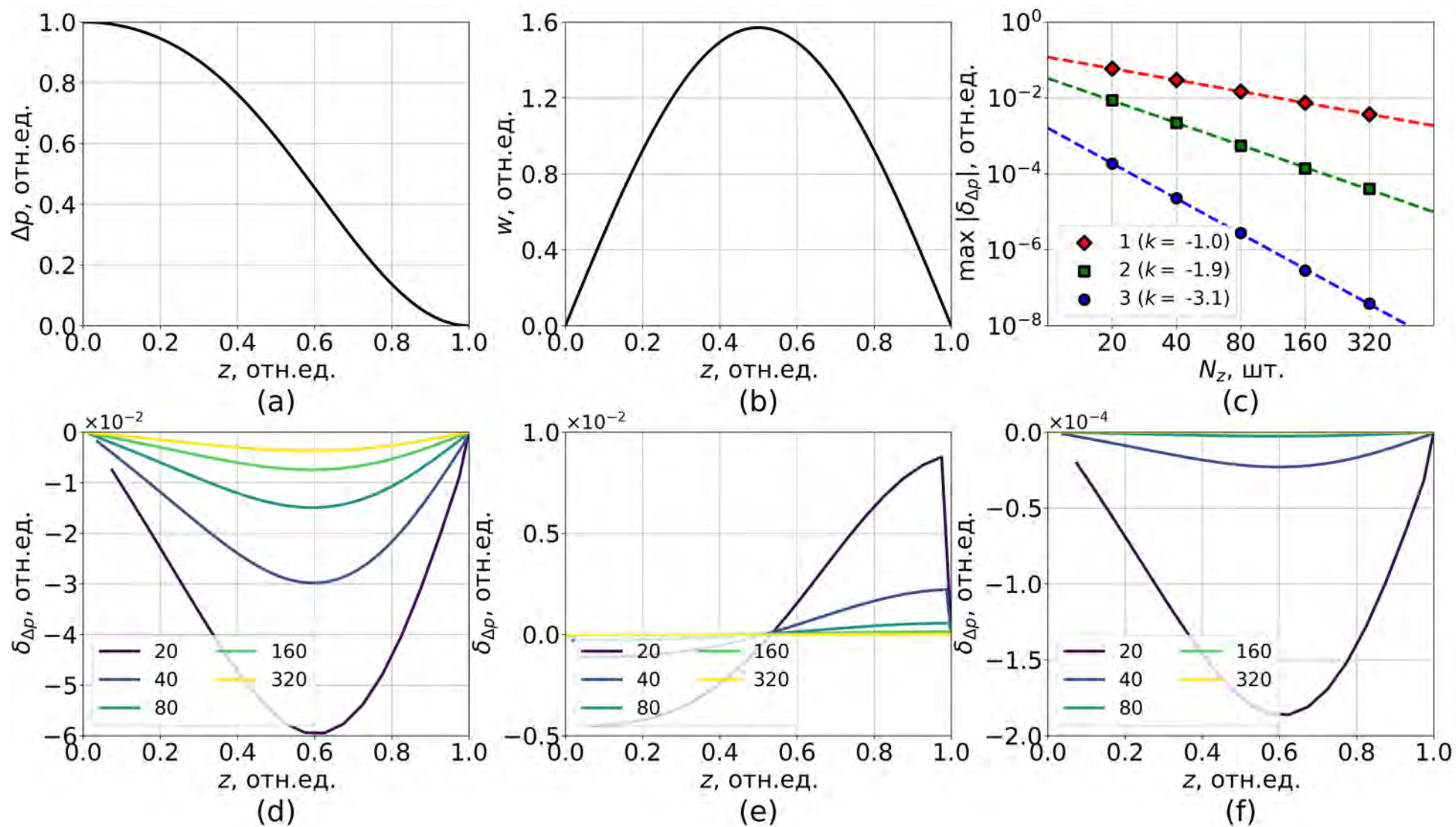


Рисунок 3.3 – Результаты верификации аксиального уравнения движения с известным источником массы

3.1.4 Верификация решения гидродинамической задачи

Рассматривается адиабатическое течение теплоносителя в паре регулярных подканалов, в одном из которых задан источник массы. Предполагается, что теплофизические свойства не зависят от давления. Турбулентный обмен импульсом не рассматривается. Коэффициент гидравлического сопротивления трения принимает постоянное значение $\lambda_f = 0.02$.

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial m_1(z)}{\partial z} + w(z) &= 0 \\
 \frac{\partial m_2(z)}{\partial z} - w(z) &= S_2^m(z) \\
 m_1(0) &= m_{1,in}; \quad m_2(0) = m_{2,in} \\
 \frac{v}{A^2} \cdot \frac{\partial m_1^2(z)}{\partial z} + \frac{1}{A} \cdot w(z) \cdot \frac{m_1(z) \cdot v}{A} &= -\frac{\partial p_1(z)}{\partial z} - \rho \cdot g - \frac{\lambda_f}{d_{hy}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{m_1^2(z) \cdot v}{A^2} \\
 \frac{v}{A^2} \cdot \frac{\partial m_2^2(z)}{\partial z} - \frac{1}{A} \cdot w(z) \cdot \frac{m_1(z) \cdot v}{A} &= -\frac{\partial p_2(z)}{\partial z} - \rho \cdot g - \frac{\lambda_f}{d_{hy}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{m_2^2(z) \cdot v}{A^2} \\
 p_1(H) &= p_2(H) = p_{out} \\
 \frac{S^g}{L} \cdot \frac{\partial}{\partial z} \left(w(z) \cdot \frac{m_1(z) \cdot v}{A} \right) &= -(p_2(z) - p_1(z)) - \frac{1}{2} \cdot \xi_w \cdot \frac{w(z) \cdot |w(z)| \cdot v}{(S^g)^2}
 \end{aligned} \tag{3.22}$$

Зададим синусоидальное распределение поперечного конвективного перетока из 1-го подканала во 2-ой:

$$w(z) = w_{avg} \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \sin \phi \tag{3.23}$$

где угол $\phi(z) = \pi \cdot z/H$ введен для краткости, а среднее значение поперечного конвективного перетока на единицу длины равняется $w_{avg} = 0.025 \text{ кг}/(\text{м} \cdot \text{с})$.

Исходя из уравнения неразрывности для 1-го подканала находим распределение массового расхода через него:

$$m_1(z) = \bar{m}_1 + \Delta m_1 \cdot \cos \phi \tag{3.24}$$

где $\Delta m_1 = w_{avg} \cdot H/2$ – половина итогового изменения расхода по высоте 1-го подканала; $\bar{m}_1 = m_{1,in} - \Delta m_1$ – среднее значение расхода по высоте 1-го подканала.

С использованием функций $w(z)$ и $m_1(z)$ из аксиального уравнения движения для 1-го подканала находим профиль давления в нем:

$$\begin{aligned}
 p_1(z) &= p_{out} + \rho \cdot g \cdot \frac{H}{\pi} \cdot (\pi - \phi) + \\
 &+ \frac{\lambda_f}{d_{hy}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{v}{A^2} \cdot \frac{H}{\pi} \left[\left(\bar{m}_1^2 + \frac{\Delta m_1^2}{2} \right) \cdot (\pi - \phi) - 2 \cdot \bar{m}_1 \cdot \Delta m_1 \cdot \sin \phi - \frac{\Delta m_1^2}{4} \cdot \sin(2 \cdot \phi) \right] - \\
 &- \frac{v}{A^2} \cdot \frac{1}{2} \cdot [2 \cdot \bar{m}_1 \cdot \Delta m_1 \cdot (1 + \cos \phi) - \Delta m_1^2 \cdot \sin^2 \phi]
 \end{aligned} \tag{3.25}$$

Исходя из поперечного уравнения движения получаем профиль давления во 2-ом

подканале:

$$p_2(z) = p_1(z) - \frac{\xi_w}{2} \cdot \frac{v}{(S^g)^2} \cdot \frac{\pi^2}{H^2} \cdot \Delta m_1^2 \cdot \sin^2 \phi - \frac{S^g}{L} \cdot \frac{v}{A} \cdot \frac{\pi^2}{H^2} \cdot [\bar{m}_1 \cdot \Delta m_1 \cdot \cos \phi + \Delta m_1^2 \cdot \cos(2 \cdot \phi)] \quad (3.26)$$

Для нахождения распределения расхода во 2-ом подканале необходимо решить следующее дифференциальное уравнение:

$$\frac{v}{A^2} \cdot \frac{\partial m_2^2(z)}{\partial z} + \frac{\lambda_f}{d_{hy}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{m_2^2(z) \cdot v}{A^2} = \frac{1}{A} \cdot w(z) \cdot \frac{m_1(z) \cdot v}{A} - \frac{\partial p_2(z)}{\partial z} - \rho \cdot g \quad (3.27)$$

где правая часть является известной функцией аксиальной координаты $F(z)$. Для произвольной функции $F(z)$ решение данного ДУ имеет следующий вид:

$$m_2(z) = \left[\exp^{-\frac{1}{2} \cdot \lambda_f \cdot \frac{z}{d_{hy}}} \cdot \left(m_{2,in}^2 + \frac{A^2}{v} \cdot \int_0^z F(z') \cdot \exp^{-\frac{1}{2} \cdot \lambda_f \cdot \frac{z'}{d_{hy}}} dz' \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.28)$$

При этом в рассматриваемом случае $F(z)$ определяется следующим образом:

$$F(z) = \frac{\lambda_f}{d_{hy}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{v}{A^2} \cdot (\bar{m}_1^2 + 2 \cdot \bar{m}_1 \cdot \Delta m_1 \cdot \cos \phi + \Delta m_1^2 \cdot \cos^2 \phi) + \frac{1}{2} \cdot \xi_w \cdot \frac{v}{(S^g)^2} \cdot \frac{\pi^3}{H^3} \cdot \Delta m_1^2 \cdot \sin(2 \cdot \phi) - \frac{S^g}{L} \cdot \frac{v}{A} \cdot \frac{\pi^3}{H^3} \cdot [\Delta m_1 \cdot \bar{m}_1 \cdot \sin \phi + 2 \cdot \Delta m_1^2 \cdot \sin(2 \cdot \phi)] \quad (3.29)$$

Или в более краткой форме через комбинацию различных тригонометрических функций:

$$F(z) = A_0 + A_{1c} \cdot \cos \phi + A_{2c} \cdot \cos(2 \cdot \phi) + A_{1s} \cdot \sin \phi + A_{2s} \cdot \sin(2 \cdot \phi) \quad (3.30)$$

Таким образом, для получения итогового вида функции $m_2(z)$ необходимо взять следующие табличные интегралы:

$$\int \exp^{\alpha \cdot x} \cdot \cos(\beta \cdot x) dx = \exp^{\alpha \cdot x} \cdot \frac{\alpha \cdot \cos(\beta \cdot x) + \beta \cdot \sin(\beta \cdot x)}{\alpha^2 + \beta^2} + C \quad (3.31)$$

$$\int \exp^{\alpha \cdot x} \cdot \sin(\beta \cdot x) dx = \exp^{\alpha \cdot x} \cdot \frac{\alpha \cdot \sin(\beta \cdot x) - \beta \cdot \cos(\beta \cdot x)}{\alpha^2 + \beta^2} + C \quad (3.32)$$

Для производной функции $m_2(z)$ верно следующее простое соотношение:

$$\frac{\partial m_2}{\partial z} = -\frac{1}{2} \cdot \frac{\lambda_f}{d_{hy}} \cdot m_2(z) + \frac{1}{2} \cdot \frac{A^2}{v} \cdot \frac{F(z)}{m_2(z)} \quad (3.33)$$

Таким образом, наконец, приходим к выражению для источникового члена $S_2^m(z)$ в уравнении неразрывности для второго подканала, который и задается в программу SC-Core для получения численного решения и последующего его сопоставления с полученными аналитическими зависимостями:

$$S_2^m(z) = -\frac{1}{2} \cdot \frac{\lambda_f}{d_{hy}} \cdot m_2(z) + \frac{1}{2} \cdot \frac{A^2}{v} \cdot \frac{F(z)}{m_2(z)} - w(z) \quad (3.34)$$

Верификацию будем выполнять по двум параметрам:

1) распределению аксиального расхода теплоносителя в первом подканале $m_1(z)$, отнесенном к его входному значению $m_{1,in}$;

2) относительному перепаду давления теплоносителя в первом подканале, вычисленному по аналогии с формулой (3.21).

По первому параметру результаты верификации представлены на рисунке 3.4, при этом на под-рисунке (b) приведена зависимость $m_2(z)/m_{2,in}$.

По второму параметру результаты верификации представлены на рисунке 3.5, при этом на под-рисунке (b) приведена зависимость $S_2^m(z)/m_{2,in}$. Данный источник принимает всюду отрицательное значение, таким образом суммарный расход через рассматриваемую пару подканалов уменьшается с высотой.

Представленные на рисунках результаты схожи с полученными в рамках выполнения второй верификационной задачи. Схема интерполяции QUICK в данном случае не позволяет получить третий порядок аппроксимации в связи с наличием трения и гидравлического сопротивления поперечному перетоку. Однако в случае ее использования, получаемые отклонения расчетных результатов от аналитического решения оказываются меньше, нежели при использовании схемы интерполяции против потока второго порядка аппроксимации.

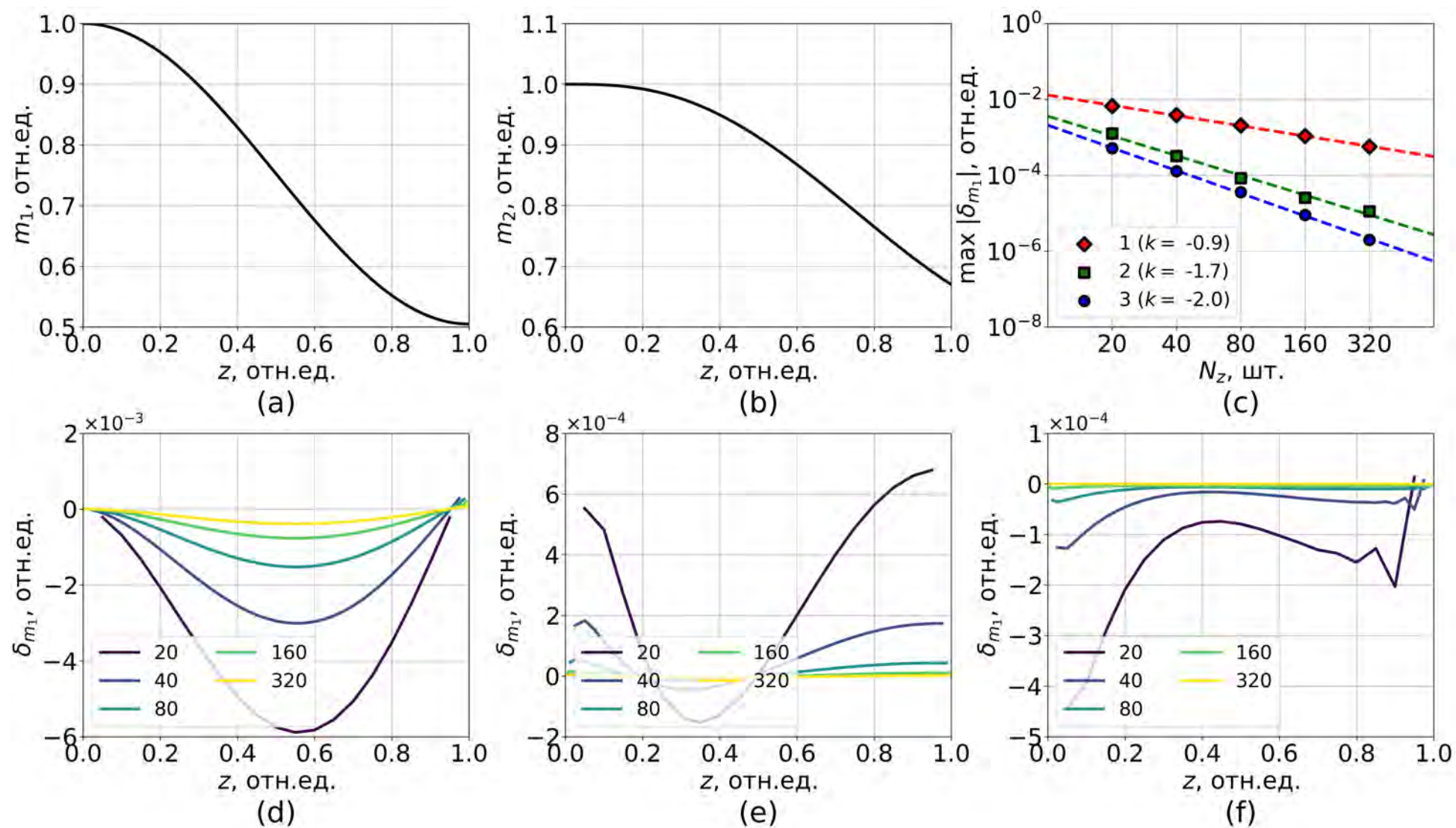


Рисунок 3.4 – Результаты верификации решения гидродинамической задачи в части аксиального расхода

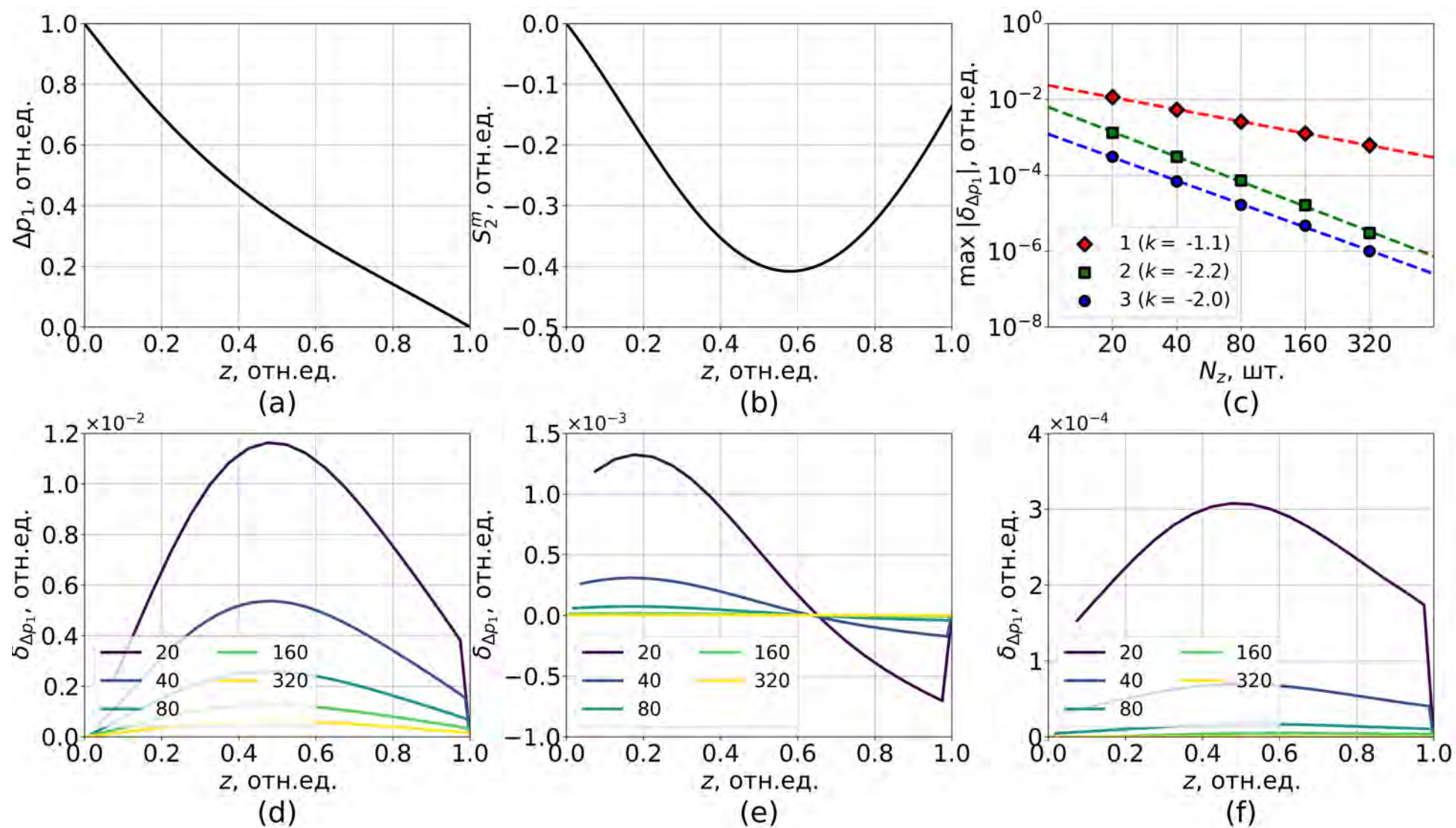


Рисунок 3.5 – Результаты верификации решения гидродинамической задачи в части давления

3.1.5 Выводы к верификации

В настоящем разделе выполнена верификация программы SC-Core на разработанном наборе задач, по результатам которой можно сделать следующие выводы:

- подтверждена корректность реализации схем интерполяции 1-го, 2-го и 3-го порядка аппроксимации для конвективных слагаемых в уравнении энергии (задача № 1);
- продемонстрировано влияние на общий порядок аппроксимации использования метода центрального прямоугольника для интегрирования источников членов (задача № 2);
- подтверждена корректность реализации схем интерполяции 1-го, 2-го и 3-го порядка аппроксимации для конвективных слагаемых в аксиальном уравнении движения (задача № 3);
- продемонстрирована корректность реализации численных алгоритмов для решения нелинейной системы, состоящей из уравнений неразрывности и уравнений движения в аксиальном и поперечном направлениях (задача № 4);
- продемонстрировано достижение более высокой точности расчета при использовании схемы QUICK по сравнению с противопоточной схемой 2-го порядка при идентичном разбиении (задачи № 2 и 4).

Отдельно стоит акцентировать внимание, что для успешного выполнения разработанных верификационных задач в программу SC-Core были внедрены дополнительные схемы интерполяции помимо представленных в таблице 2.3, которые позволили сохранить соответствующие порядки аппроксимации вблизи границ расчетной области.

Для верхней грани 2-го КО необходимо учесть, что величины x_1 не существует, а в качестве граничного условия задано $x_{\frac{3}{2}}$:

$$\Phi_{5/2} = -\frac{1}{3} \cdot \Phi_{3/2} + 1.0 \cdot \Phi_2 + \frac{1}{3} \cdot \Phi_3 \quad (3.35)$$

Для верхней грани последнего КО в пределах расчетной области, имеющего индекс $N_z + 1$, необходимо учесть, что величины x_{N_z+2} не существует:

$$\Phi_{N_z+3/2} = \frac{3}{8} \cdot \Phi_{N_z-1} - \frac{10}{8} \cdot \Phi_{N_z} + \frac{15}{8} \cdot \Phi_{N_z+1} \quad (3.36)$$

Также стоит объяснить, почему в постановках верификационных задачах не использовались некоторые источниковые члены.

При верификации уравнения энергии не были рассмотрены члены, связанные с обменом энергии за счет теплопроводности, как непосредственно через жидкую границу, так и через необогреваемую поверхность. Данные слагаемые включают в себя разность температур между соседними КО, в то время как решение выполняется относительно энтальпии. Перевод данных физических величин друг в друга выполняется через теплоемкость, которая сама является их функцией, что затрудняет получение аналитического решения. Как было отмечено ранее,

связанное с теплопроводностью слагаемое является крайне малым для воды. В то время как слагаемое, связанное с наличием необогреваемой теплопроводящей стенкой, используется редко, например, для учета обмена энергией между теплоносителем внутри и снаружи НК.

При верификации аксиального уравнения движения не был рассмотрен источник, связанный с обменом импульсом за счет турбулентных пульсаций. В третьей задаче рассматривался изолированный канал, в то время как в четвертой введение данного слагаемое привело бы к наличию в аксиальном уравнении движения для 1-го подканала расхода $m_2(z)$ через 2-ой подканал. Данный факт не позволил бы применить описанную последовательность аналитических преобразований.

3.2 Валидация

Традиционно в отечественной атомной отрасли при аттестации субканальных программ выполняется их валидация для обоснования корректности расчета следующих параметров:

- 1) перепад давления теплоносителя по высоте пучка стержней;
- 2) температура теплоносителя на выходе из подканалов пучка стержней;
- 3) температура наружной поверхности оболочек ТВЭлов;
- 4) локальный критический тепловой поток.

Некоторые из трудностей, связанных с невозможностью однозначной настройки расчетных моделей субканальных теплогидравлических программ для валидации по вышеперечисленным параметрам, обсуждаются в уже упомянутой статье автора [108]. Всеобъемлющая валидация программы SC-Core не является целью настоящей работы и будет выполнена при подготовке соответствующих обосновывающих материалов. В рамках диссертации выполняется лишь краткая демонстрация корректности расчета программой SC-Core следующих параметров: перепада давления, скорости и температуры теплоносителя, а также критического теплового потока. Для проведения валидации используются экспериментальные данные, полученные на стендах КС НИЦ «Курчатовский институт» [145] и СВД-2 ГНЦ РФ – ФЭИ [146].

Для обоснования возможности применения программы SC-Core для расчета полномасштабных АЗ с учетом неравномерности в распределении расхода теплоносителя на входе, а также смешанных АЗ, в пределах которых располагаются ТВС различного конструктивного исполнения, дополнительно выполняется валидация на:

- экспериментах по выравниванию расхода по высоте АЗ реактора типа ВВЭР при наличии его входной неравномерности, выполненных на стенде ОКБ «ГИДРОПРЕСС» [147];
- экспериментах по обтеканию теплоносителем дистанционирующих решеток во фрагментах смешанных АЗ реактора типа PWR, выполненных компанией Mitsubishi Heavy Industries Ltd [148, 149].

3.2.1 Валидация на «классических» параметрах

Для валидации программы SC-Core на «классических» параметрах используются экспериментальные данные, полученные на моделях 37СТ-1.0-BASE, 37СТ-1.3-BASE НИЦ «Курчатовский институт» [145] и ТВС-2-15, МК37-1 ГНЦ РФ – ФЭИ [146]. Результаты настройки эмпирических коэффициентов замыкающих соотношений программы SC-Core с целью дальнейшей оценки представительности экспериментальных данных по КТП, полученных на указанных моделях ГНЦ РФ – ФЭИ, приведены в статье [124].

3.2.1.1 Описание экспериментальных моделей

Основные геометрические характеристики используемых экспериментальных моделей представлены в таблице 3.1.

Таблица 3.1 – Геометрические характеристики экспериментальных моделей

Геометрическая характеристика	37СТ-1.0-BASE	37СТ-1.3-BASE	МК37-1	ТВС-2-15
Размер «под ключ» шестигранного канала, мм	79.2	79.2	80	57.3
Обогреваемая длина, мм	2500	2500	4200	3530
Количество имитаторов твэлов, шт.	37	37	37	19
Внешний диаметр имитаторов твэлов, мм	9.05	9.05	9.1	9.08
Шаг расположения имитаторов, мм	12.75	12.75	12.8	12.75
Радиальное энерговыделение	равномерное*	«купол» $K_r \approx 1.4$	равномерное*	равномерное
Аксиальное энерговыделение	равномерное			
Толщина ячейки ДР, мм	0.3			
Высота поля ячейки ДР, мм	30			
Высота обода решетки, мм	–	–	40	40
Шаг расположения ДР, мм	340	340	340	255
Количество ДР, шт.	8	8	12	15
*Задается техническая неравномерность				

В таблице 3.2 представлена матрица валидации программы SC-Core для расчета «классических» параметров теплоносителя и КТП. В данной таблице знаком «плюс» отмечены ячейки, соответствующие экспериментальным моделям (столбцы), полученные на которых данные используются для валидации соответствующего параметра (строки). Знаком «минус» отмечено отсутствие экспериментальных данных.

Таблица 3.2 – Матрица валидации программы SC-Core на «классических» параметрах

Параметр для валидации	37СТ-1.0-BASE	37СТ-1.3-BASE	МК37-1	ТВС-2-15
Аксиальный перепад давления	+	+	+	–
Локальная скорость теплоносителя	–	–	+	+
Локальная температура теплоносителя	–	+	+	+
Критический тепловой поток	+	+	+	–*
<i>* На основании [124] экспериментальные данные признаны непредставительными</i>				

Проходное сечение 37-стержневых экспериментальных моделей разбивается на 72 подканала, 19-стержневых – на 36 подканалов. Разбиение проходного сечения моделей с указанием номеров подканалов и номеров стержневых элементов представлено на рисунке 3.6. Нумерация подканалов и стержневых элементов идет из центра по спирали по часовой стрелке. В аксиальном направлении расчетные области разбиваются неравномерно с «базовой» высотой участка 30 мм.

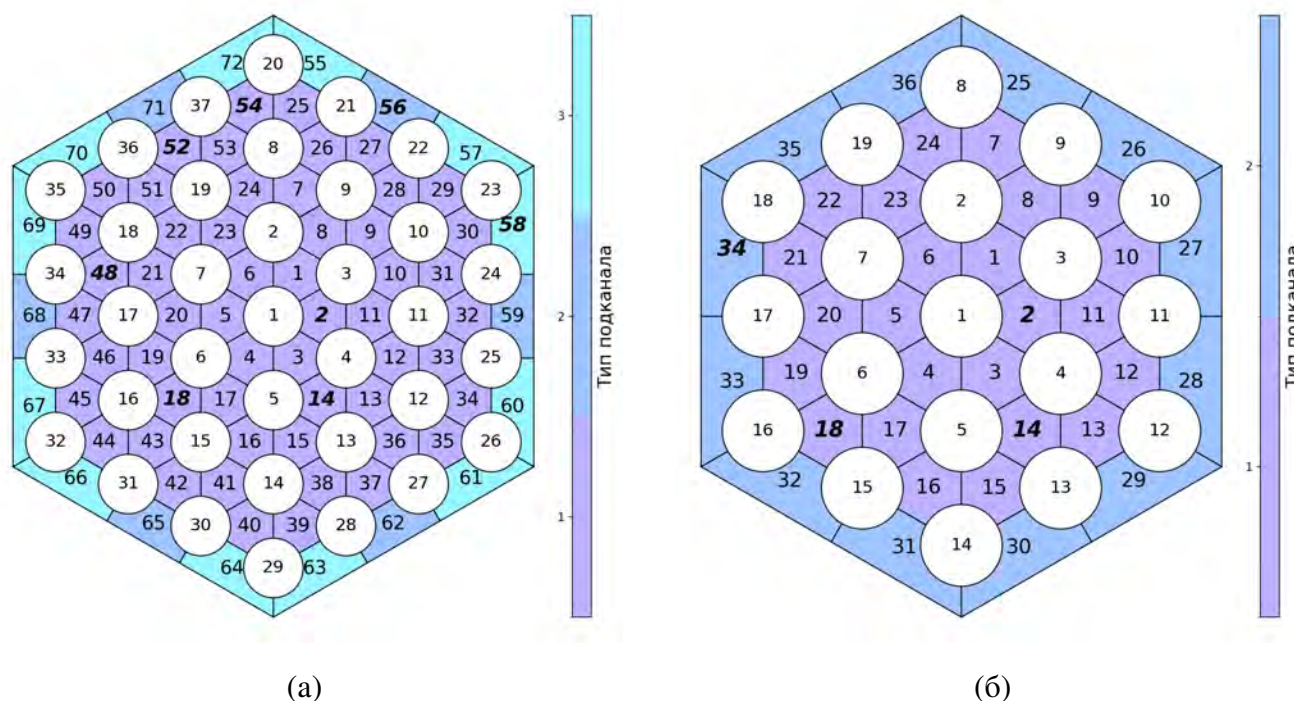


Рисунок 3.6 – Разбиение поперечного сечения экспериментальных моделей на подканалы: (а) – 37-стержневой, (б) – 19-стержневой

На рисунке 3.6 жирным цветом выделены подканалы, соответствующие так называемым орбитам. Под орбитами подразумеваются группы однотипных, с точки зрения гидравлических и тепловых характеристик, подканалов. Орбиты выделяются для уменьшения экспериментальной погрешности измерения локальных температур теплоносителя на выходе из подканалов. Для каждой орбиты вычисляется соответствующая ей температура, которая определяется осреднением температур, полученных в каждом подканале, входящем в данную орбиту, с весами расходов в соответствующих подканалах. Последующее сопоставление расчетных результатов и экспериментальных данных выполняется именно для орбитальных значений. Данный подход используется в настоящей работе для всех трех экспериментальных моделей. При этом для моделей ГНЦ РФ – ФЭИ осреднение экспериментальных данных выполнялось непосредственно специалистами данной организации, таким образом у автора отсутствует доступ к локальным результатам измерений.

3.2.1.2 Гидравлическое сопротивление пучка стержней

Итоговое значение гидравлического сопротивления модели определяется потерями на трение на смачиваемых поверхностях и местными потерями на гидравлических сопротивлениях конструктивных элементов (в частности, на элементах дистанционирующих устройств).

Сопротивление трения является результатом действия вязких сил, которые возникают в примыкающем к смачиваемой поверхности пограничном слое жидкости. Для расчета коэффициентов трения используются соответствующие эмпирические корреляции, которые могут быть записаны как для гладких, так и для шероховатых каналов. Отдельно стоит отметить зависимость коэффициента трения от геометрических характеристик рассматриваемого канала. Например, в подканале, образованном стержнями в треугольной упаковке с относительным шагом расположения 1.0, коэффициент трения составляет 0.6 от значения для гидравлически эквивалентной круглой трубы [150]. Данный факт связан с наличием в подканалах определенных форм «застойных» зон с ламинарным течением, вследствие чего касательное напряжение вдоль твердых стенок различается, а его профиль имеет нелинейный вид (в отличие от касательного напряжения на внутренних стенках круглой трубы). Местные гидравлические сопротивления обусловлены изменениями формы и размера канала, различными поворотами, обтеканием препятствий и т.д.

Расчёт гидравлического сопротивления сборки не относится к основным задачам для субканальных программ теплогидравлического расчёта ТВС. Тем не менее, в таких программах гидравлическое сопротивление должно определяться с точностью, приемлемой для расчётов активных зон.

Стоит отметить, что с точки зрения автора, вышеперечисленные параметры не могут быть однозначно зафиксированы при валидации с использованием существующих экспериментальных

данных по следующим причинам [7]:

- Отсутствие единой общепринятой методики определения коэффициента трения для пучков стержней с треугольной решеткой, о чём говорит множество отечественных и зарубежных исследований, например, уже упомянутые в литературном обзоре [41, 42]. Приводимые в них зависимости искомого коэффициента трения от относительного шага твэлов могут существенно различаться не только количественно, но и качественно.

- Отсутствие необходимых данных о шероховатости внутренних поверхностей экспериментальных каналов и конструктивных особенностях входа в стержневую сборку. Кроме того, в отечественных субканальных традиционных программах не учитывается изменение гидравлического сопротивления на нестабилизированных участках турбулентного течения.

- Наличие конструкционных отличий между полномасштабными дистанционирующими решетками и используемыми при проведении экспериментальных исследований, из чего вытекает невозможность использования известных для полномасштабных ТВС значений КГС.

Таким образом, конкретные значения управляющих параметров (коэффициента трения, шероховатости, КГС решёток) характеризуются значительной неопределённостью, для снижения которой в настоящее время не хватает соответствующих экспериментальных данных.

Валидация программы SC-Core по перепаду давления осуществляется с использованием:

- 109 режимов в модели 37СТ-1.0-BASE;
- 31 режимов в модели 37СТ-1.3-BASE;
- 31 режима в модели МК37-1.

При этом в модели 37СТ-1.0-BASE измерение перепада давления выполнялось для двух аксиальных участков, а в моделях 37СТ-1.3-BASE и МК37-1 – для одного. Для вычисления отклонений расчетных результатов от экспериментальных данных используется выражение:

$$\delta = \frac{\Delta p_{exp} - \Delta p_{calc}}{\Delta p_{exp}} \quad (3.37)$$

Зависимость полученных отклонений от среднего числа Рейнольдса представлена для каждой из моделей на рисунке 3.7. Как видно из представленного рисунка, программа SC-Core корректно предсказывает перепад давления по высоте расчетной модели в широком диапазоне чисел Рейнольдса. На основании 280 точек получены соответственно среднеарифметическое и среднеквадратичное отклонения $\Delta = -0.1\%$ и $\sigma = 4.6\%$.

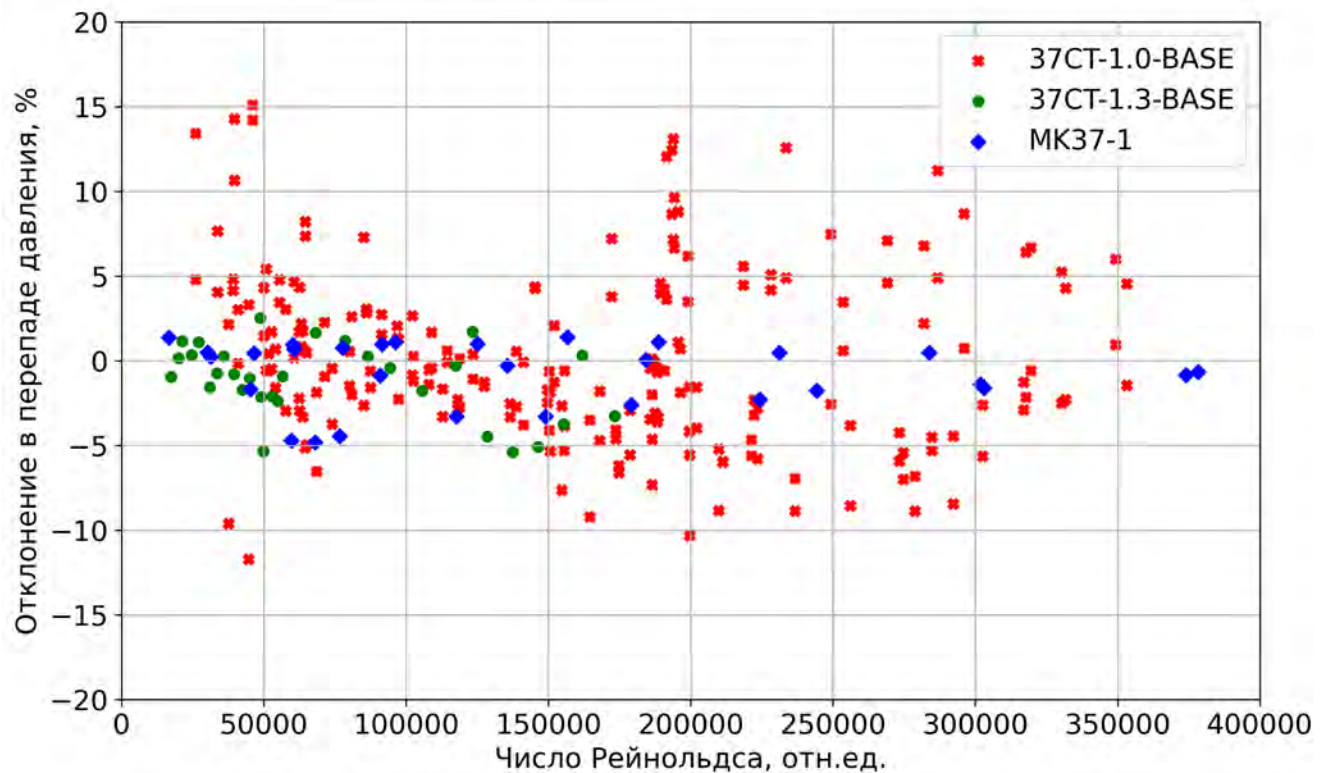


Рисунок 3.7 – Зависимости отклонений расчетных и экспериментальных данных по перепаду давления от числа Рейнольдса для различных моделей

3.2.1.3 Распределение локальных скоростей теплоносителя

На основании данных о локальных скоростях в изотермических режимах течения теплоносителя возможно оценить гидравлическую неэквивалентность подканалов исследуемой модели, которая может быть обусловлена следующими причинами:

- 1) различными гидравлическими диаметрами подканалов;
- 2) различной шероховатостью смачиваемых поверхностей;
- 3) различными КГС элементов ДР;
- 4) различной геометрией подканалов и как следствие отличием коэффициентов трения.

Стоит отметить, что количество экспериментальных данных по локальным скоростям теплоносителя в ТВС ВВЭР является крайне незначительным. Валидация программы SC-Core по скоростям теплоносителя осуществляется с использованием:

- 19 режимов в модели МК37-1;
- 17 режимов в модели ТВС-2-15.

Для вычисления отклонений расчетных результатов от экспериментальных данных используется следующее выражение:

$$\delta = \frac{G_{exp} - G_{calc}}{G_{mean}} \quad (3.38)$$

где G_{mean} – усредненная по модели массовая скорость.

На основании 220 точек получены соответственно среднеарифметическое и среднеквадратичное отклонения $\Delta = 0.6\%$ и $\sigma = 3.3\%$.

3.2.1.4 Распределение локальных температур теплоносителя

Как отмечалось ранее, при использовании субканального подхода поперечное сечение исследуемой модели разбивается на множество параллельных подканалов. Данные подканалы взаимодействуют между собой посредством конвективного и турбулентного обмена массой, импульсом и энергией. Интенсивность взаимообмена непосредственно влияет на формируемое в пределах поперечного сечения модели распределение локальных параметров теплоносителя. В частности, наличие в модели решеток-интенсификаторов тепломассообмена приводит при аналогичных значениях коэффициентов неравномерности энерговыделения к более «ровному» поперечному температурному профилю по сравнению с моделями, оснащенными штатными ДР.

Значения поперечных конвективных перетоков определяются в программе исходя из решения основной системы нелинейных уравнений, в то время как для расчета турбулентных перетоков используются соответствующие эмпирические корреляции. На текущий момент для настройки интенсивности турбулентного обмена энергией традиционно в субканальных программах используются экспериментальные данные по измерению локальных температур теплоносителя на выходе из моделей.

Из расчетного сопоставления с результатами измерений температуры теплоносителя на выходе из подканалов возможно определить исключительно интегральную эффективность турбулентного перемешивания. В то время как для субканального анализа коэффициент пропорциональности β в формуле (2.109) и аналогичных ей, должен являться характеристикой конкретной дистанционирующей или же перемешивающей решетки. Обоснование исключительно интегральной эффективности турбулентного перемешивания приводит к невозможности расчетной оценки влияния изменения конфигурации расположения решеток на соответствующие характеристики теплоносителя. При изменении количества идентичных решеток (например, при переходе от шага расстановки ДР 340 мм к 255 мм), или же при установке дополнительных перемешивающих решеток в пролетах между уже существующими расчетное значение интегрального перемешивания остается прежним, что не соответствует действительности.

Таким образом, при изменении конфигурации решеток в модели ТВС, необходимо проведение дополнительных экспериментальных исследований, позволяющих оценить новое значение коэффициента пропорциональности. Выходом из данной ситуации может служить введение экспоненциального множителя, обеспечивающего необходимую степень затухания турбулентного перетока по мере отдаления от решетки. Подобного рода корреляция совместно с функцией, учитывающей влияние находящихся в потоке теплоносителя решеток-интенсификаторов тепломассообмена, рассматривается специалистами отдела

теплофизических исследований НИЦ «Курчатовский институт» в работе [86]. В данном случае корреляция для определения турбулентного перетока выглядит следующим образом:

$$w_0^T = \beta \cdot \overline{d_{hy}} \cdot \overline{G} \cdot \frac{S^g}{L} \cdot \left(\lambda_f + \frac{\xi_{form}}{C} \cdot \exp \left[-\frac{z - z_G}{C \cdot \overline{d_{hy}}} \right] \right) \quad (3.39)$$

где безразмерный коэффициент C определяется эмпирически; ξ_{form} – коэффициент сопротивления формы решетки; z_G – аксиальная координата последней по ходу потока теплоносителя решетки.

Стоит отметить, что корреляции с экспоненциальным затуханием используются в рамках программы ТИГРСП для обоснования теплотехнической надежности АЗ реактора ВВЭР-1000 4-го энергоблока Балаковской АЭС, набранной из тепловыделяющих сборок ТВС-2М с установленными РИ типа «Вихрь» и «Прогонка» [151]. В это же время для обоснования теплотехнической надежности АЗ реактора ВВЭР-1000 3-го энергоблока Калининской АЭС, набранной из тепловыделяющих сборок ТВСА-12PLUS с установленными РИ типа «Секторная прогонка», используется программа КАНАЛ с равномерным распределением эффективности турбулентного перемешивания на участке от РИ до РИ, то есть с отсутствием учета возмущения потока теплоносителя от располагающейся в пролете ДР, [152].

Из всего вышесказанного можно сделать вывод об отсутствии в отечественной атомной отрасли единого подхода к моделированию турбулентных перетоков в субканальных программах. С одной стороны, имеется «простое» равномерное распределение, которое, однако, в полной степени применимо исключительно для пучков стержней с заданным расположением решеток, для которого на основании экспериментальных данных был получен соответствующий коэффициент пропорциональности. С другой стороны, имеется более «сложное» (по количеству управляемых параметров) экспоненциальное затухание, которое позволяет получить реалистичную картину течения теплоносителя, а также имеет универсальный характер для любых конфигураций пучка.

Валидация программы SC-Core по радиальному распределению локальных температур теплоносителя осуществляется с использованием:

- 83 режимов в модели 37СТ-1.3-BASE;
- 17 режимов в модели МК37-1;
- 17 режимов в модели ТВС-2-15.

Отклонения расчетных значений температур теплоносителя от экспериментальных данных рассчитываются в абсолютных единицах:

$$\delta = T_{exp} - T_{calc} \quad (3.40)$$

Полученные зависимости среднеквадратичного отклонения от коэффициента пропорциональности β в формуле (2.109) представлены для всех моделей на рисунке 3.8.

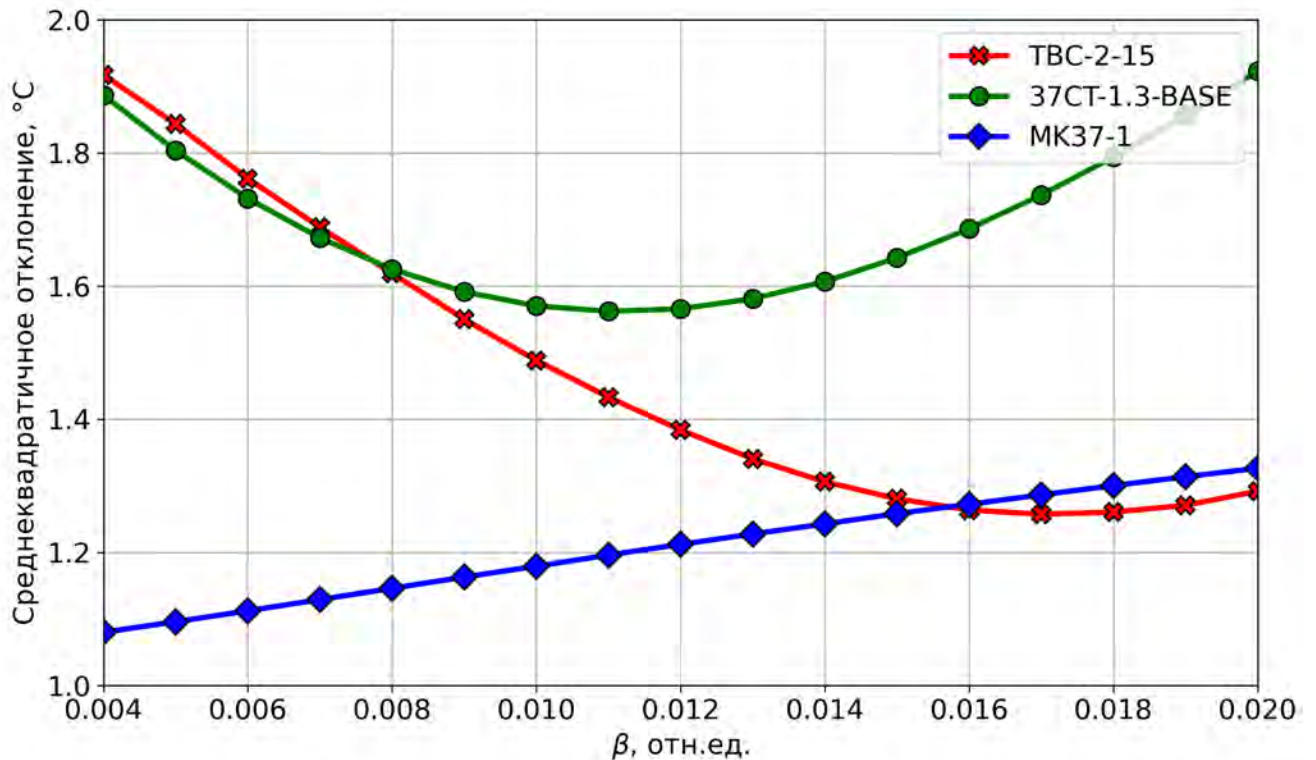


Рисунок 3.8 – Зависимости среднеквадратичного отклонения в расчете температур теплоносителя от коэффициента β для различных моделей

Суммарно по 702 точкам в случае задания $\beta = 0.012$ получены следующие погрешности расчета температур теплоносителя по программе SC-Core: $\Delta = 0.3$ °C и $\sigma = 1.5$ °C.

3.2.1.5 Критический тепловой поток

Кризис теплоотдачи в пучках стержней является комплексным явлением, зависящим от теплогидравлических неравномерностей по сечению пучка, обусловленных неравномерностью радиального профиля энерговыделения, особенностями конструкции ТВС, наличием необогреваемых поверхностей, характеристиками дистанционирующих решеток и др.

Для представительного исследования кризиса теплоотдачи с учётом особенностей конструкции ТВС, неравномерности энерговыделения и неравноценности ячеек необходимы полномасштабные модели ТВС, однако такие эксперименты слишком дороги. Поэтому экспериментальные исследования проводятся с использованием пучков с уменьшенным числом имитаторов твэлов при близкой к натурной обогреваемой длине, сохранении геометрических характеристик имитаторов твэлов, шага их взаимного расположения в ТВС и использовании фрагментов штатных ДР. Стоит отметить, что современные экспериментальные исследования указывают на локальный характер кризиса теплоотдачи в пучках стержней и как следствие на целесообразность использования локального подхода для определения КТП, при котором необходимо знание локальных параметров теплоносителя: относительной энтальпии, массовой

скорости и давления.

В заключении к обзорной работе [153] приводятся две группы задач, связанных с совершенствованием методов описания возникновения кризиса теплоотдачи. Первая группа задач фокусируется на разработке новых и развитии существующих физически обоснованных моделей кризиса теплоотдачи в каналах различной формы. Вторая группа задач связана с текущими потребностями в обосновании безопасности существующих и перспективных ядерных реакторов, а именно с уменьшением погрешности описания критического теплового потока и с увеличением надежности предсказания его значений при оптимизации геометрических и режимных параметров реакторных установок.

Обзор некоторых из существующих феноменологических моделей для определения критического теплового потока и их сравнение с эмпирическими корреляциями представлен в работе [154]. Продолжением данной работы является диссертационное исследование [155], посвященное разработке, внедрению в субканальную программу SC-INT и обоснованию механистической модели расчета КТП в ТВС реакторов типа ВВЭР.

Что касается второй группы задач, проблемам описания и обобщения экспериментальных данных по КТП при вынужденном течении водяного теплоносителя посвящены работы [156, 157]. В частности, в работе [157] на примере двух экспериментальных моделей ГНЦ РФ – ФЭИ и НИЦ «Курчатовский институт» подтверждается тезис о большом разбросе результатов экспериментальных исследований кризиса теплоотдачи в тепловыделяющих сборках реакторов типа ВВЭР, полученных на крупномасштабных теплофизических стендах различных организаций.

Суммарное количество экспериментальных точек по КТП для штатной геометрии ТВС реакторов ВВЭР, по оценкам специалистов отдела теплофизических исследований НИЦ «Курчатовский институт», составляет почти 5000. Под штатной геометрией в данном случае подразумевается нахождение диаметра твэлов и шага их расположения в треугольной решетке в крайне узких диапазонах: вблизи значения 9.1 мм и 12.75 мм соответственно. Помимо этого, рассматриваются исключительно штатные дистанционирующие решетки, не обладающие в своей конструкции элементами, которые приводят к значительному турбулизирующему воздействию на поток теплоносителя.

Одновременно с этим, при подготовке верификационных отчетов для прохождения процедуры аттестации субканальных программ специалисты различных организаций используют ограниченные выборки, которые имеют малые области пересечения. Например, в уже упомянутой работе [157] на основании банка данных ОКБ «ГИДРОПРЕСС», включающего в себя лишь 912 точек, было получено среднеквадратичное отклонение 12.8 % для корреляции АО ОКБ «ГИДРОПРЕСС». Проблематика обоснования погрешностей расчета КТП субканальными программами также обсуждается в работе [158], включая:

- обоснование корректности расчета КТП в периферийной области ТВС;
- обоснование возможности применения получаемой погрешности расчета КТП во всех под-диапазонах локальных параметров теплоносителя с учетом неравномерного распределения по ним экспериментальных данных;
- способы использования погрешностей расчета критического теплового потока и критической тепловой мощности.

Из вышесказанного можно сделать следующие выводы. Во-первых, отсутствует единый набор экспериментальных данных, рекомендованных для валидации теплогидравлических программ по расчету КТП: различные авторы оперируют банками данных соответствующих организаций без их должного описания. Во-вторых, существует консолидированное мнение специалистов отечественной атомной отрасли о высокой степени разброса экспериментальных данных по КТП в пучках стержней с треугольной упаковкой.

В качестве первого шага на пути решения вышеуказанных проблем автор настоящего диссертационного исследования в работе [124] предлагает один из вариантов оценки представительности экспериментальных данных по КТП в пучках стержней с треугольной упаковкой. В основе алгоритма лежит оценка неопределённости среднеарифметического отклонения, полученного с помощью сравнения экспериментальных данных и результатов расчёта по субканальной теплогидравлической программе. Значение неопределённости обусловлено несколькими факторами:

1) Неопределенностью экспериментального измерения основных режимных параметров: давления, температуры и расхода теплоносителя, а также среднего теплового потока.

2) Неопределенностью расчёта субканальной программой локальных параметров теплоносителя, для оценки которой необходима предварительная валидация используемой программы на соответствующих экспериментальных данных. В случае отсутствия экспериментальных данных по локальным параметрам и невозможности валидации замыкающих соотношений необходимо проведение анализа неопределённости с варьированием входящих в замыкающие соотношения коэффициентов в пределах, установленных экспертной оценкой.

3) Неопределенностью эмпирической корреляции для расчёта КТП.

В качестве примера использования предложенного алгоритма в работе [124] осуществляется оценка представительности экспериментальных моделей МК37-1 и ТВС-2-15 ГЦН РФ – ФЭИ с использованием программы SC-Core. Данный алгоритм может выступать в качестве дополнения к классическим статистическим методам при формировании банка представительных экспериментальных данных по КТП в пучках стержней с треугольной упаковкой. В настоящей же работе валидация по критическому тепловому потоку осуществляется с использованием:

1) 75 режимов модели 37СТ-1.0-BASE;

- 2) 167 режимов модели 37CT-1.3-BASE;
- 3) 68 режимов модели TBC-2-15.

Отклонения расчетных значений КТП от экспериментальных данных рассчитываются следующим образом:

$$\delta = \frac{q_{cr}^{exp} - q_{cr}^{calc}}{q_{cr}^{exp}} \quad (3.41)$$

По результатам валидации на основании 310 точек получены соответственно среднеарифметическое и среднеквадратичное отклонения $\Delta = 0.2\%$ и $\sigma = 10.7\%$. На рисунке 3.9 представлено сравнение результатов расчета, полученных по методике ОКБ «ГИДРОПРЕСС» с экспериментальными данными для всех моделей:

- точки, сопоставляющие расчетные результаты и экспериментальные данные;
- линия, соответствующая среднеарифметическому отклонению Δ ;
- линии, определяющие границы интервала в $\Delta \pm 15\%$;
- линия $q_{cr}^{exp} = q_{cr}^{calc}$.

На рисунках 3.10 и 3.11 изображены зависимости полученных отклонений от локальных параметров теплоносителя в точке возникновения кризиса теплоотдачи: относительной энтальпии и массовой скорости.

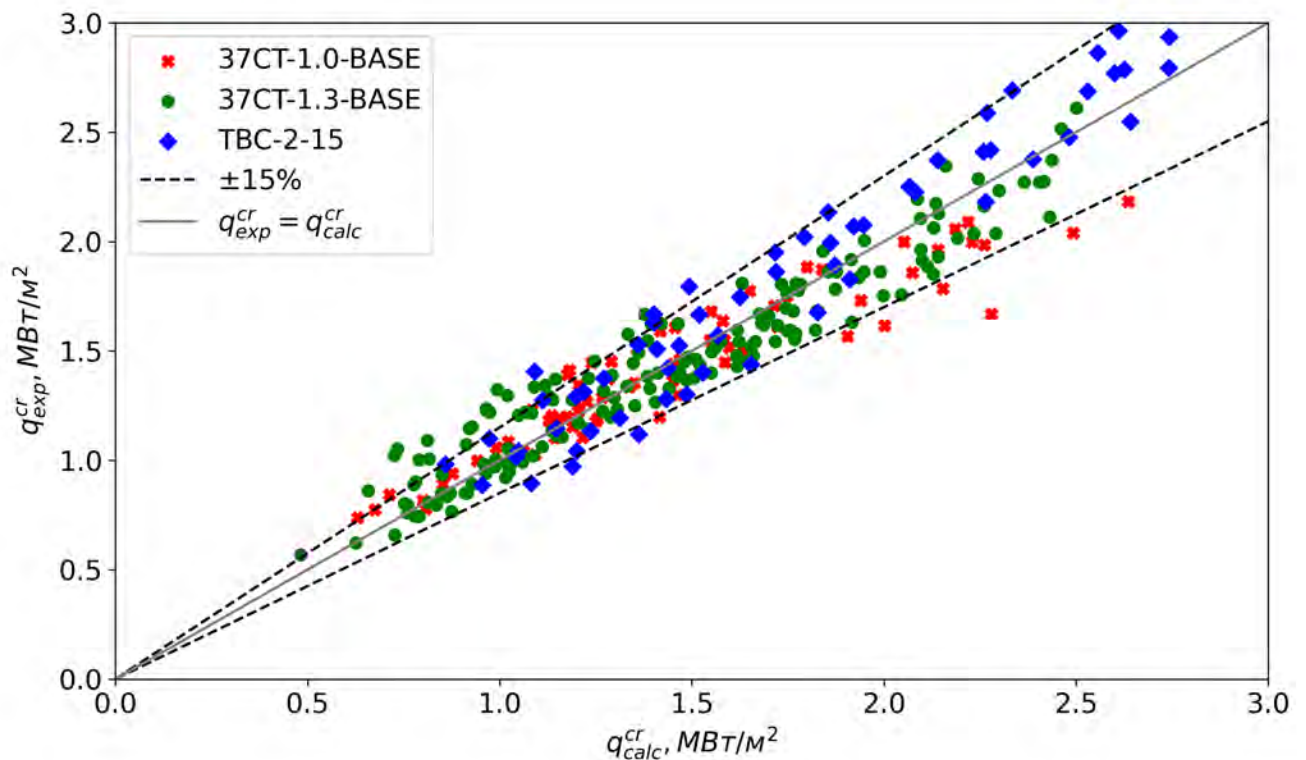


Рисунок 3.9 – Сопоставление расчетных результатов и экспериментальных данных по КТП для различных моделей

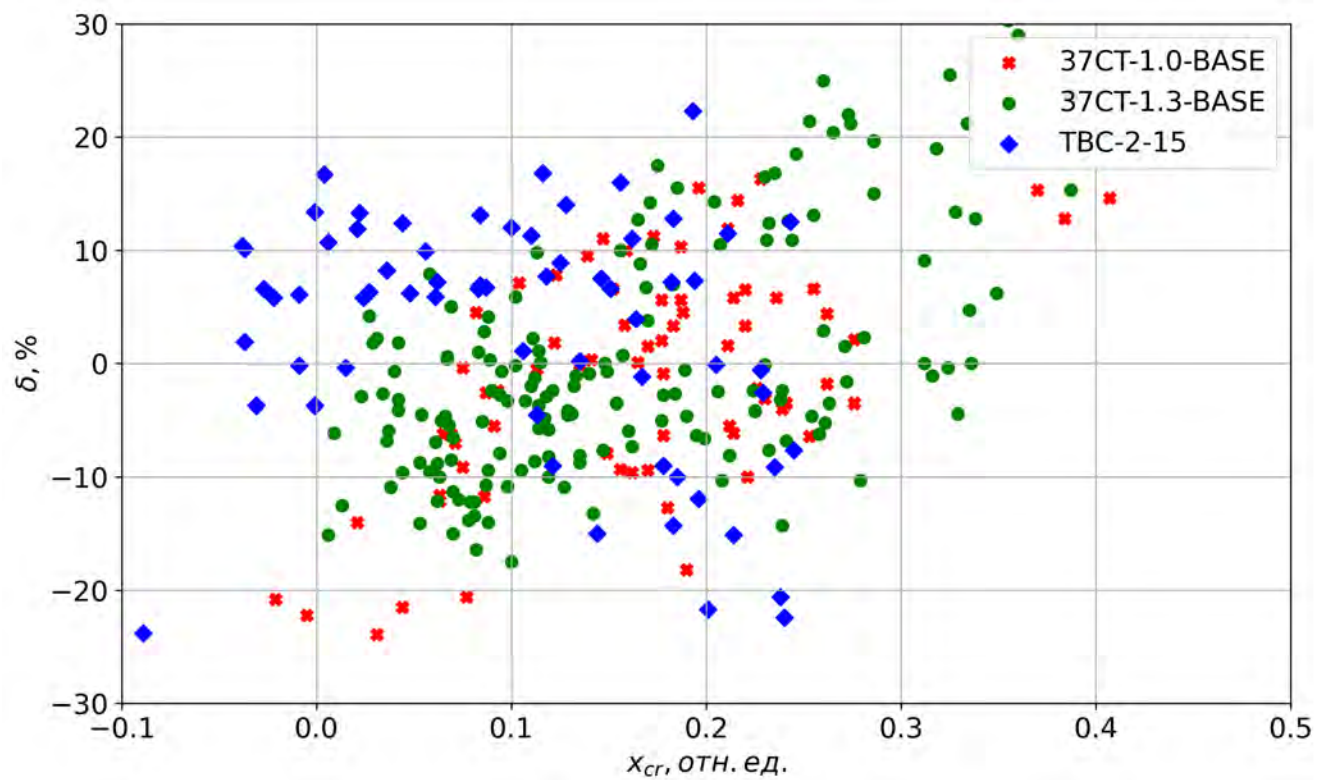


Рисунок 3.10 – Зависимости отклонений в расчете критического теплового потока от локальной относительной энтальпии для различных моделей

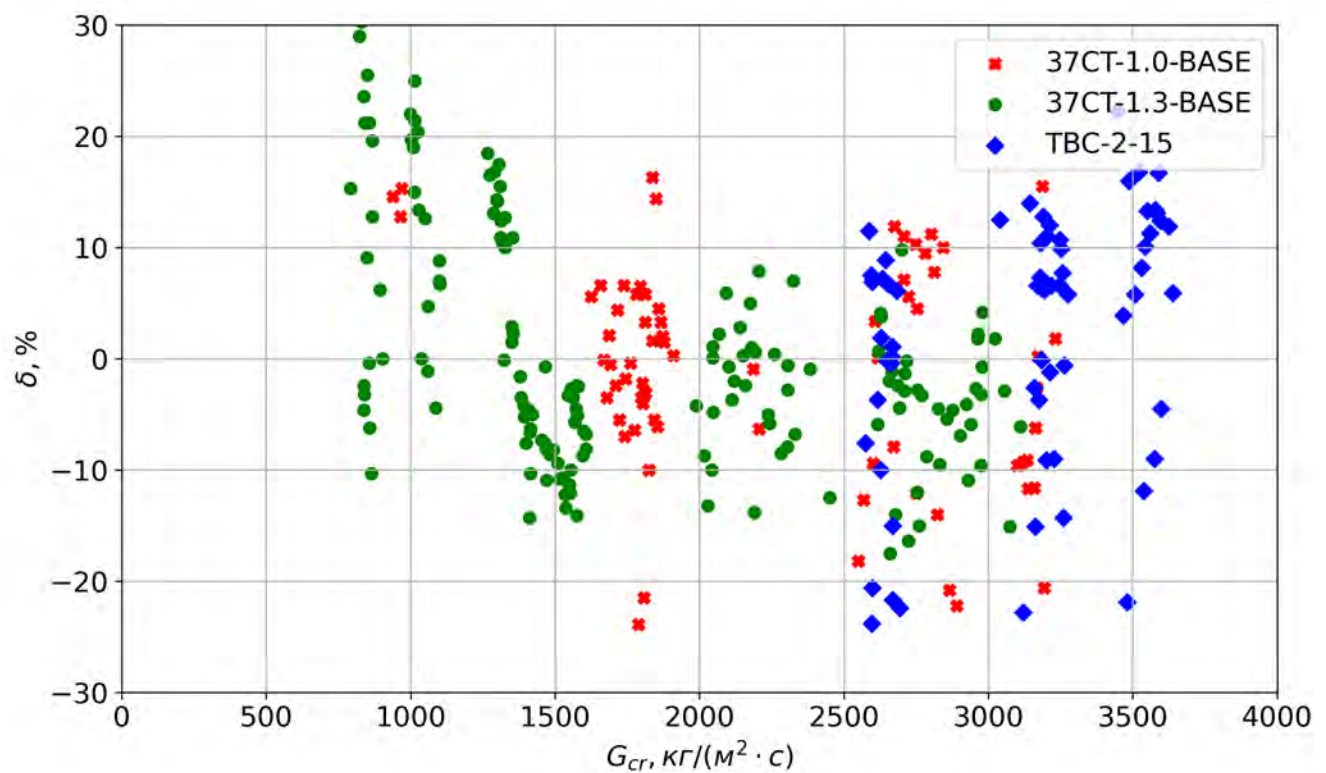


Рисунок 3.11 – Зависимости отклонений в расчете критического теплового потока от локальной массовой скорости для различных моделей

3.2.2 Валидация на выравнивании расхода в случае наличия входной неравномерности

Валидация программы SC-Core по выравниванию входной неравномерности расхода теплоносителя выполняется на результатах экспериментальных исследований [147].

3.2.2.1 Описание экспериментальной модели

Колонка представляла собой модель корпуса реактора и выгородки АЗ, включающую в себя сборку из семи натурных кассет. Выгородка устанавливалась на опорном цилиндре, закреплённом на кольцевом бурте корпуса колонки. Поперечное сечение выгородки соответствовало в масштабе 1:1 части поперечного сечения АЗ реактора ВВЭР-1000, приходящейся на семь кассет. Вода подавалась в колонку по двум циркуляционным петлям, опускалась по кольцевому зазору между её корпусом и выгородкой и через перфорированное днище опорного цилиндра с опорными трубами поступала в кассеты. На каждой петле имелась расходомерная диафрагма, работающая в комплекте с дифманометром и самописцем. Расходы воды на входе в кассеты измерялись трубками Пито-Прандтля, установленными во всех опорных трубах.

Неравномерность расходов на входе в кассеты создавалась при помощи поршней, расположенных внутри центральной и одной из периферийных опорных труб. Шток поршня был выведен наружу. При перемещении поршня вверх часть перфорации опорной трубы блокировалась, что приводило к уменьшению расхода на входе заблокированной кассеты. Расход через колонку при этом поддерживался постоянным. Трубки Пито-Прандтля на опорных трубах с поршнями были предварительно проградуированы при различной степени блокировки перфорации опорной трубы. Длина участка стабилизации поля скоростей в поперечном сечении семикассетной сборки оценивалась по изменению статического давления вдоль оси заблокированной и двух неблокированных кассет. Одновременно контролировалось поле скоростей в межтвэльном пространстве в пяти сечениях по высоте пучков твэл этих кассет. Измерение статического давления вдоль оси кассет осуществлялось при помощи вертикальных перемещаемых зондов, установленных в перфорированных направляющих каналах. Измерение скоростей в межтвэльном пространстве проводилось горизонтальными перемещаемыми зондами со специальным приводом. Изменение статического давления вдоль оси кассет и перепады давления на кассетах измерялись тремя комплектами мембранных дифманометров.

Экспериментальные исследования проводились на кассетах модификации УТВС со следующими геометрическими параметрами:

- шаг расположения стержней 12.75 мм;
- диаметр твэла 9.1 мм;
- диаметр ЦТ 13.0 мм;

- диаметр ИК 13.0 мм;
- размер «под ключ» ТВС 236 мм.

Экспериментальные исследования проводились при средней скорости теплоносителя 6 м/с, режим течения – изотермический при температуре 80 °С и давлении 1 МПа. На вход в центральную кассету подавалось на 30 % меньше расхода в сравнении с периферийными кассетами. По результатам эксперимента было определено, что 30 % неравномерность расхода устраняется на длине примерно в 500 мм.

3.2.2.2 Описание расчётной модели

Расчётная модель состоит из 7 полномасштабных УТВС реактора ВВЭР-1000. Разбиение поперечного сечения модели на подканалы представлено на рисунке 3.12. В аксиальном направлении модель разбивается на 100 расчётных участков одинаковой высоты. Пространство между внешним рядом ТВС и выгородкой не моделируется.

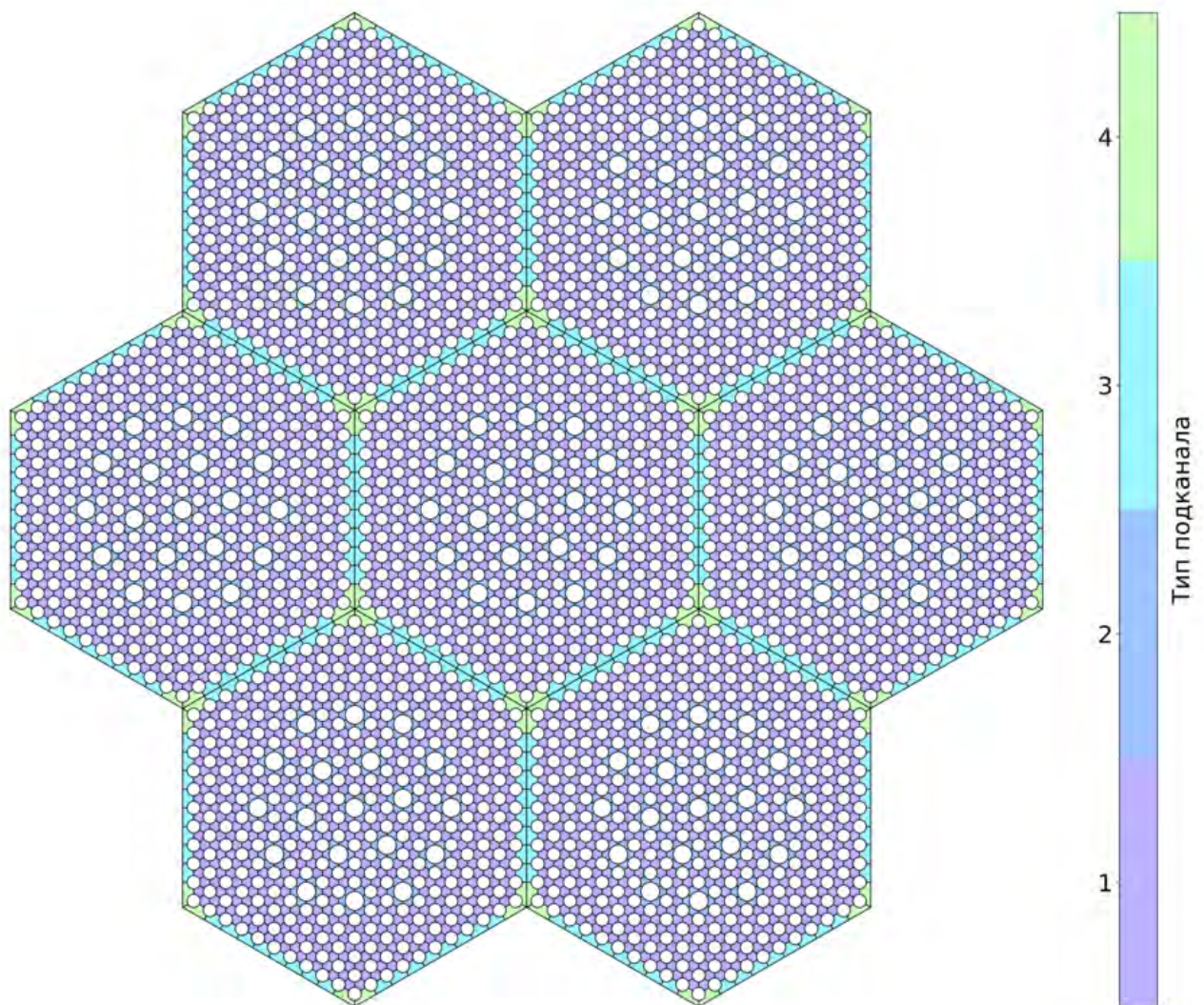


Рисунок 3.12 – Разбиение поперечного сечения семикассетной модели на подканалы

Геометрические параметры подканалов и локальные КГС элементов дистанционирующих решеток представлены в таблице 3.3. Введением дополнительного коэффициента гидравлического сопротивления, равного 4.0 и заданного на входе в расчетную модель, дополнительно моделировались хвостовики ТВС, непосредственно перед которыми в эксперименте происходило принудительное перераспределение расхода по ТВС.

Таблица 3.3 – Геометрические параметры подканалов семикассетной модели

Тип (номер типа)	A , мм ²	P_{hy} , мм	P_{he} , мм	ξ_{loc} , отн. ед.	k_e , мм
Регулярный (1)	37.87	14.29	14.29	0.344	0.005
ЦТ и НК (2)	26.59	16.34	9.53	0.359	0.005
Периферийный (3)	64.15	14.29	14.29	0.787	0.005
Угловой (4)	75.32	16.68	16.68	0.918	0.005

3.2.2.3 Результаты валидации

На рисунке 3.13 представлено изменение аксиальной скорости теплоносителя в центральной и периферийной ТВС, полученное по программе SC-Core. Расчетная длина выравнивания аксиальной скорости соответствует экспериментальным данным и равна 500 мм.

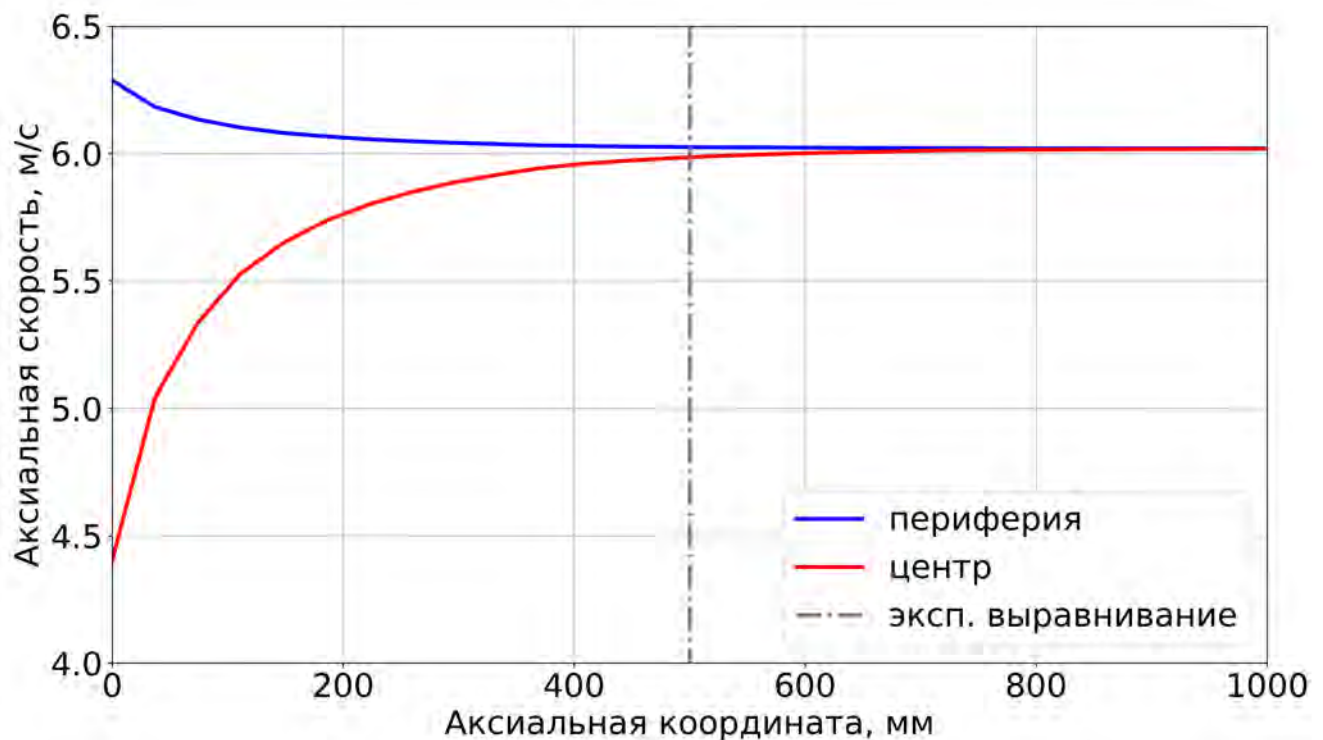


Рисунок 3.13 – Аксиальная зависимость скорости теплоносителя в семикассетной модели

3.2.3 Валидация на перераспределении расхода в смешанных АЗ

Валидация программы SC-Core на перераспределении расхода в смешанных активных зонах выполняется на результатах экспериментальных исследований [148, 149].

3.2.3.1 Описание экспериментальных моделей

Фрагменты смешанной АЗ набирались из различных фрагментов ТВС размером 15×15 и 17×17 твэлов производства МНІ для реакторов PWR, с различной конфигурацией дистанционирующих решеток (рисунок 3.14). В экспериментах с фрагментом АЗ, состоящем из двух ТВС, использовались ДР без дефлекторов и отгибов на периферии. В эксперименте с четырьмя сборками использовались ДР реальной конструкции (с дефлекторами и отгибами).

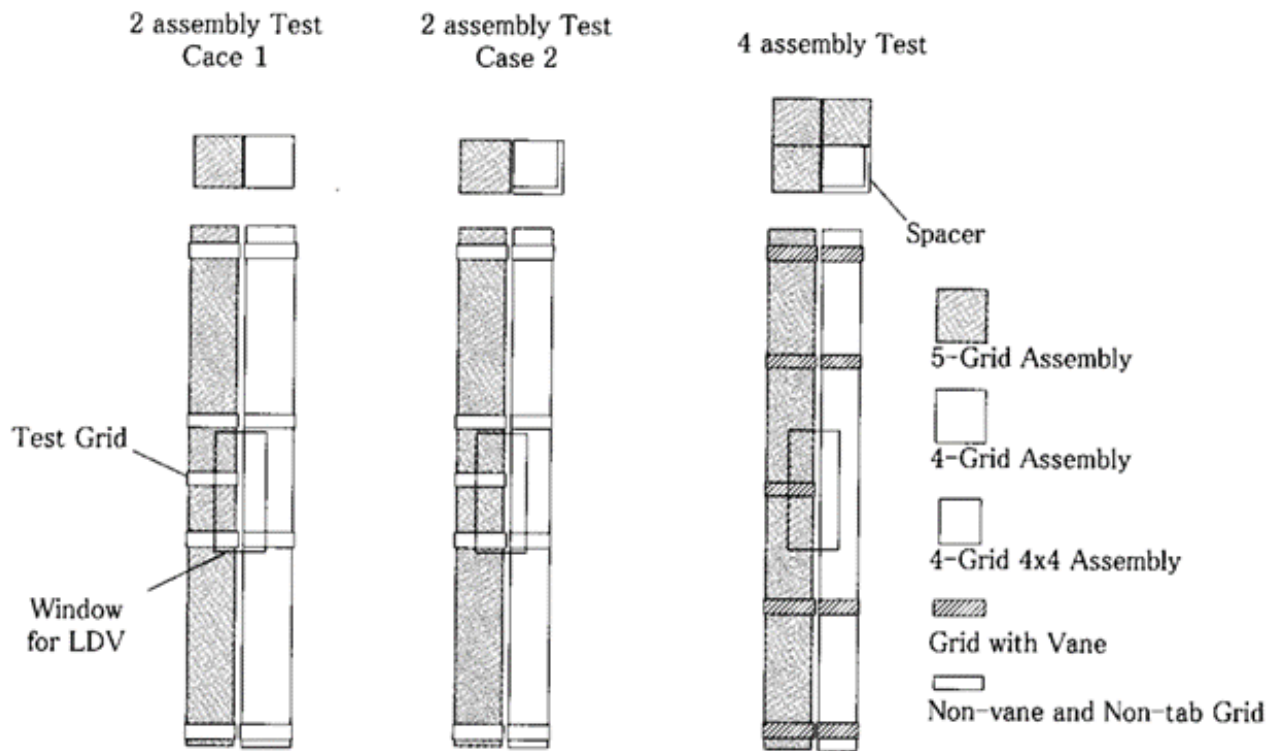


Рисунок 3.14 – Фрагменты активной зоны в экспериментах МНІ по обтеканию дистанционирующих решёток [149]

На фрагменте активной зоны, состоящем из двух фрагментов ТВС (2 assembly Test), проведено две серии экспериментов:

- в первой серии (Case 1) использовались два фрагмента ТВС размером 5×5 , изображенных на рисунке 3.14 слева, с разным количеством ДР; конструкция ДР в первом и втором фрагменте ТВС идентична;

- во второй серии (Case 2) использовались два фрагмента ТВС размером 5×5 (полномасштабный размер ТВС 17×17) и 4×4 (полномасштабный размер ТВС 15×15),

изображенных на рисунке рисунок 3.14 по центру.

Фрагмент активной зоны, состоящий из четырех фрагментов ТВС (4 assembly Test, Case 3), показан на рисунке 3.14, справа. Здесь к одному фрагменту ТВС размером 4×4 примыкают три сборки размером 5×5.

Геометрические характеристики сборки 4×4 фрагмента ТВС 15×15 реактора PWR:

- высота модели 2.0 м;
- 15 твэлов с наружным диаметром 10.72 мм;
- 1 НК с наружным диаметром 13.78 мм;
- шаг установки твэлов 14.2 мм;
- поперечный размер 60.8 мм;
- 4 решетки.

Геометрические характеристики сборки 5×5 фрагмента ТВС 17×17 реактора PWR:

- высота модели 2.0 м;
- 24 твэла с наружным диаметром 9.5 мм;
- 1 НК с наружным диаметром 12.24 мм;
- шаг установки твэлов 12.6 мм;
- поперечный размер 66.1 мм;
- 4 или 5 решеток.

Для измерения поперечных скоростей теплоносителя на участках, близких к дистанционирующим решеткам, использовался лазерный доплеровский измеритель скорости потока. Для этого в фрагмент активной зоны монтировался измерительный твэл и были предусмотрены смотровые окна в экспериментальной реторте.

Схема измерений поперечной скорости для фрагмента Case1 показана на рисунке 3.15. В эксперименте с двумя фрагментами ТВС, Case 2, поперечная скорость теплоносителя измерялась вдоль линий А, В, С (рисунок 3.16) на 20 уровнях по высоте.

В эксперименте с четырьмя фрагментами ТВС, Case 3, поперечная скорость измерялась вдоль линий А, В, С, D, Е (рисунок 3.17) на 20 высотных уровнях. Вдоль линии А измерения поперечных скоростей проводились через смотровое окно. Для измерения скоростей вдоль линий В, С, D, Е в фрагмент смешанной АЗ монтировались измерительные твэлы с разными диаметрами (выделены точками на рисунке рисунок 3.17).

По результатам гидравлических испытаний фрагментов смешанных АЗ получено более 400 экспериментальных точек для варианта с двумя фрагментами ТВС и более 500 точек для варианта с четырьмя фрагментами. Валидации CFD-программы STAR-CCM+ на полученных экспериментальных данных и дальнейшей кросс-верификации субканальной программы VIPRE-01 посвящена в частности работа [159].

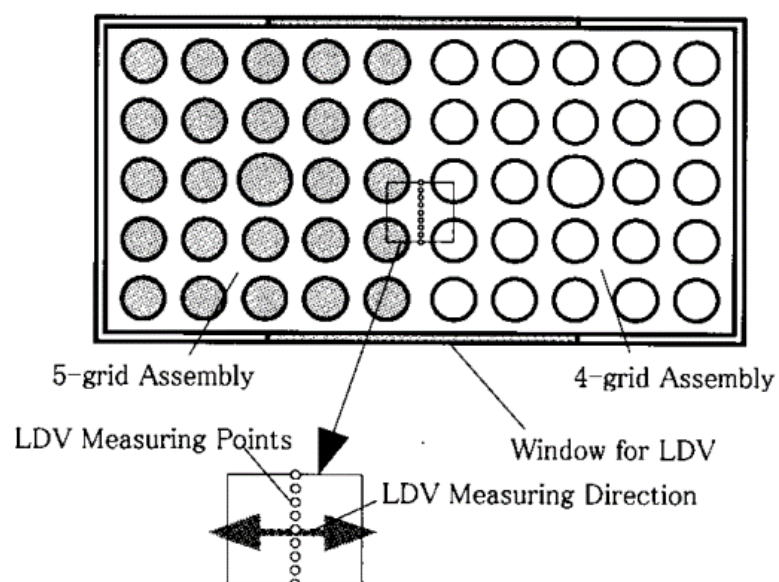


Рисунок 3.15 – Схема измерений в эксперименте с двумя фрагментами ТВС, Case 1 [149]

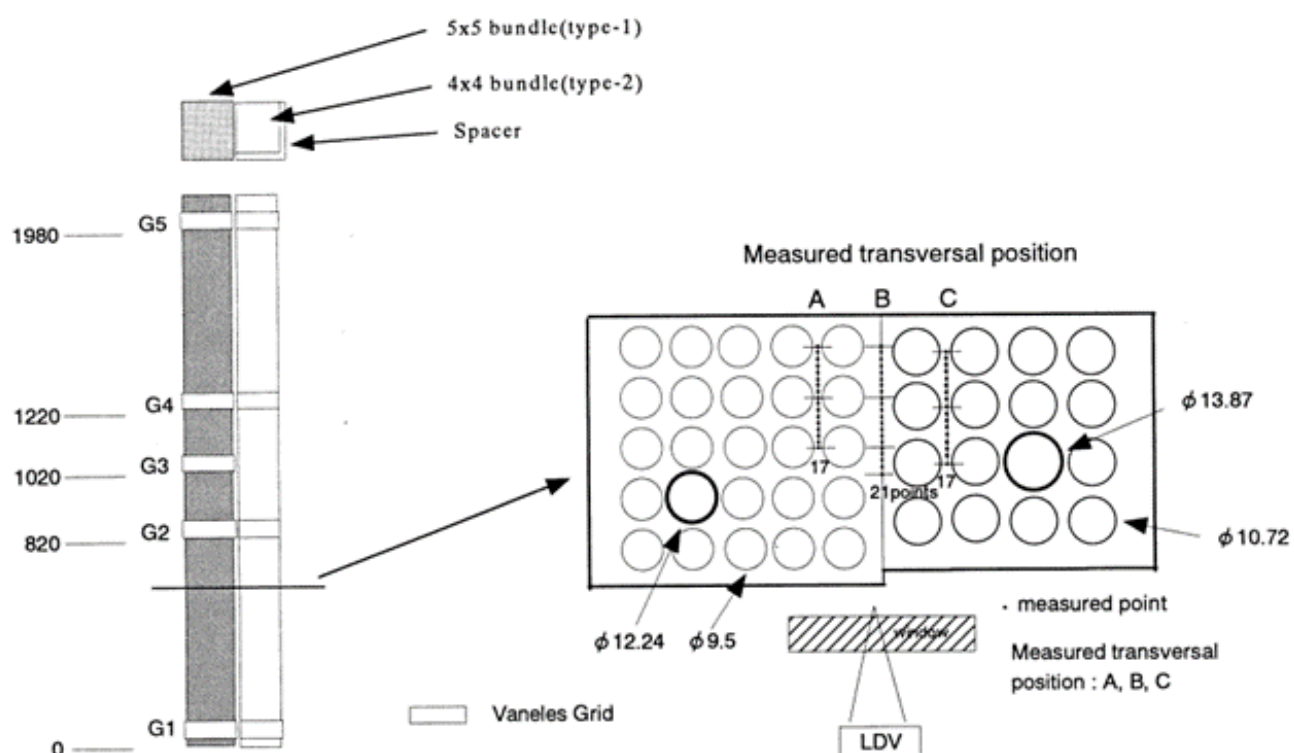


Рисунок 3.16 – Схема измерений в эксперименте с двумя фрагментами ТВС размером 5x5 и 4x4, Case 2 [148]

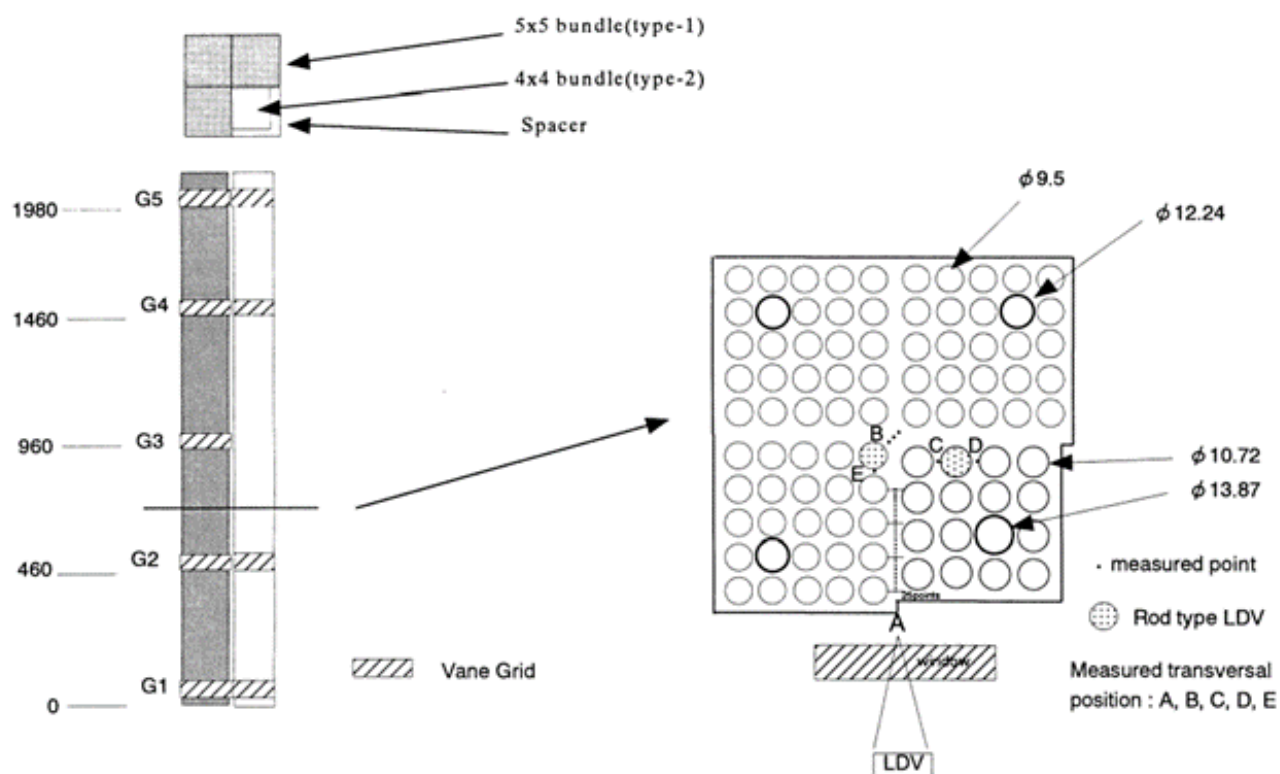


Рисунок 3.17 – Схема измерений в Эксперимент с четырьмя фрагментами ТВС, Case 3 [148]

Параметры гидравлических испытаний фрагментов смешанных активных зон приведены в таблице 3.4. Указанные значения КГС решеток задавались для всех типов подканалов. Высота решеток составляет 40 мм.

Таблица 3.4 – Характеристики гидравлических испытаний фрагментов смешанных АЗ PWR

Параметр	Значение
Давление, бар	1
Температура, °C	30
Средняя скорость на входе, м/с	5.0
КГС ДР без дефлекторов и отгибов на периферии фрагмента 4x4	1.15
КГС ДР без дефлекторов и отгибов на периферии фрагмента 5x5	0.65
КГС ДР с дефлекторами и отгибами на периферии 4x4	1.35
КГС ДР с дефлекторами и отгибами на периферии 5x5	0.85

3.2.3.2 Описание расчетных моделей

При расчете по программе SC-Core, поперечное сечение модели Case 1 разбивалось на 72 подканала, Case 2 – на 61 подканал, Case 3 – на 133 подканала. В аксиальном направлении все модели разбивались на 100 участков. Разбиение поперечного сечения моделей на подканалы представлены на рисунках 3.18 – 3.20.

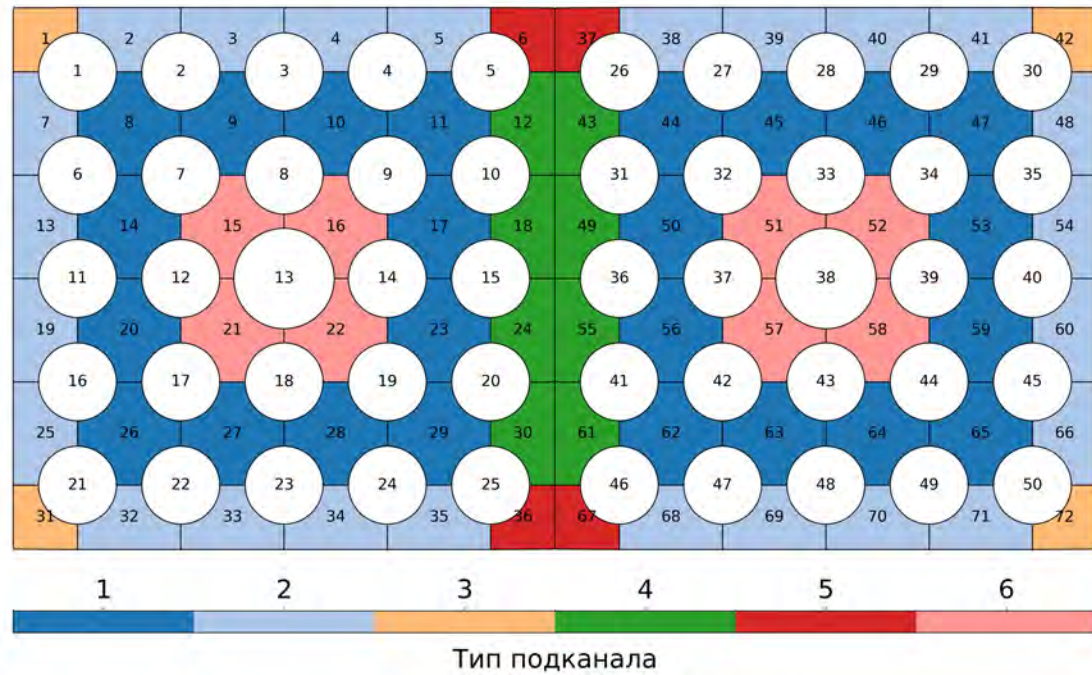


Рисунок 3.18 – Разбиение поперечного сечения модели Case 1 на подканалы

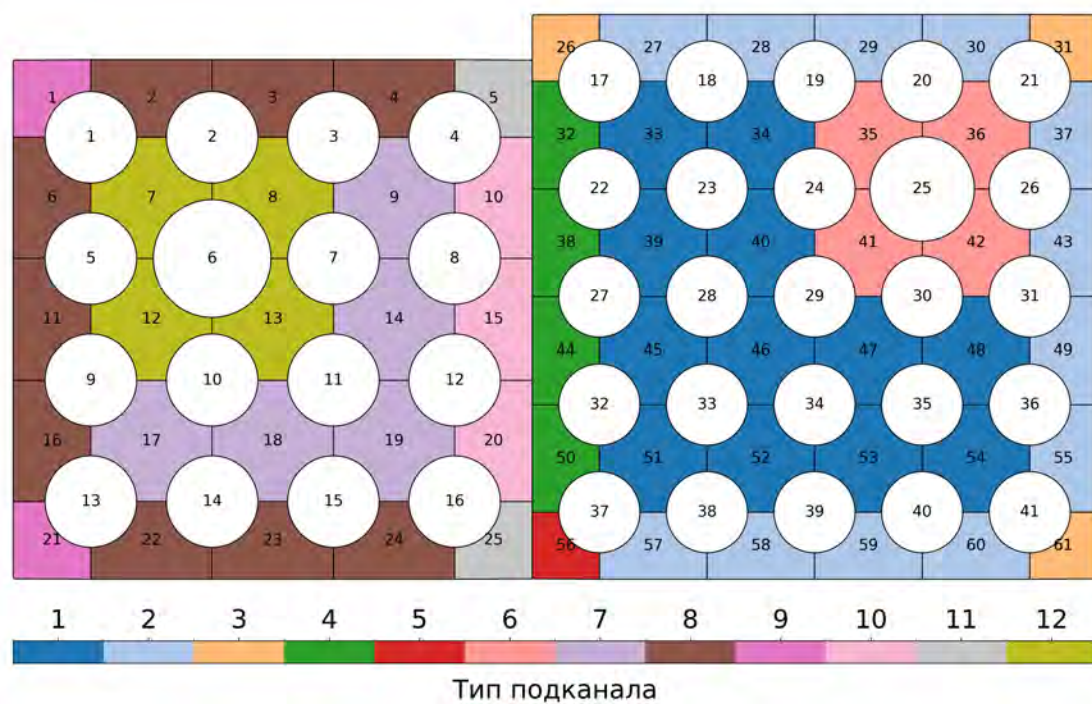


Рисунок 3.19 – Разбиение поперечного сечения модели Case 2 на подканалы

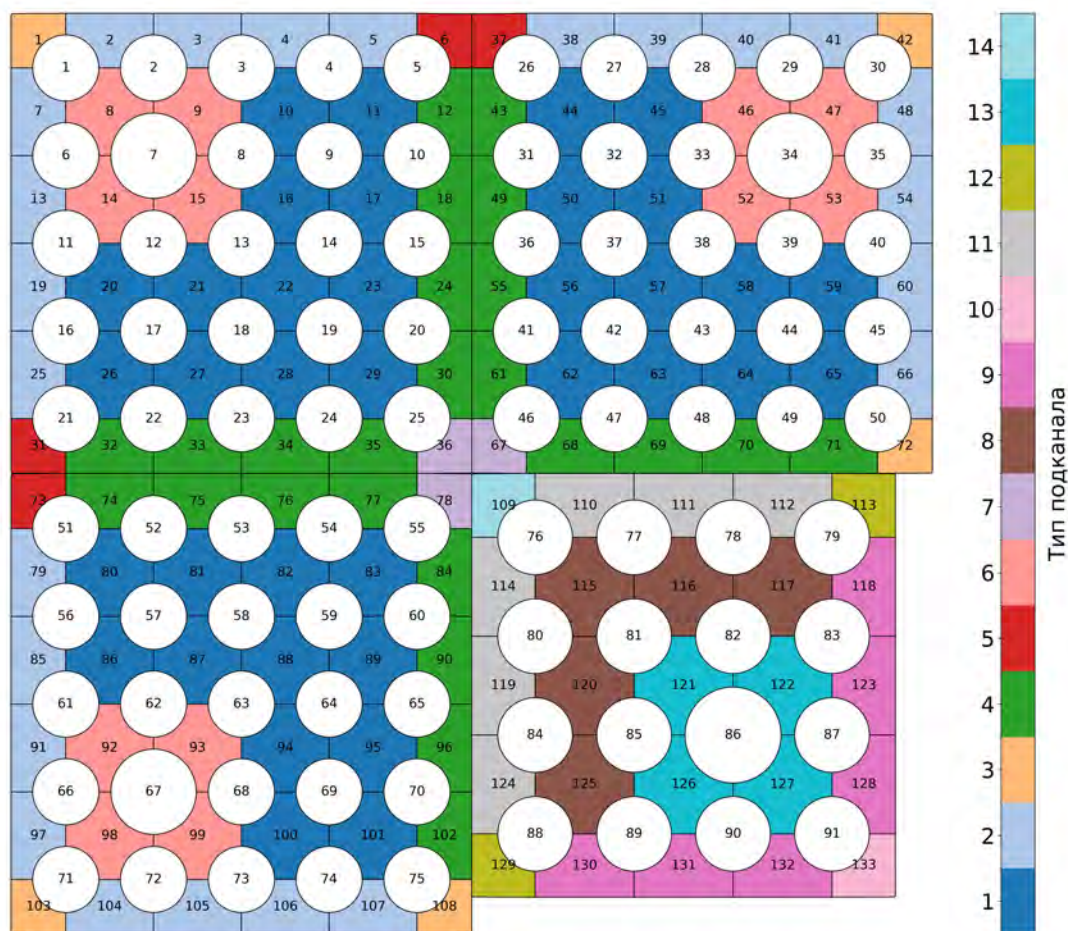


Рисунок 3.20 – Разбиение поперечного сечения модели Case 3 на подканалы

При проведении теплогидравлических расчетов смоделировано отсутствие поперечных перегородок теплоносителя в пределах решёток путём уменьшения межत्वельного зазора в местах их расположения до величины в 0.1 % от номинального значения.

3.2.3.3 Результаты валидации

Графическое сравнение результатов расчёта с экспериментальными данными представлено на рисунках 3.21 – 3.23. На данных графиках визуализировано распределение по высоте моделей скорости теплоносителя в поперечном направлении, усредненной по линиям стыка фрагментов кассет. Также на данных графиках, для лучшего понимания физического смысла знака скорости теплоносителя в поперечном направлении, указано местоположение решеток в соответствующих фрагментах кассет. Для модели Case 2 сравнение проводилось только для измерений на линии В (рисунок 3.16), а для модели Case 3 только на линии А (рисунок 3.17), так как на остальных линиях было произведено недостаточное количество измерений.

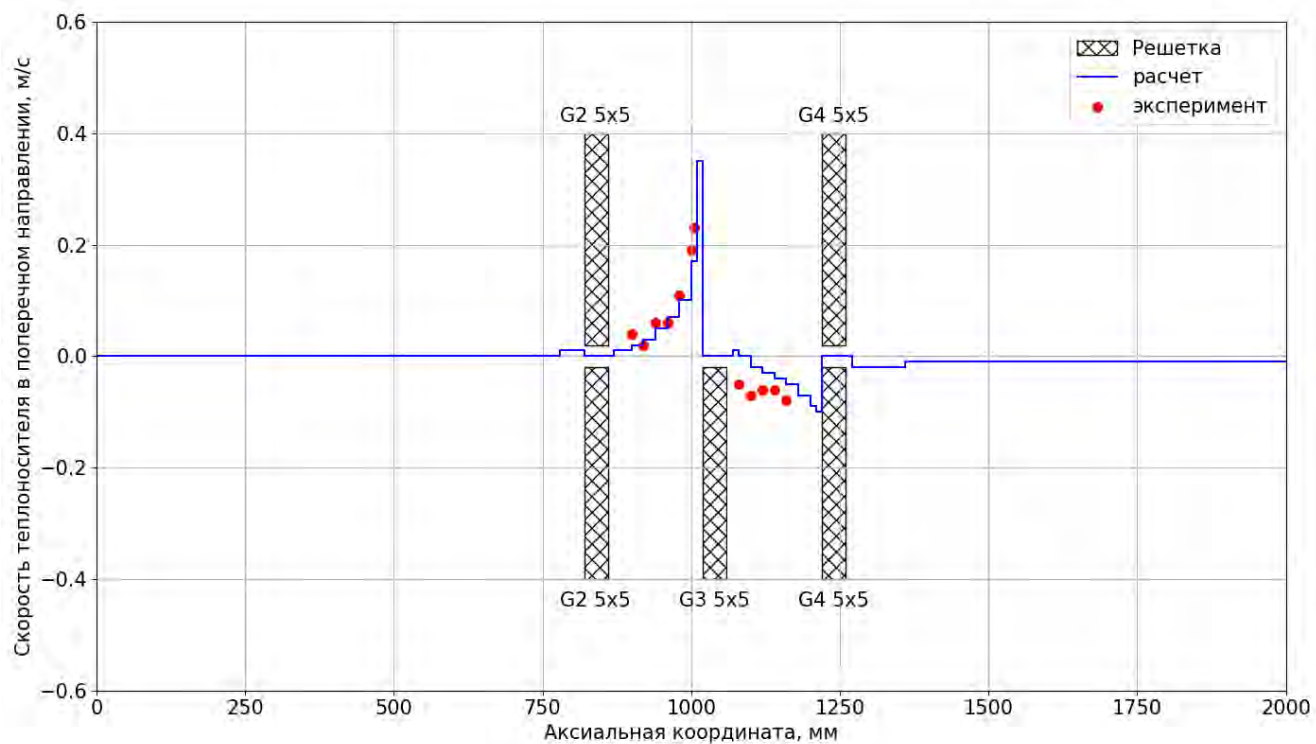


Рисунок 3.21 – Сравнение расчётных и экспериментальных данных для модели Case 1

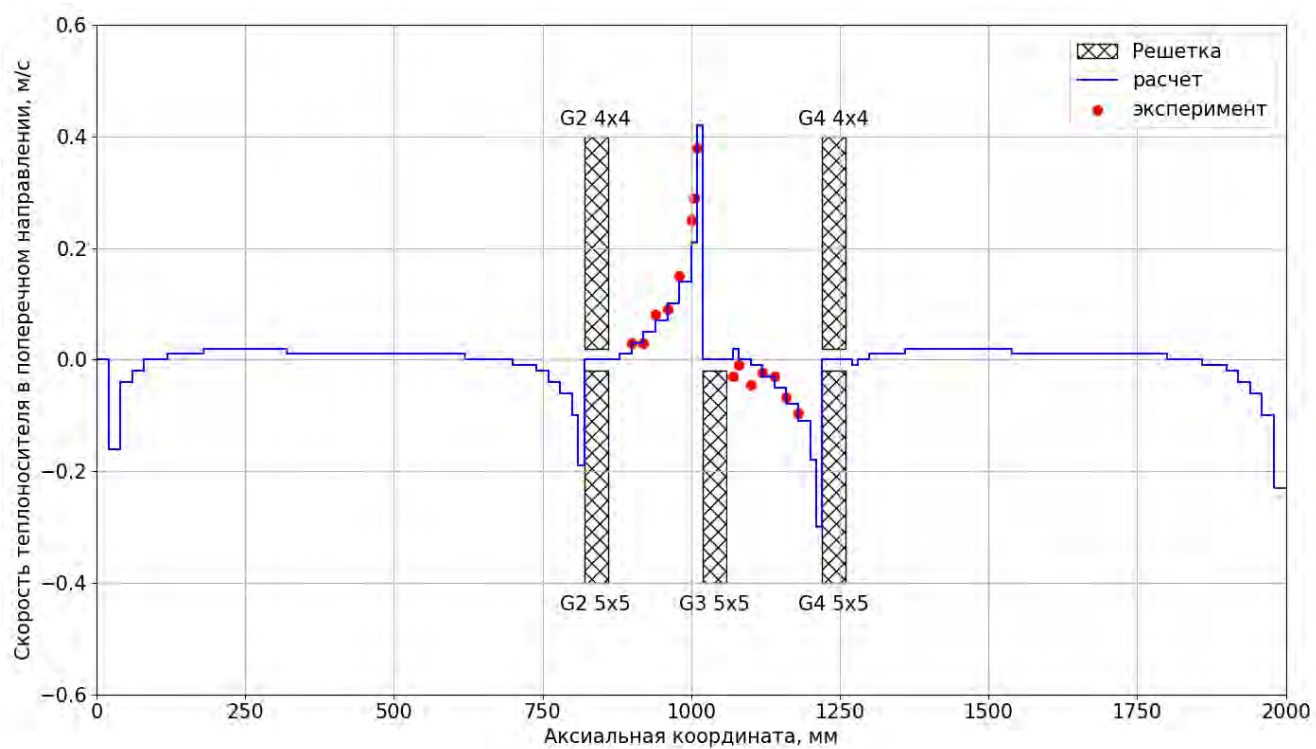


Рисунок 3.22 – Сравнение расчётных и экспериментальных данных для модели Case 2

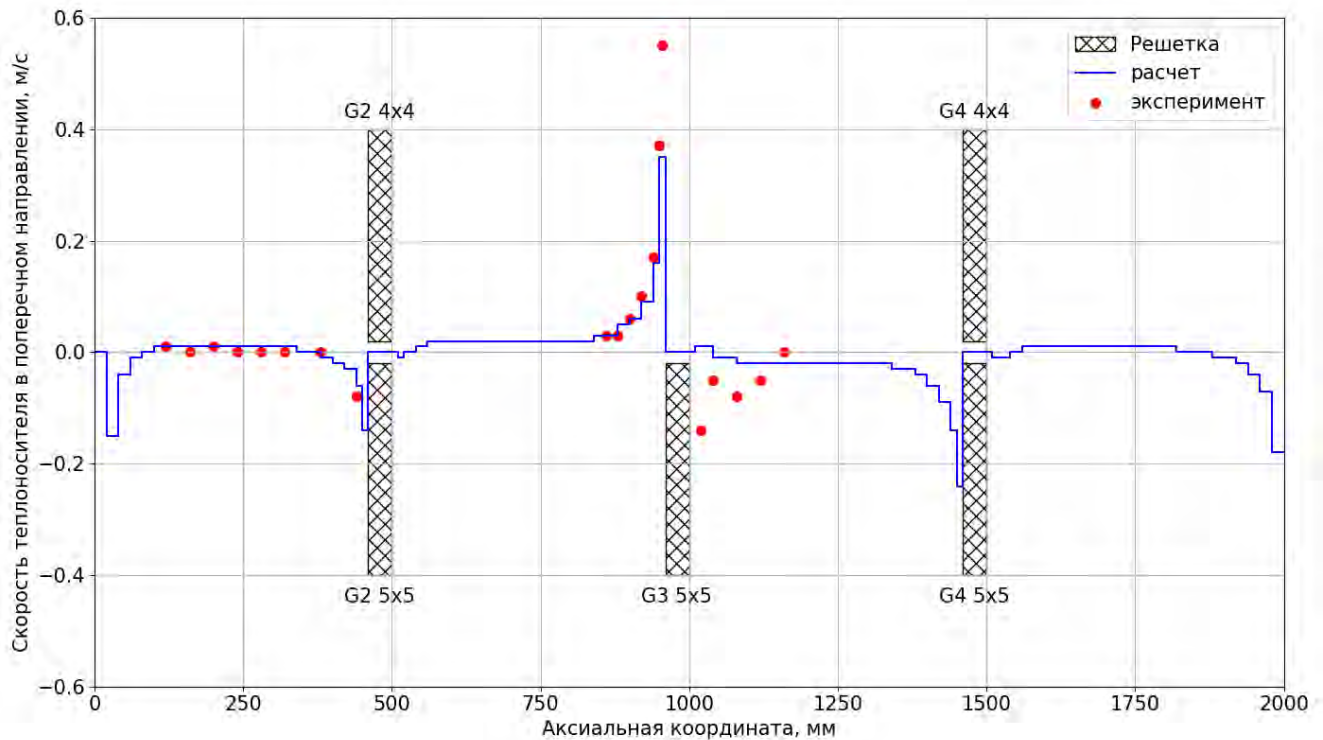


Рисунок 3.23 – Сравнение расчётных и экспериментальных данных для модели Case 3

На представленных графиках видно хорошее совпадение расчёта с экспериментом, за исключением зоны за решёткой G3 модели Case 3, в пределах которой использовались ДР с противозацепными отгибами и перемешивающими дефлекторами, наличие которых может быть причиной отличия экспериментальных данных от результатов моделирования с использованием субканального приближения. Можно также отметить наблюдаемый на графиках для моделей Case 2 и Case 3, совмещающих в себе модели ТВС с разным количеством стержней, эффект «накопления», когда каждый следующий переток теплоносителя сильнее предыдущего. Этот эффект хорошо виден при сравнении расчётных скоростей перед решётками G2 и G4.

Стоит отдельно затронуть вопрос о корректном способе количественной оценки совпадения проведённого расчёта с экспериментальными данными. Непосредственное сравнение экспериментальных значений скоростей теплоносителя с расчётными значениями некорректно, так как экспериментальные значения представляют собой локальные значения в точке, в то время как расчётные значения являются усреднением по боковой поверхности контрольного объёма. По этой причине было принято следующее решение: экспериментальные и расчётные значения скорости путём интегрирования усредняются на некотором характерном аксиальном участке, а затем пересчитываются в значение расхода, перетекающего из одной модели ТВС в другую. Далее полученные поперечные расходы относились к аксиальному расходу на входе в модель ТВС 5x5, таким образом высчитывалась доля от аксиального расхода, перетекающая в соседнюю модель ТВС. На заключительном этапе расчётная и экспериментальные доли вычитались, и полученная

разность относилась к экспериментальной доле.

Вышеупомянутая область за решёткой G3 модели Case 3 при количественной оценке отклонения результатов расчёта от эксперимента была исключена. По результатам расчёта среднеарифметическое и среднеквадратичное отклонения от экспериментальных данных составили соответственно $\Delta = -0.9\%$ и $\sigma = 2.2\%$.

3.3 Кросс-верификация

При эксплуатации реакторной установки в активной зоне могут возникать условия, приводящие к частичному или полному перекрытию (блокировке) проходного сечения тепловыделяющей сборки. Данное событие является серьезным нарушением режима нормальной эксплуатации активной зоны, вне зависимости от типа теплоносителя и конструкции РУ. В месте блокировки происходит перераспределение расхода, возникают рециркуляционные течения, что сопровождается ростом гидравлического сопротивления и, как следствие, уменьшением расхода и увеличением подогрева теплоносителя.

В реакторах с водяным теплоносителем блокировка может возникнуть при нарушениях нормальной эксплуатации и вследствие наступления аварийной ситуации. В частности, возможна блокировка проходного сечения в ТВС при разгерметизации первого контура и попадании в него различных теплоизоляционных материалов (минеральной ваты и т.п.). Кроме того, не исключено затеснение проходного сечения ТВС и при работе РУ на номинальной мощности вследствие попадания в первый контур смолы из ионообменных фильтров, посторонних предметов после планово-предупредительного ремонта и при нарушениях водно-химического режима РУ [13].

Экспериментальные исследования теплогидравлических характеристик заблокированных ТВС сопряжены со значительными трудностями, так как связаны с необходимостью локальных измерений полей скорости и температуры, а также длины выравнивания и глубины возмущения различных характеристик теплоносителя в азимутальном и продольном направлениях при натурных параметрах теплоносителя. Авторами [160] представлен обзор экспериментальных и экспериментально-расчётных работ по исследованию характеристик заблокированных сборок твэлов, выполненных в различных странах, начиная с 60-х годов XX века. Основной массив экспериментальных данных включает в себя эксперименты на фрагментах ТВС малой размерности – 11 и 37 стержней. Ни в одном из экспериментов не рассматривался случай блокировки всего сечения дистанционирующей решётки. В большинстве экспериментов получаемые данные представляли из себя интегральные (средние по площади и времени) характеристики течения: распределения давлений, скорости, в некоторых случаях – температуры. Основной массив экспериментальных данных получен при низких числах Re – не более 100000.

Таким образом, обычно экспериментальные исследования ограничены по числу Re и выполняются на фрагментах реальной конструкции, вследствие чего на распределения скоростей

и температур будут оказывать влияние различные краевые эффекты [161]. Перенос результатов таких исследований на реальные условия эксплуатации возможен только расчётным путём.

Всё вышеперечисленное делает численное моделирование практически безальтернативным способом изучения предельно допустимых режимов эксплуатации активной зоны при полной или частичной блокировке ТВС. В рамках настоящего раздела диссертационной работы выполняется обоснование возможности применения субканальной программы SC-Core при блокировке проходного сечения ТВС путем ее кросс-верификации с CFD-программой STAR-CCM+.

Рассматривается задача моделирования гидродинамики в потоке, формируемом пучками продольно обтекаемых твэлов в фрагменте активной зоны РУ ВВЭР-С. ВВЭР-С представляет собой корпусный водоохлаждаемый реактор с регулированием энергетического спектра нейтронов для улучшения топливоиспользования [162]. В отличие от штатной конструкции ТВС для РУ типа ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200, в ТВС-С РУ ВВЭР-С используется уменьшенный шаг расположения твэлов и направляющие каналы большого диаметра для размещения в них вытеснителей.

Расчетная область представляет собой фрагмент активной зоны ВВЭР-С, состоящий из трех 120° сегментов ТВС-С. В центре расчетной области, высота которой составляет 1 м, установлена штатная дистанционирующая решетка с высотой ячеек 30 мм. В одном из сегментов ТВС проходное сечение в месте установки ДР заблокировано. В программе STAR-CCM+ заблокированная ДР моделируется в приближении пористого тела с коэффициентом пористости 25 %. Единственное отличие рассматриваемой конструкции сегментов ТВС-С от действительной – отсутствие инструментального канала. Данное упрощение было принято из соображений симметрии.

Течение является изотермическим, при этом режимные параметры теплоносителя соответствуют таковым для активной зоны реактора ВВЭР-С: $p_{out} = 16.2$ МПа; $T_{in} = 298$ °С; $G = 3000$ кг/(м²с).

Разбиение поперечного сечения расчетной области на подканалы представлено на рисунке 3.24. Всего выделяется 636 подканалов, которые объединяются в 4 различных типов в соответствии с геометрическими характеристиками, представленными в таблице 3.5.

Таблица 3.5 – Геометрические параметры подканалов фрагмента АЗ ВВЭР-С

Тип (номер типа)	A , мм ²	P_{hy} , мм	P_{he} , мм
Регулярный (1)	26.53	14.29	14.29
ИК (2)	–	–	–
Периферийный (3)	50.29	14.29	14.29
Угловой (4)	59.48	16.68	16.68
НК (5)	32.51	19.69	11.91

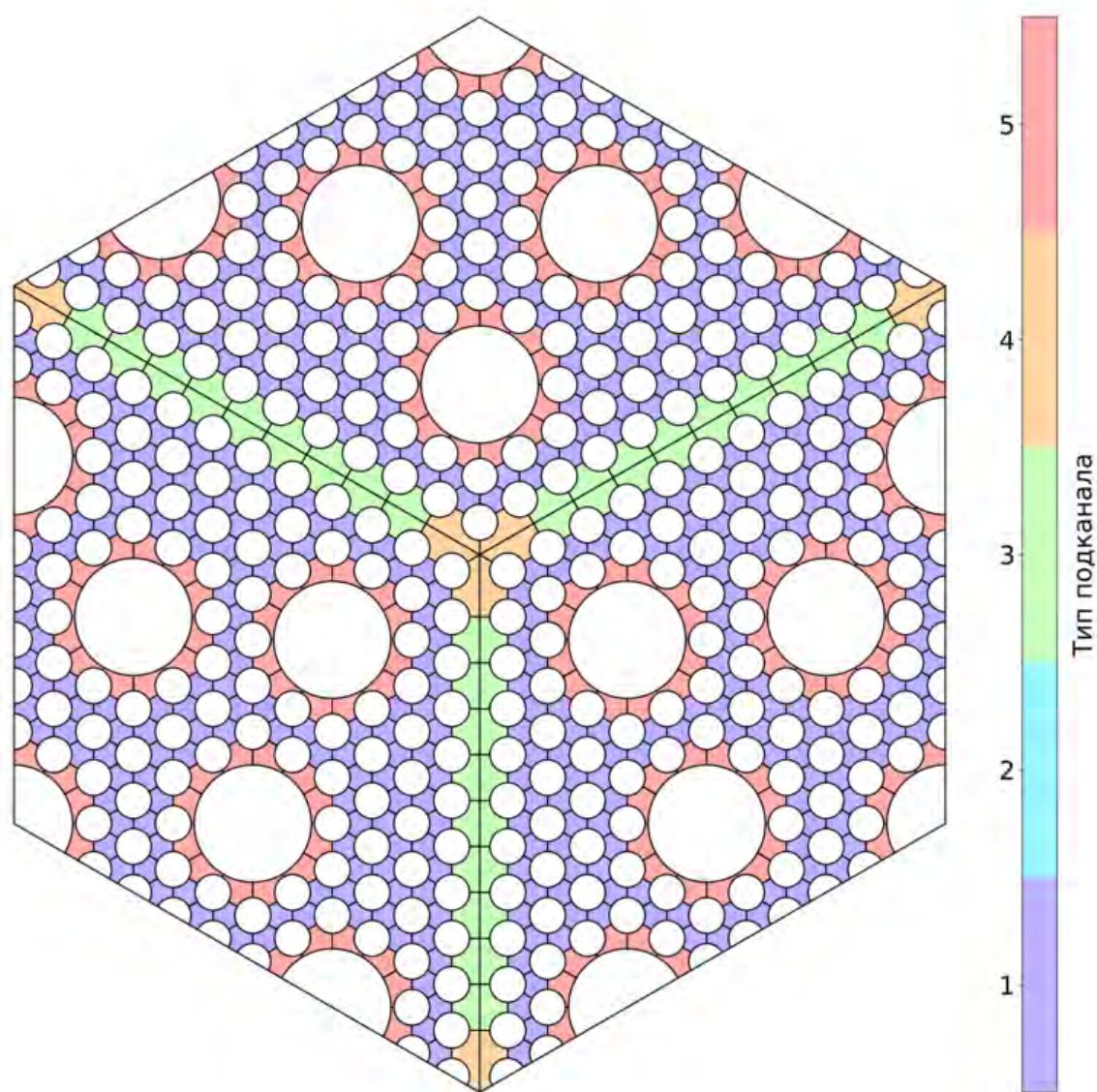


Рисунок 3.24 – Разбиение поперечного сечения фрагмента АЗ ВВЭР-С на подканалы

В программе SC-Core заблокированная ДР моделируется следующей комбинацией:

- увеличением приблизительно в 30 раз коэффициента гидравлического сопротивления заблокированного участка ДР по сравнению со штатным;
- уменьшением до 0.1 % относительно номинальной ширины зазоров между сегментом ТВС с заблокированной ДР и двумя другими.

В аксиальном направлении расчетная область разбивается на слои высотой 15 мм, за исключением первого и последнего с высотой 5 мм каждый. Таким образом, дистанционирующая решетка занимает два аксиальных слоя. На границе этих слоев, то есть в центре контрольных объемов для интегрирования аксиального уравнения движения, задан коэффициент гидравлического сопротивления. В центрах этих слоев задана уменьшенная ширина зазоров для двух из трех границ сегментов ТВС. Моделирование по программе SC-Core выполняется с

использованием схемы интерполяции в аксиальном направлении 2-го порядка аппроксимации.

Основные результаты кросс-верификации представлены на рисунке 3.25. Как видно из данного рисунка, субканальная теплогидравлическая программа SC-Core позволяет корректно предсказывать течение теплоносителя даже в случае наличия ярко-выраженных конвективных перетоков. Максимальные отличия между субканальным и CFD моделированием наблюдается в заблокированном сегменте ТВС сразу после дистанционирующей решетки. Для количественной оценки результатов кросс-верификации используется следующее выражение:

$$\delta_{fa,j} = \frac{\overline{m_{fa,j}^{CFD}} - \overline{m_{fa,j}^{SC-core}}}{|\Delta m_{fa}^{CFD}|} \quad (3.42)$$

где усреднение расходов в числителе выполняется по аксиальному участку с номером j сегмента ТВС с номером fa , при этом в знаменателе находится модуль разности расхода на входе в фрагмент m_{in} и среднего расхода через фрагмент $\overline{m_{fa}^{CFD}}$:

$$\Delta m_{fa}^{CFD} = m_{in} - \overline{m_{fa}^{CFD}} \quad (3.43)$$

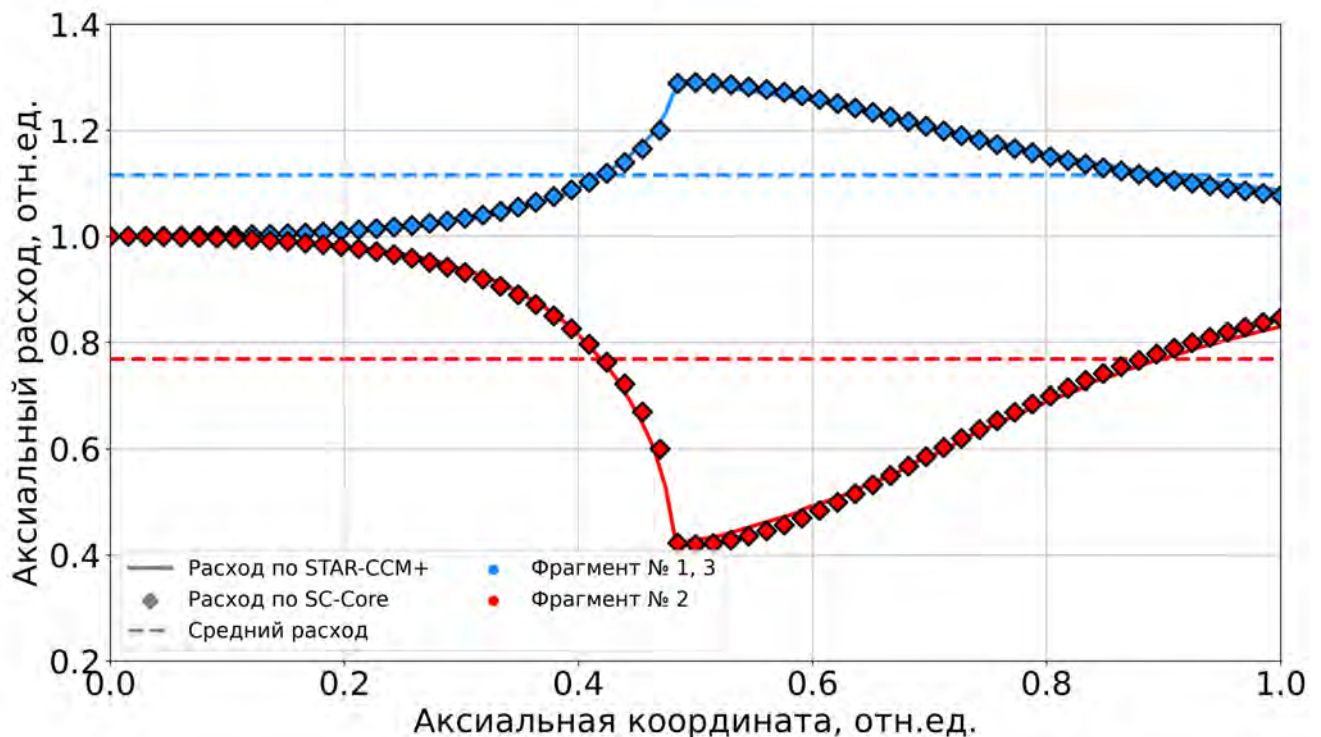


Рисунок 3.25 – Сравнение результатов расчётов по программам STAR-CCM+ и SC-Core аксиального расхода теплоносителя через сегменты ТВС

При сопоставлении результатов моделирования по программам SC-Core и STAR-CCM+ получено среднеквадратичное $\sigma = 4.3\%$ и околонулевое среднеарифметическое отклонения.

3.4 Выводы к главе 3

В первом разделе главы выполнена разработка набора верификационных задач для субканальных теплогидравлических программ. Решение созданного набора с использованием программы SC-Core подтвердило корректность реализованного численного алгоритма и схем интерполяции. При известном источнике максимальный порядок аппроксимации равняется 3, в случае наличия в правых частях уравнений источников, зависящих от основных неизвестных, максимальный порядок аппроксимации уменьшается до 2.

Во втором разделе выполнена валидация программы SC-Core для расчета:

- аксиального перепада давления: $\Delta = -0.1\%$ и $\sigma = 4.6\%$;
- локальных скоростей теплоносителя: $\Delta = 0.6\%$ и $\sigma = 3.3\%$;
- локальных температур теплоносителя: $\Delta = 0.3\text{ }^{\circ}\text{C}$ и $\sigma = 1.5\text{ }^{\circ}\text{C}$;
- критического теплового потока: $\Delta = 0.2\%$ и $\sigma = 10.7\%$;
- длины выравнивания расхода теплоносителя при его входной неравномерности по ТВС;
- поперечных конвективных перетоков в смешанных АЗ: $\Delta = -0.9\%$ и $\sigma = 2.2\%$.

В третьем разделе выполнена кросс-верификация программ SC-Core и STAR-CCM+. В качестве тестовой задачи рассмотрена блокировка проходного сечения кассеты ТВС-С в месте установки ДР. По итогам сопоставления аксиального расхода при обтекании теплоносителем заблокированного участка получены отклонения $\Delta = 0.1\%$ и $\sigma = 4.3\%$.

Таким образом, в рамках настоящей главы обоснована программа SC-Core для расчета полномасштабных АЗ ядерных реакторов с водой под давлением, в том числе в случае наличия ярко-выраженных поперечных конвективных перетоков. Выполнены задачи 4 и 5 диссертационного исследования.

4 Применение программы SC-Core для теплогидравлических расчетов АЗ ВВЭР

4.1 Недостатки упрощенного подхода к моделированию полномасштабной АЗ

Перед рассмотрением возможностей непосредственно программы SC-Core целесообразно развить выдвинутые во введении тезисы о недостатках так называемого lumped подхода, который широко использовался в прошлом для моделирования фрагментов АЗ ядерных реакторов с водой под давлением. В первую очередь, широкая распространенность данного подхода была связана с ограниченностью вычислительных ресурсов. Lumped подход заключается в использовании для «горячих» ТВС мелкосетчатого субканального разбиения, а по мере отдаления от них – увеличения характерного размера взаимосвязанных каналов. Для активных зон реакторов PWR с квадратной упаковкой твэлов описанный подход используется в частности в работе [163]. Остановимся на различных вариантах «укрупненного» разбиения ТВС с треугольной упаковкой:

1) Первый вариант заключается в разбиении ТВС на шесть секторов симметрии. Однако в данном случае отсутствует взаимообмен между противоположащими каналами, что может привести при определенных радиальных профилях энерговыделения к некорректному распределению расхода теплоносителя. Данное разбиение использовалось в программе Кедр-А [164] для выделения зон, которые на первой итерации численного алгоритма предполагаются независимыми, а на второй итерации рассчитываются с учетом взаимодействия друг с другом.

2) Второй вариант заключается в разбиении ТВС на восемь трапециевидных каналов, вследствие чего он лишен вышеописанного недостатка по причине наличия каналов, моделирующих центральную область ТВС. Данное разбиение использовалось в программном комплексе PERMAK-3D/SC-1 [165, 166], предназначенном для проведения связанных нейтронно-физических и теплогидравлических расчетов с целью определения детального распределения энерговыделения в АЗ в стационарных условиях эксплуатации.

3) Третий вариант заключается в разбиении ТВС на шесть секторов симметрии с последующим разбиением каждого из них на четыре треугольных канала. Данное разбиение использовалось в программном комплексе SC-REACTOR [167], предназначенном для проведения теплогидравлического расчёта ядерного реактора с совмещением трёхмерного и субканального подходов для различных участков реактора.

Пример комбинирования некоторых вышеописанных вариантов представлен на рисунке 4.1. Стоит отметить, что в случае моделирования асимметричных ТВС (например ТВС-2М

реактора ВВЭР-1200) могут появляться дополнительные типы подканалов, обладающие индивидуальными геометрическими характеристиками. Ключевая проблема lumped подхода заключается в невозможности экспериментального обоснования использования некоторых замыкающих соотношений, в частности для расчета поперечных турбулентных перетоков, применительно к укрупненным каналам. Также данный подход не позволяет получать детализированное распределение параметров теплоносителя и твэлов в пределах всей активной зоны для использования в мультифизических программных комплексах улучшенной оценки.

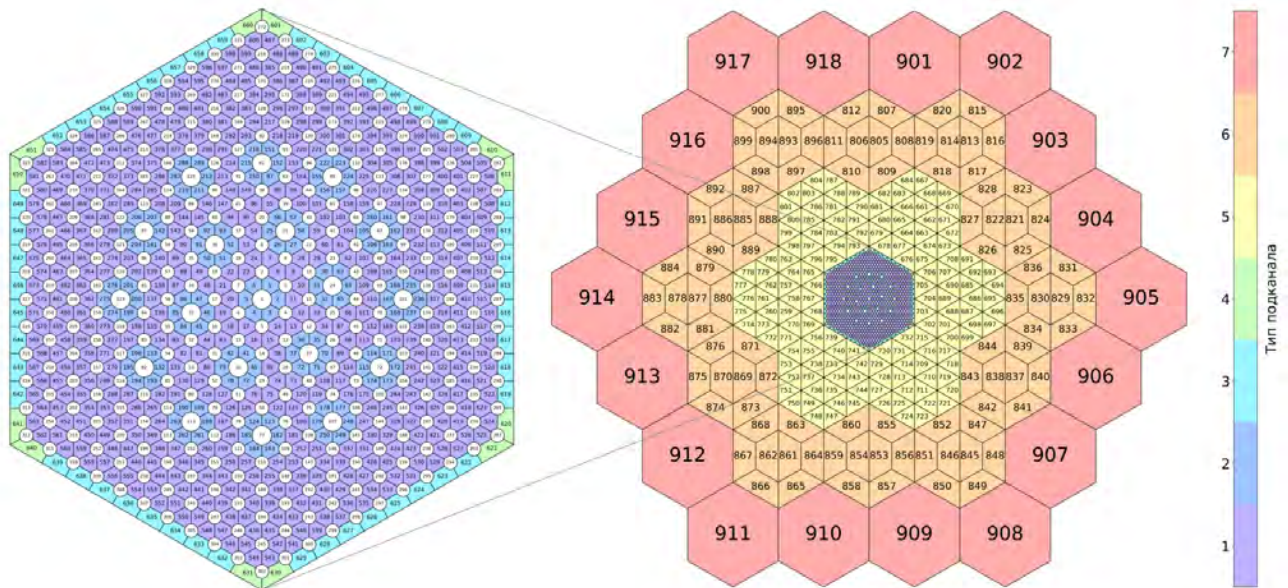


Рисунок 4.1 – Разбиение фрагмента АЗ реактора ВВЭР с использованием lumped подхода

Разработанный численный алгоритм программы SC-Core позволяет выполнять за приемлемое время инженерные теплогидравлические расчеты полномасштабных активных зон в мелкосетчатом субканальном разбиении. Таким образом, отпадает необходимость в использовании каких-либо упрощений по типу вышеописанного lumped подхода.

4.2 Ключевые возможности и особенности программы SC-Core

Перед демонстрацией результатов использования программы SC-Core для теплогидравлических расчетов полномасштабных АЗ реакторов ВВЭР, следует резюмировать особенности программы и предоставляемые ею возможности. В таблице 4.1 выполнено сравнение численного алгоритма и замыкающих соотношений для программ SC-INT и SC-Core.

Таблица 4.1 – Сравнение характеристик программ SC-INT и SC-Core

Характеристика	SC-INT	SC-Core
Численный алгоритм		
метод дискретизации в пространстве	МКО на 2-ух сетках	МКО на 3-ех сетках
алгоритм решения СНУ	маршевый, многопроходный (на каждой итерации для каждого слоя решается 2 СЛАУ – для w и h)	SIMPLE (на каждой итерации для всей расчетной области решается 4 СЛАУ)
схемы интерполяции	против потока 1-го порядка	против потока 1-го и 2-го порядков; QUICK
параллельный расчет набора независимых состояний	да	да
параллельный расчет единичного состояния	нет	да
Замыкающие соотношения		
поправка к λ_f по сравнению с круглой трубой	методика Кобзаря Л.Л.	на основании результатов CFD-моделирования
зависимость $\xi(Re)$	нет	да
учет влияния РИ на параметры теплоносителя и КТП	да	нет
корреляции для расчета КТП	широкий набор, в том числе и коммерческие корреляции	корреляции Безрукова Ю.А., Олексюка Д.А.

В таблице 4.2 представлены возможности программ SC-INT и SC-Core применительно к моделированию течения теплоносителя в крупномасштабных фрагментах АЗ ВВЭР и оценки теплотехнических запасов.

Таким образом, с использованием разработанного алгоритма программа SC-Core предоставляет уникальные возможности для решения задач, в которых субканальное теплогидравлическое моделирование АЗ в целом или ее крупномасштабных фрагментов является необходимым. При этом по производительности применительно к рассматриваемому классу задач, программа SC-Core занимает лидирующие позиции по сравнению со всеми программами, характеристики которых были рассмотрены при проведении литературного обзора и представлены в таблице 1.1

Таблица 4.2 – Сравнение возможностей расчета крупномасштабных фрагментов АЗ ВВЭР по программам SC-INT и SC-Core

Задача	SC-INT	SC-Core
оценка теплотехнических запасов в смешанной загрузке АЗ ВВЭР-1000 4-го энергоблока Балаковской АЭС	12 часов	1.5 часа в однопоточном режиме; 18 минут при использовании 8 процессов
определение максимально допустимой тепловой мощности реактора ВВЭР-С при работе на одном ГЦНА	сходимость не достигнута	19 минут при использовании 8 процессов
оценка теплотехнических запасов в секторе симметрии АЗ ВВЭР-С при блокировке проходного сечения «горячей» ТВС	сходимость не достигнута	15 минут в однопоточном режиме
моделирование показаний термопар СВРД реактора ВВЭР-1200	крайне затруднительно по причине производительности	выполнена валидация на показаниях с 3-ех энергоблоков [168]
расчет запаса до кризиса теплоотдачи в АЗ ВВЭР-1200 при протекании аварийного процесса	крайне затруднительно по причине производительности	выполнено сравнение с программным комплексом ATHLET/BIPR-VVER [169]

4.3 Демонстрация эффективности параллельной реализации численного алгоритма

4.3.1 Параллельная реализация численного алгоритма

На текущий момент, программа SC-Core имеет следующую реализацию параллельного расчета единичного состояния. Используется опция библиотеки PETSc «`mpi_linear_solver_server`», которая позволяет осуществлять параллельное решение СЛАУ с использованием технологии MPI, в то время как весь пользовательский код выполняется нулевым процессом. При этом функции создания матриц, векторов свободных членов, расчета замыкающих соотношений для всей расчетной области имеют параллельную реализацию с использованием технологии OpenMP. Таким

образом в программе SC-Core реализован гибридный параллелизм.

Для проведения теплогидравлических расчетов, результаты которых представлены в настоящей главы, используется серверный процессор Xeon Gold 6430. Количество OpenMP потоков задается равным количеству MPI процессов и обозначается за N .

4.3.2 Постановка тестовой задачи

В качестве тестовой задачи, на которой в рамках настоящего раздела демонстрируется эффективность параллельной реализации численного алгоритма, выступает активная зона реактора ВВЭР-1000, набранная из 163 кассет ТВС-2М. Моделирование выполняется при номинальных режимных параметрах, соответствующих 104 % тепловой мощности:

- давление на выходе из расчетной области 15.7 МПа;
- температура на входе в расчетную область 290 °С;
- массовая скорость 4000 кг/(м²с);
- средняя плотность теплового потока 0.58 МВт/м².

Пространство между периферийным рядом кассет и выгородкой не моделируется. Высота расчетной области составляет 3.7 м. Таким образом, расчетная область содержит $660 \cdot 163$ подканалов, что приводит совместно с разбиением в аксиальном направлении на 60 участков к более чем 6 млн. контрольных объемов основной расчетной сетки. Геометрические характеристики подканалов соответствуют таблице 3.3.

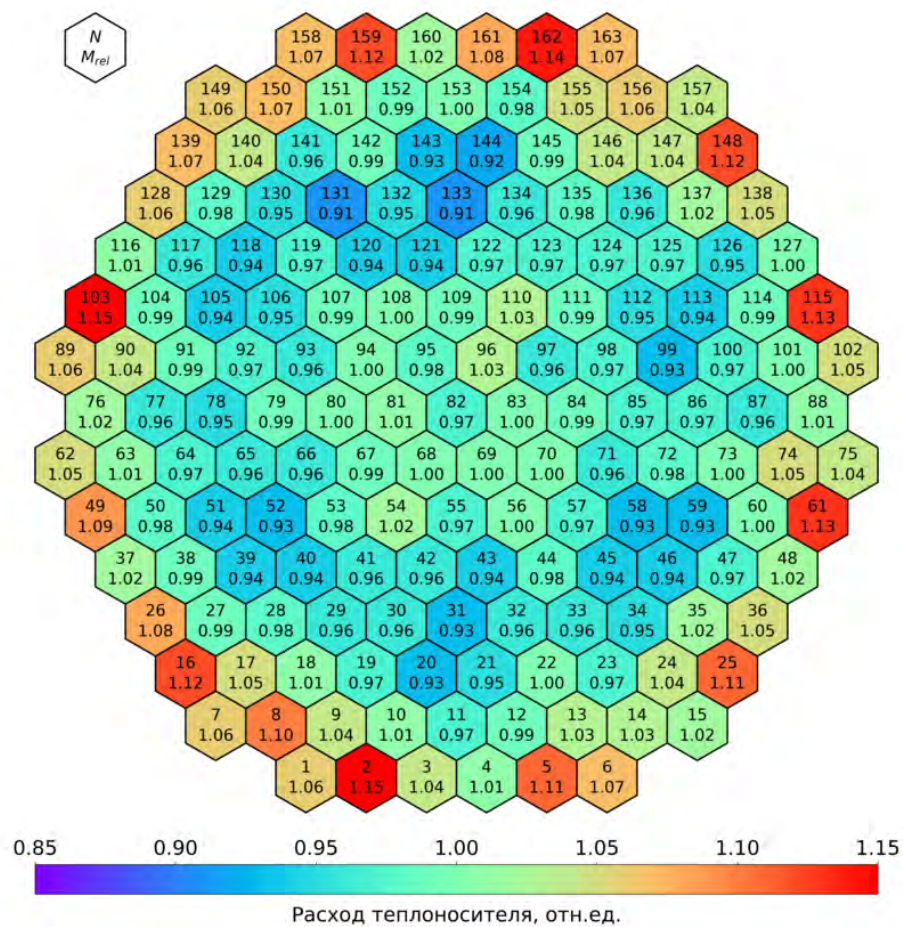
На входе в активную зону задано неравномерное распределение расхода по ТВС, полученное по результатам CFD расчетов и представленное на рисунке 4.2 (а).

Равномерное аксиальное разбиение на 60 участков соответствует дискретизации трехмерных профилей энерговыделения, полученных из нейтронно-физического расчета по программному комплексу КАСКАД [170]. Рассматривается начальный момент времени топливной кампании, распределение относительной мощности тепловыделяющих элементов представлено на рисунке 4.2 (б). Серым цветом на данной картограмме отмечено необогреваемые направляющие каналы и центральные трубки. В некоторых из кассетах присутствуют твэги, обладающие на момент начала топливной кампании, пониженным энерговыделением.

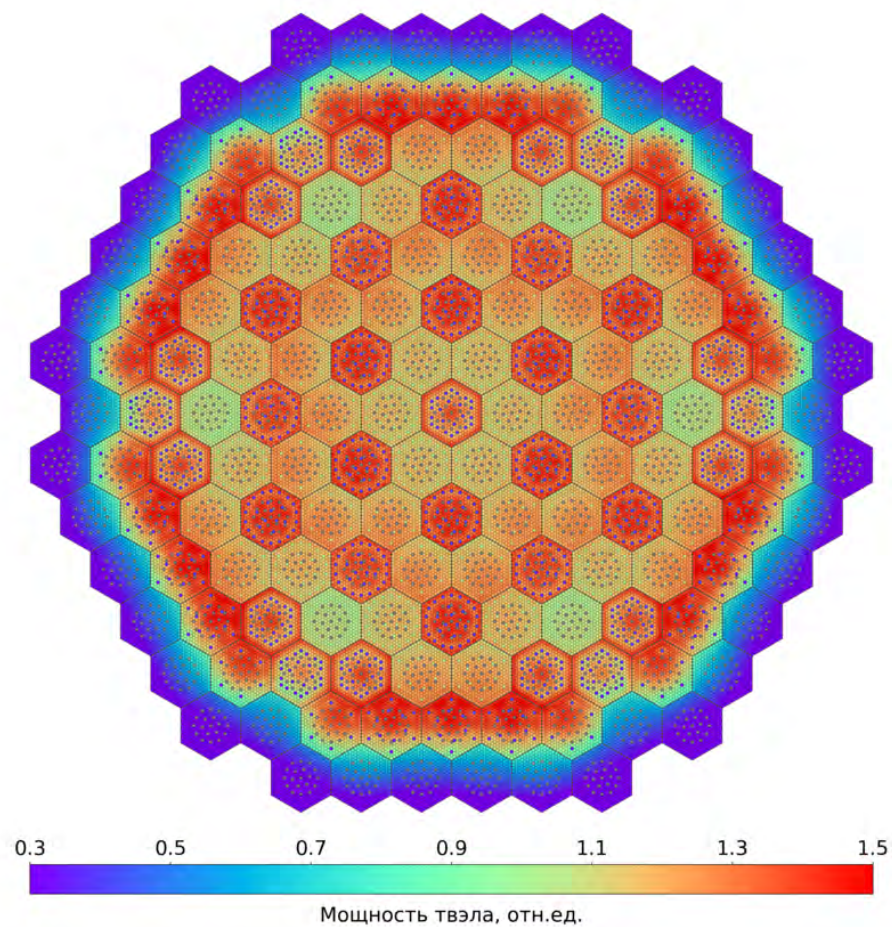
4.3.3 Результаты расчета

На рисунке 4.3 представлена зависимость от N времени работы программных модулей для:

- решения системы нелинейных уравнений в целом;
- решения СЛАУ для нахождения поправок к давлению как наиболее ресурсоемкого участка из всех (используется алгоритм GMRES совместно с GAMG предобуславливателем);
- расчета замыкающих соотношений как наиболее ресурсоемкого участка из тех, параллельная реализация которых осуществляется через OpenMP.



(а)



(б)

Рисунок 4.2 – Исходные данные для тестовой задачи: (а) – распределение расхода теплоносителя по ТВС на входе в АЗ; (б) – распределение мощности тепловыделяющих элементов

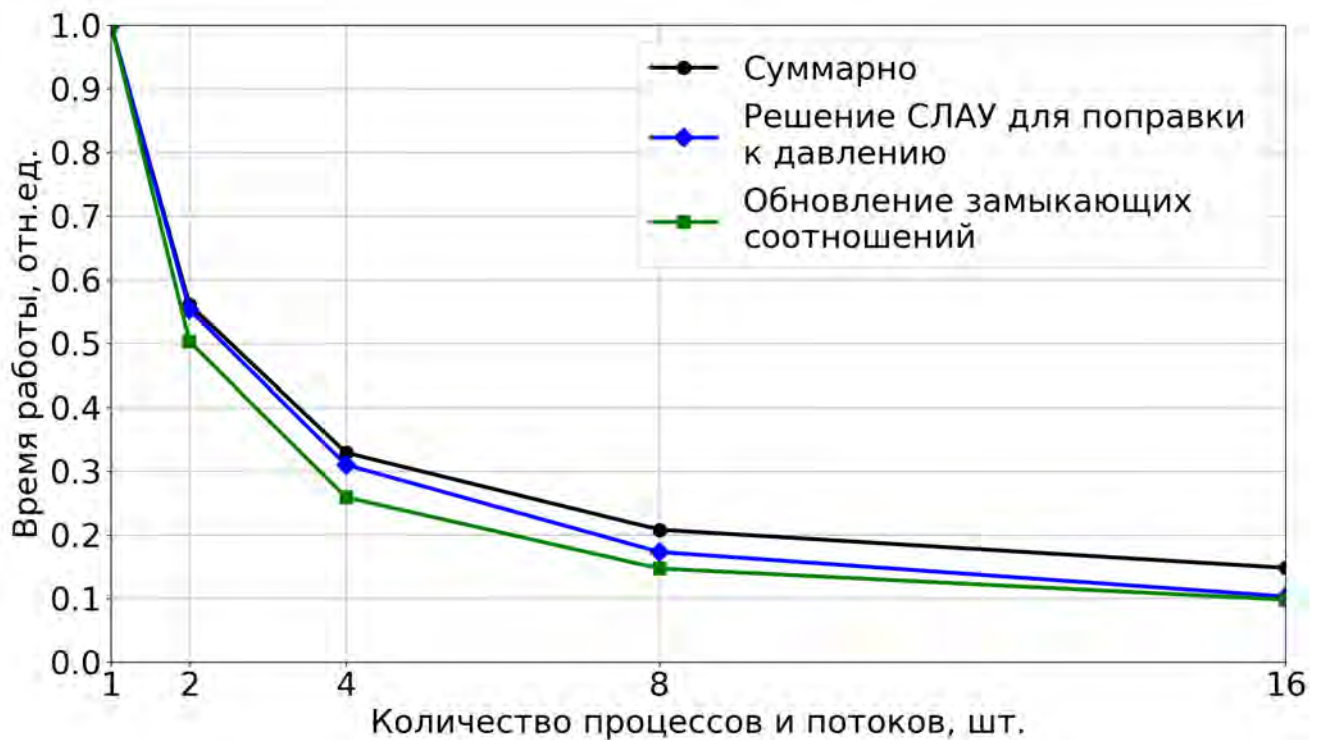


Рисунок 4.3 – Зависимость времени работы различных программных единиц от количества процессов и потоков

В качестве критерия сходимости задано достижение невязки по поперечным конвективным перетокам в 0.1 %, по аналогии с валидационными расчетами. В данном случае, в абсолютных единицах получено приблизительное время работы программы 100, 56, 33, 21 и 15 минут соответственно для числа N , равного 1, 2, 4, 8 и 16. При этом время решения СЛАУ для нахождения поправок к давлению изменяется от 65 до 45 процентов от суммарного по мере увеличения числа N . Как видно из представленных результатов, при $N > 2$ наблюдаемое ускорение отклоняется от теоретического. Это обусловлено в первую очередь ограничениями опции «`mpi_linear_solver_server`», которые описаны в соответствующем руководстве библиотеки PETSc.

Стоит отметить, что указанная невязка в 0.1 % по поперечным конвективным перетокам может быть слишком сильной для проведения большинства теплогидравлических расчетов. Увеличение ее на порядок до 1 % уменьшает время работы программы с использованием $N = 8$ процессов и потоков до 10 минут с учетом считывания входных и записи выходных файлов. Также стоит отметить, что в программе SC-Core реализована опция использования результатов расчета предыдущего состояния в качестве начального приближения для расчета следующего. Данная опция также позволяет получить ускорение, величина которого зависит от «близости» соседних состояний, при проведении теплогидравлических расчетов как топливных загрузок, так и переходных режимов в квазистационарном приближении.

В качестве результата расчета на рисунке 4.4 представлено распределение запаса до кризиса теплоотдачи в сечении его минимального значения. Минимальный запас до кризиса теплоотдачи достигается в подканале около НК в сечении с аксиальной координатой 3000 мм и равняется приблизительно 2.4. Данное значение получено с учетом инженерного коэффициента по подогреву теплоносителя $K_{eng}^{\Delta h} = 1.08$, инженерного коэффициента по локальному тепловому потоку $K_{eng}^q = 1.12$ и оригинальной погрешности корреляции Безрукова Ю.А. $\sigma = 13.1\%$.

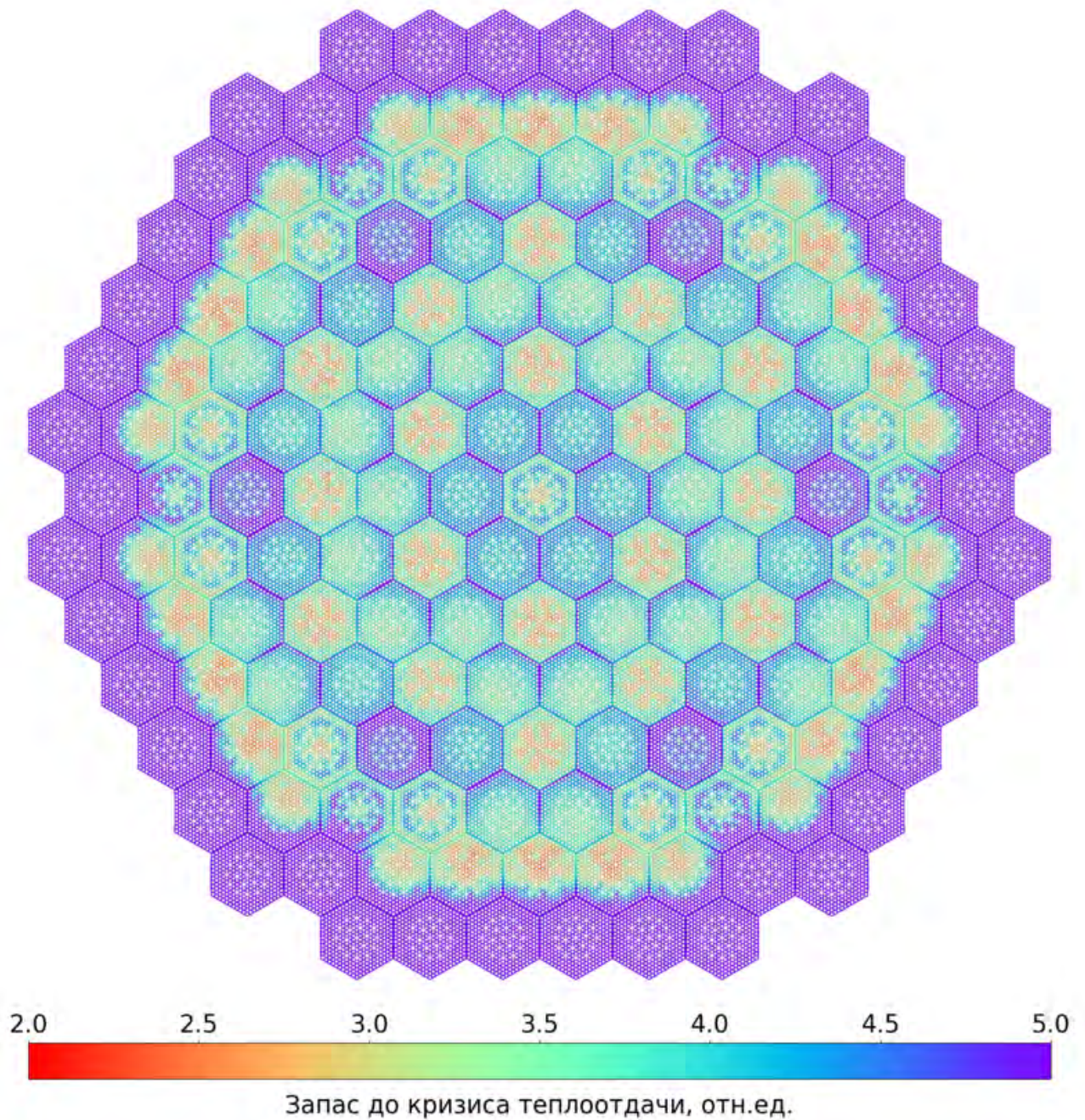


Рисунок 4.4 – Распределение запаса до кризиса теплоотдачи в сечении его минимального значения

4.4 Определение максимально допустимой тепловой мощности реактора ВВЭР-С при работе на одном ГЦНА

4.4.1 Постановка задачи

При проведении научно-исследовательских работ в рамках разработки технологии спектрального регулирования одной из задач являлось определение максимально допустимой тепловой мощности активной зоны при работе РУ ВВЭР-С на одном ГЦНА. Для решения данной задачи была использована субканальная теплогидравлическая программа SC-Core совместно с результатами CFD-моделирования неравномерности расхода теплоносителя на входе в АЗ при работе на двух и одном ГЦНА.

Разбиение поперечного сечения кассеты ТВС-С на подканалы, а также их геометрические характеристики представлены в разделе о кросс-верификации программ SC-Core и STAR-CCM+ соответственно на рисунке 3.24 и таблице 3.5.

Стоит отметить, что на момент проведения теплогидравлического моделирования отсутствуют нейтронно-физические расчеты топливных циклов, выполненные для полномасштабной активной зоны, а не для ее 60-градусного сектора симметрии, состоящего из 28 кассет. При этом вследствие несимметричной конструкции ТВС-С, симметричное отображение полученных в данных расчетах профилей энерговыделения на оставшуюся часть активной зоны не представляется возможным. По этой причине, теплогидравлический расчет активной зоны проводится с использованием радиального профиля энерговыделения, в котором относительная мощность каждого тепловыделяющего элемента равняется относительной мощности кассеты, в рамках которой он расположен. Таким образом, радиальный профиль энерговыделения в пределах кассеты оказывается равномерным. В качестве аксиального профиля энерговыделения для всех твэлов используется консервативный профиль, соответствующий концу топливной кампании с $K_z = 1.46$ на 88 % высоты зоны тепловыделения.

В результате расчета с конструированным профилем энерговыделения значения теплотехнических запасов оказываются выше, нежели при проведении реалистичных теплогидравлических расчетов (по причине уменьшения максимальной относительной мощности твэла). Однако основной целью проводимого теплогидравлического моделирования является оценка влияния распределения расхода теплоносителя по ТВС на входе в АЗ на теплотехнические запасы. При этом в случае сохранения тепловых мощностей кассет, которые также приводят к перераспределению расхода теплоносителя по высоте АЗ, величина исследуемого влияния должна слабо зависеть от конкретного вида используемого потвэльного профиля энерговыделения.

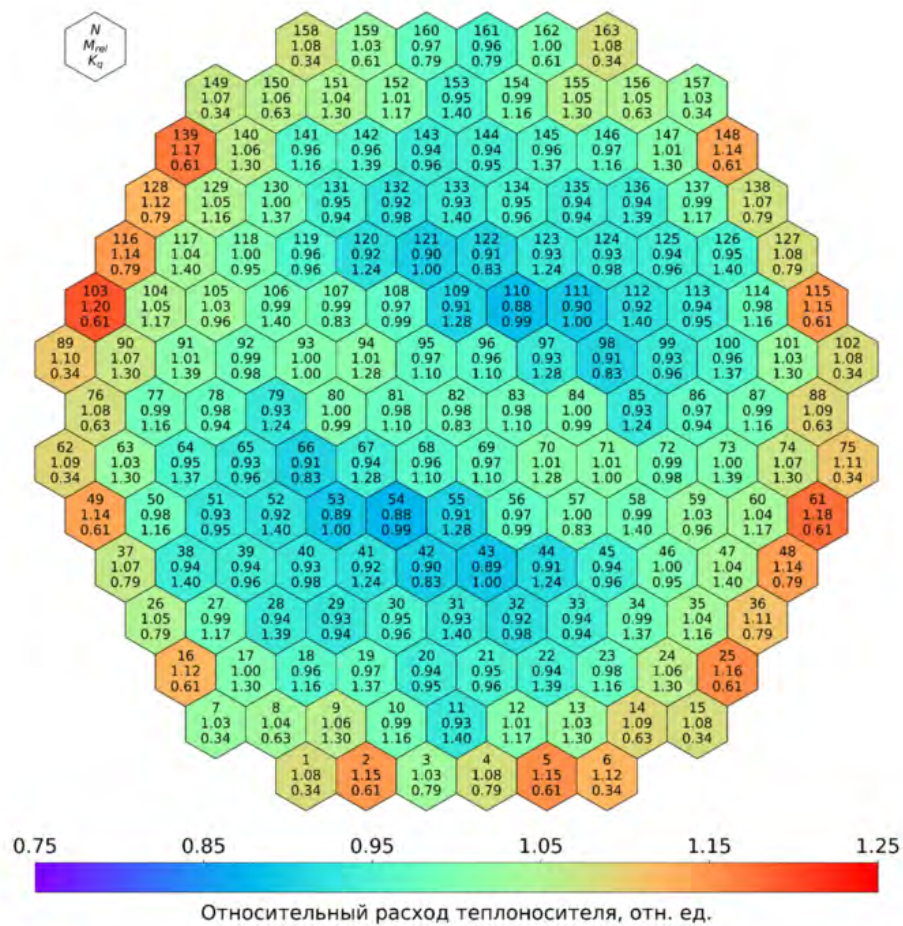
Также стоит отметить, что при работе реактора на неполном числе ГЦНА истинные профили энерговыделения и значения характерных коэффициентов неравномерности

оказываются отличными от соответствующих при работе на полном числе ГЦНА. Таким образом, представленные результаты теплогидравлических расчетов носят оценочный характер. Для формирования окончательных выводов необходимы уточненные исходные данные по нейтронно-физическим характеристикам активной зоны в целом, в том числе и при работе на одном ГЦНА, а также по значению расхода теплоносителя через реактор.

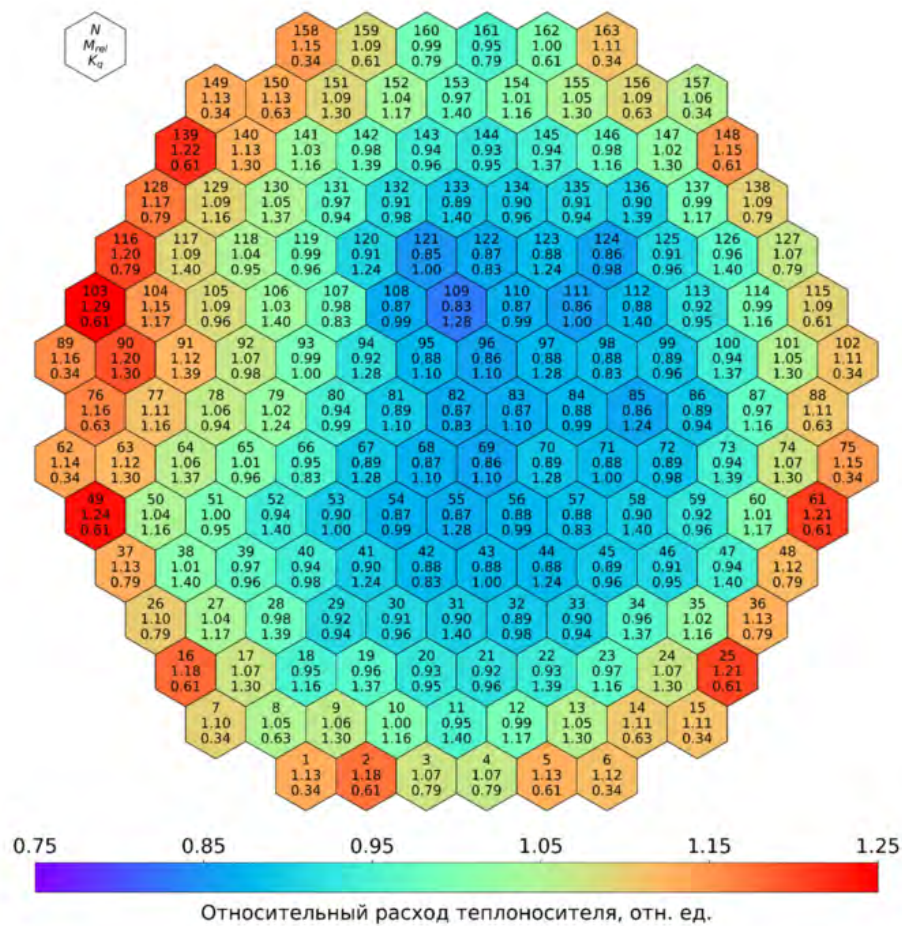
Используемые распределения расхода теплоносителя по ТВС на входе в АЗ реактора ВВЭР-С представлены в относительных единицах для работы на двух и одном ГЦНА соответственно на рисунках 4.5 (а) и (б). Помимо относительного расхода на входе в ТВС M_{rel} на данных картограммах приведены также и относительные мощности кассет. Для возможности осуществления наглядного сравнения представленных данных, для построения картограмм использовалась единая цветовая шкала.

Теплогидравлический расчет выполняется при номинальных режимных параметрах. Таким образом, получаемые теплотехнические запасы не являются консервативными. Однако определение максимально допустимой тепловой мощности реактора при работе на одном ГЦНА заключается в сопоставлении получаемых запасов с соответствующими значениями для работы на двух ГЦНА. Таким образом, абсолютные значения теплотехнических запасов в данном случае не оказывают существенного влияния на получаемые выводы.

При работе реактора на одном ГЦНА консервативно учитывается уменьшение расхода теплоносителя через реактор, связанное с его байпасом через отключенную петлю, который принимается равным 10 % относительно расхода теплоносителя через одну петлю при работе реактора на двух ГЦНА. Температура теплоносителя на входе в реактор и давление теплоносителя на выходе из активной зоны принимаются такими же, как и при работе реактора на двух ГЦНА.



(а)



(б)

Рисунок 4.5 – Распределение относительного расхода теплоносителя по ТВС на входе в АЗ: (а) – при работе на двух ГЦНА; (б) – при работе на одном ГЦНА

4.4.2 Результаты расчета

На первом этапе для оценки влияния распределения расхода теплоносителя по ТВС на входе в АЗ на теплогидравлические характеристики, выполнено два расчета при идентичных режимных параметрах: с использованием относительных распределений, соответствующих работе на двух, рисунок 4.5 (а), и одном, рисунок 4.5 (б), ГЦНА. Для обоих вариантов соответственно на рисунках 4.6 и 4.7 представлены аксиальные зависимости расходов, усредненных в пределах ТВС с номерами 109 – 115, образующих горизонтальный ряд от центра АЗ к ее периферии. Как видно из данных рисунков, при распределении для одного ГЦНА несмотря на уменьшенный до 83 % расход на входе в ТВС № 109, по сравнению с 91 % при распределении для двух ГЦНА, выравнивание происходит приблизительно на той же аксиальной координате.

Также для каждой из 163 кассет ТВС-С определены изменения между рассматриваемыми двумя вариантами следующих параметров:

- температуры теплоносителя на выходе из обогреваемой части кассеты;
- среднего по кассете расхода теплоносителя.

Соответствующие зависимости визуализированы на рисунках 4.8 и 4.9.

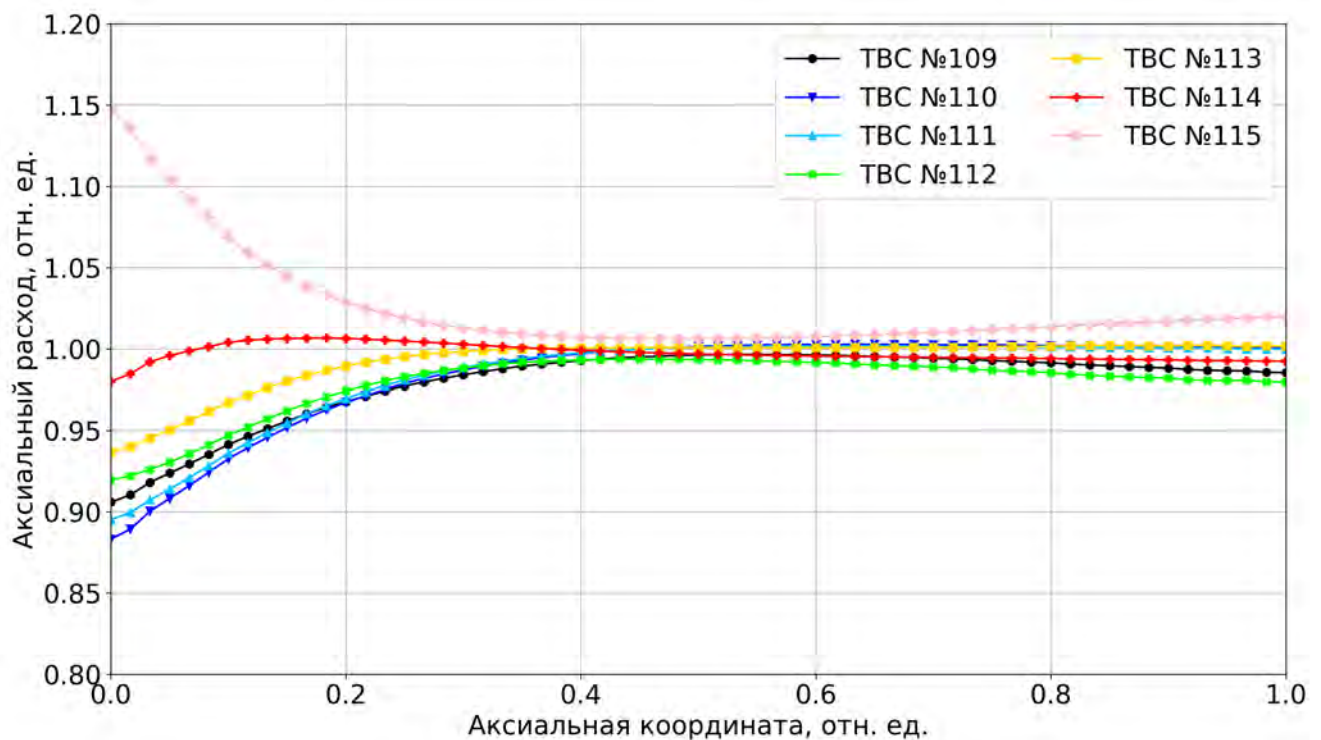


Рисунок 4.6 – Аксиальные зависимости расхода теплоносителя через различные ТВС при распределении, соответствующем работе на двух ГЦНА

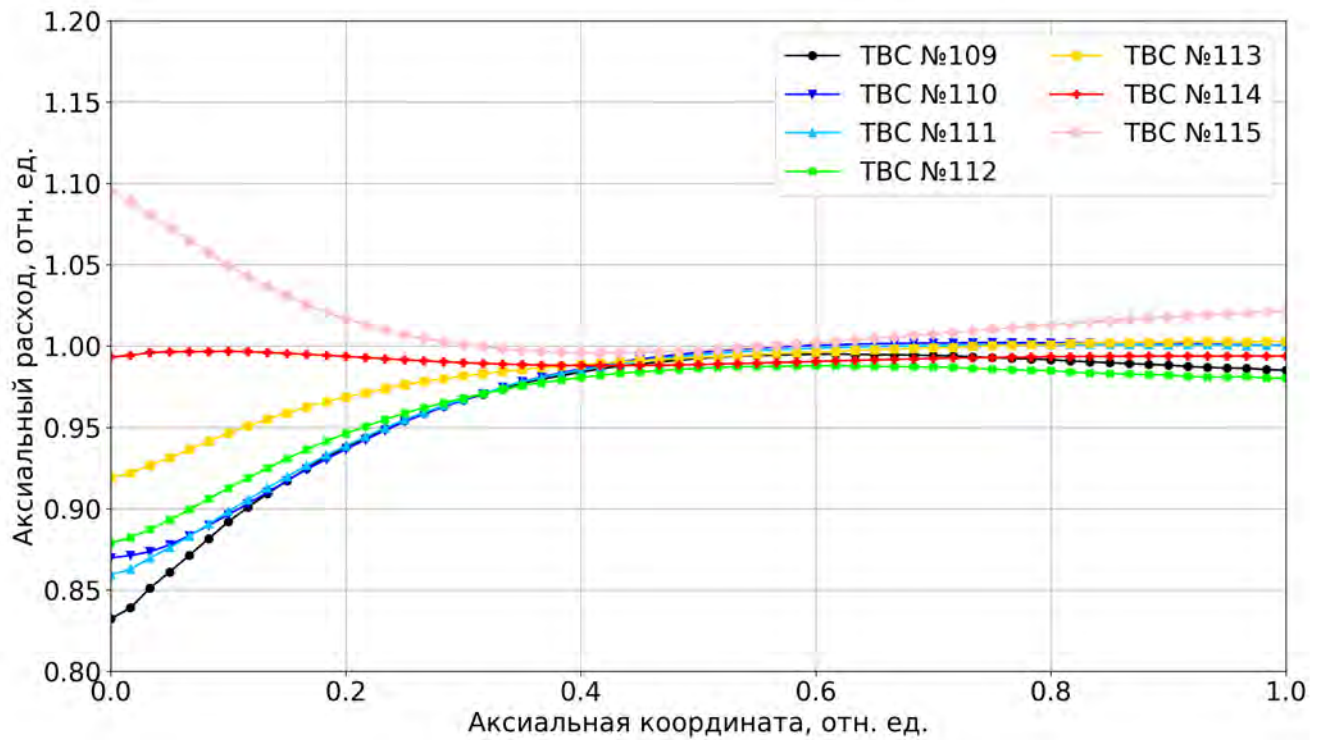


Рисунок 4.7 – Аксиальные зависимости расхода теплоносителя через различные ТВС при распределении, соответствующем работе на одном ГЦНА

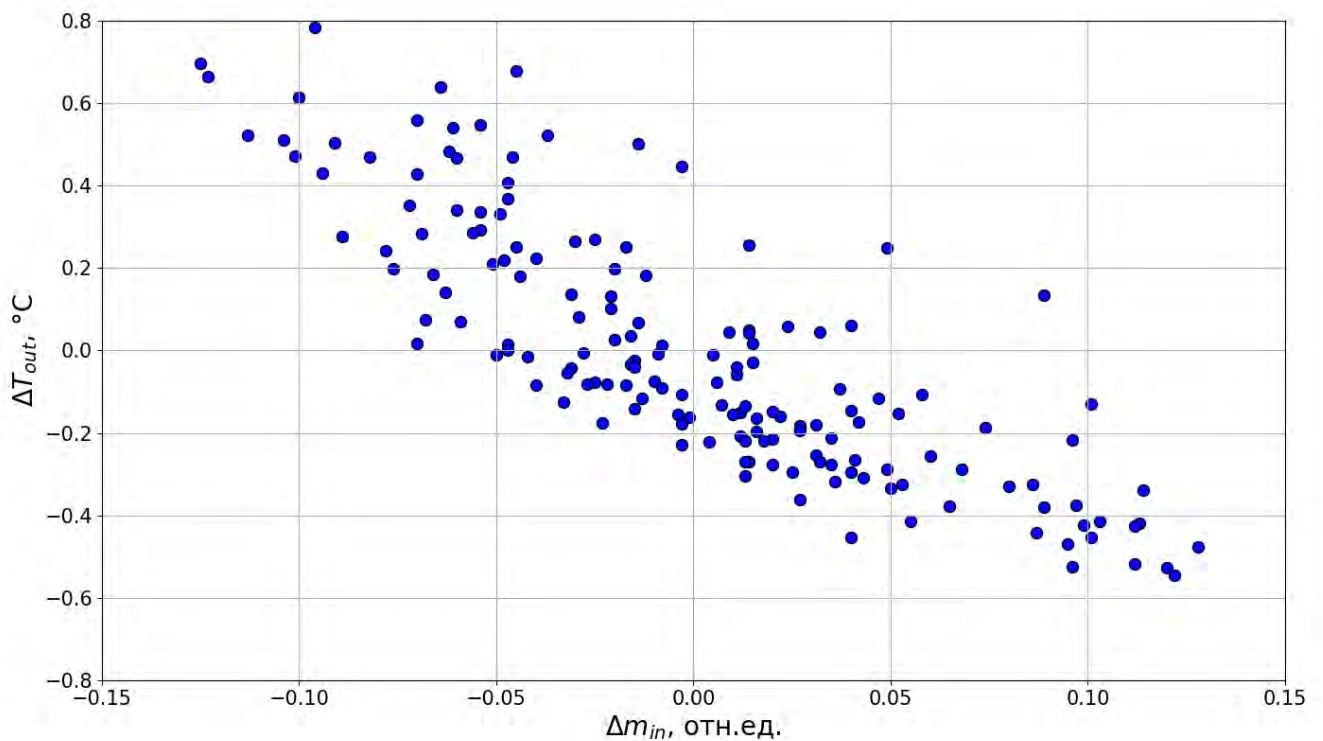


Рисунок 4.8 – Зависимость разницы температур теплоносителя на выходе из ТВС от разницы расходов теплоносителя на входе в ТВС

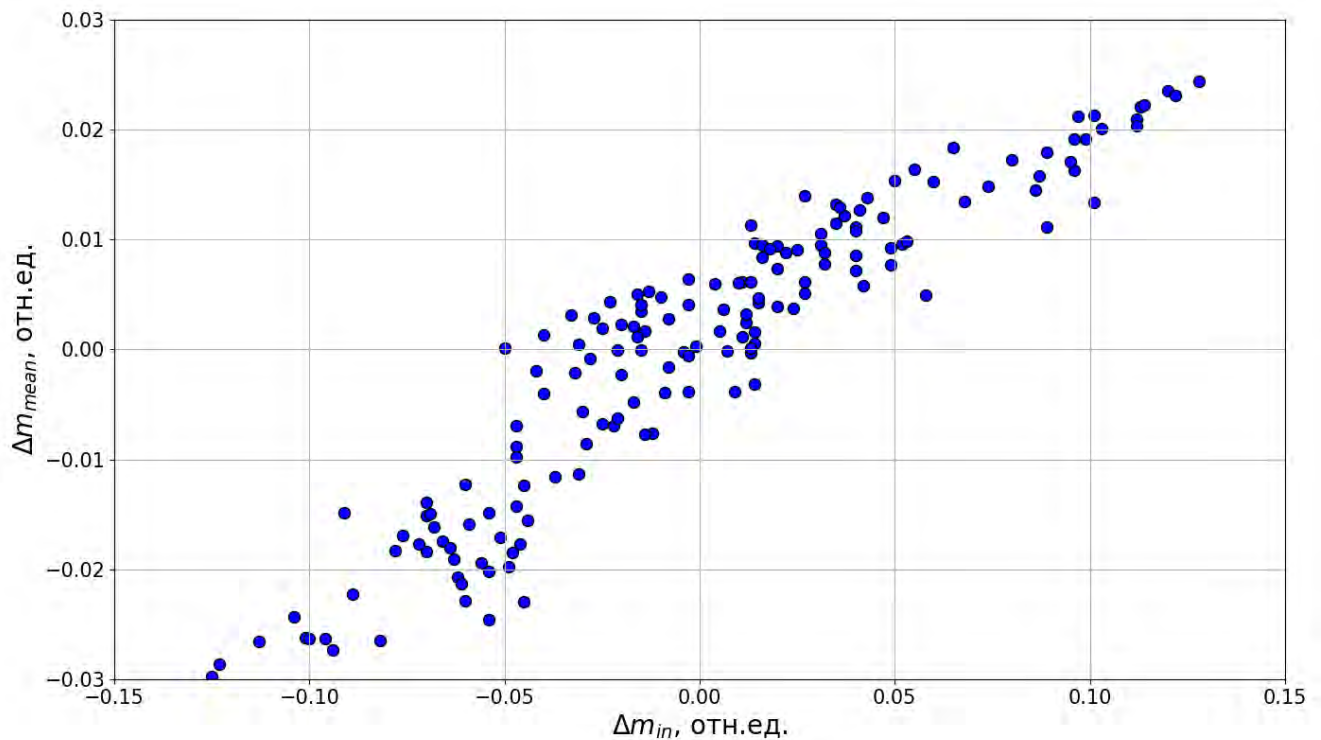


Рисунок 4.9 – Зависимость разницы средних по ТВС расходов теплоносителя от разницы расходов теплоносителя на входе в ТВС

На втором этапе выполнена оценка максимально допустимой тепловой мощности реактора ВВЭР-С при работе на одном ГЦНА. Мощность реактора подбиралась итерационно до тех пор, пока величина одного из рассматриваемых критериальных параметров (запаса до кризиса теплоотдачи или максимальной относительной энтальпии с учетом инженерного коэффициента по подогреву) не достигала полученного значения при работе реактора на двух ГЦНА.

По результатам расчета при работе реактора на одном ГЦНА лимитирующим критерием оказывается массовое паросодержание на выходе из «горячей» струи с учетом инженерного коэффициента по подогреву теплоносителя $K_{eng}^{\Delta h}$. Инженерный коэффициент $K_{eng}^{\Delta h}$ позволяет учитывать влияние методических и механических факторов на увеличение локального подогрева теплоносителя.

Запас до кризиса теплоотдачи в данном случае не является лимитирующим фактором по следующим причинам. В знаменателе формулы расчета DNBR находится фактический локальный тепловой поток, который уменьшается пропорциональной интегральной мощности реактора. В числителе же находится локальный критический тепловой потока, который является функцией локальных параметров теплоносителя. При этом из локальных параметров изменяется лишь массовая скорость теплоносителя пропорционально расходу через реактор. Однако относительно низкая чувствительность функции q_{cr} к параметру G приводит к тому, что при уменьшении G более чем в два раза, q_{cr} уменьшается не столь значительно.

По результатам расчета допустимая тепловая мощность при работе на одном ГЦНА составляет 40 % от номинального значения. На рисунке 4.10 в качестве одного из расчетных результатов представлено распределение относительной энтальпии с учетом инженерного коэффициента по подогреву теплоносителя на выходе из АЗ ВВЭР-С при работе на одном ГЦНА на рассчитанном уровне мощности.

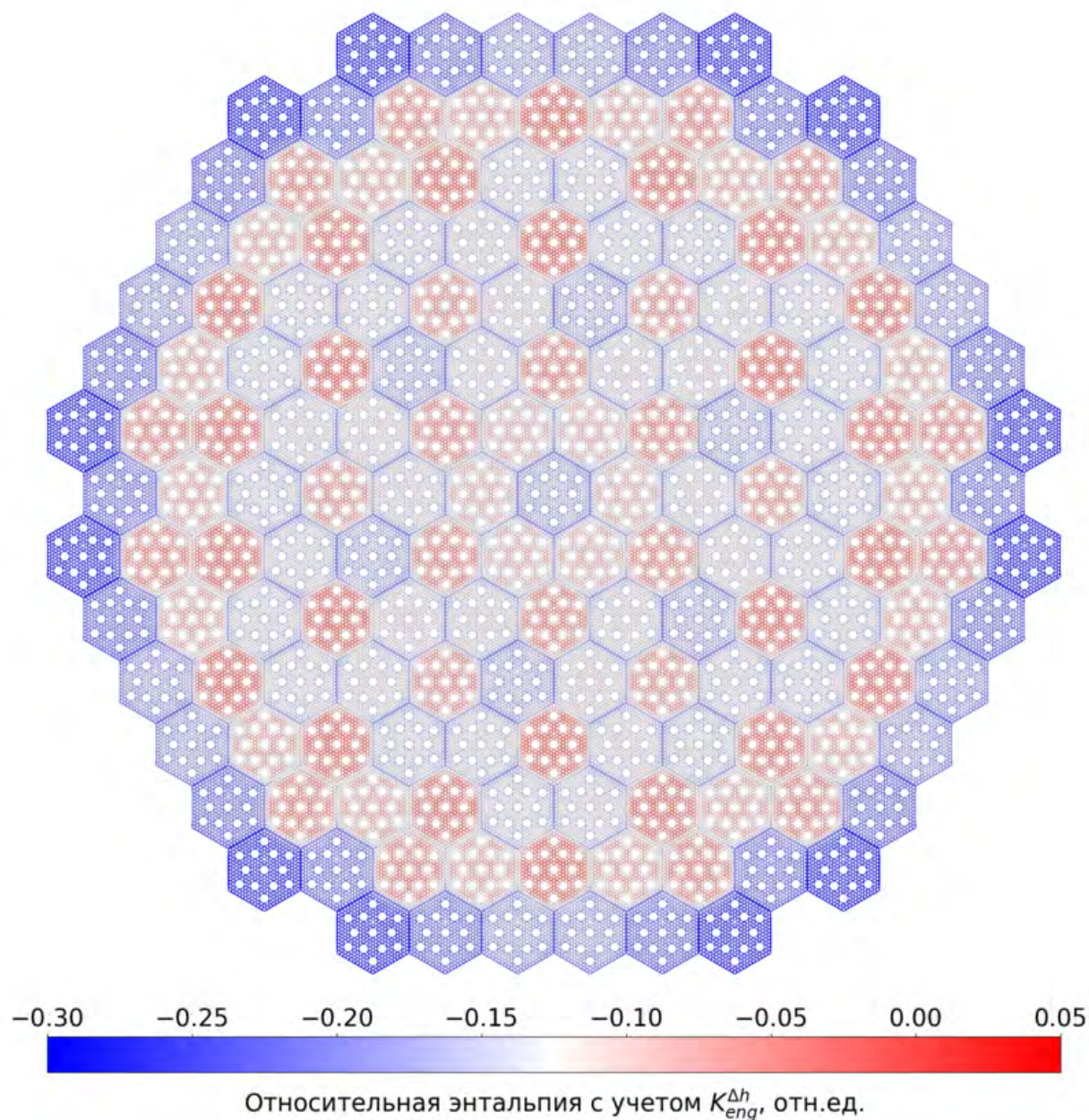


Рисунок 4.10 – Распределение относительной энтальпии с учетом инженерного коэффициента по подогреву на выходе из АЗ ВВЭР-С

4.5 Выводы к главе 4

В первом разделе кратко перечислены варианты укрупненного разбиения АЗ реакторов ВВЭР. Приведены основные недостатки, связанные с применением укрупненных каналов при разбиении поперечного сечения активных зон. При этом программа SC-Core, совместно с разработанным численным алгоритмом, позволяет моделировать полномасштабные АЗ реакторов ВВЭР с использованием стандартного субканального разбиения, без ввода упрощений в виде выделения укрупненных каналов.

Во втором разделе главы резюмированы ключевые особенности программы SC-Core с точки зрения численного алгоритма и замыкающих соотношений по сравнению с программой SC-INT, которая также разрабатывается в отделе теплофизических исследований НИЦ «Курчатовский институт». Представлен перечень теплогидравлических задач, для решения которых необходимо использование уникальных возможностей программы SC-Core по моделированию полномасштабных АЗ реакторов ВВЭР в субканальном приближении за приемлемое время.

В третьем разделе продемонстрирована эффективность параллельной реализации основного численного алгоритма программы SC-Core на тестовой задаче по теплогидравлическому расчету полномасштабной АЗ реактора ВВЭР-1000 при номинальных режимных параметрах, соответствующих 104 % мощности. При использовании 16 процессов время расчета, с учетом считывания входной информации и записи результатов теплогидравлического моделирования, составляет приблизительно 15 минут.

В заключительном разделе представлены результаты теплогидравлических расчетов по программе SC-Core для определения максимально допустимой тепловой мощности реактора ВВЭР-С при работе на одном ГЦНА.

Таким образом, в рамках настоящей главы выполнена заключительная задача диссертационного исследования.

Заключение

1. Выполнен анализ численных алгоритмов, использующихся для моделирования теплогидравлических процессов в АЗ ядерных реакторов с водой под давлением. Представлено описание субканального приближения как наиболее широко используемого инженерного подхода для определения характеристик течения теплоносителя в пределах пучков стержней. Кратко отражено место субканальных программ в общей иерархии теплогидравлических расчетных инструментов, включая возможные взаимодействия как с полноконтурными программами, так и с CFD программами. Для получения актуальной картины текущего состояния субканальных расчетных инструментов проанализировано 19 программ, разрабатываемых и используемых в 8 странах. Отмечено, что одножидкостные программы не только активно используются, но и продолжают развиваться как инструменты, обладающие обширной валидационной базой и хорошей скоростью для проведения инженерных теплогидравлических расчетов, включая полномасштабные АЗ ядерных реакторов с водой под давлением. Для дискретизации в пространстве исходной системы ДУ сохранения массы, движения и энергии, большинство рассмотренных программ использует метод контрольных объемов. При этом алгоритмы SIMPLE и Ньютона, а также их модификации, являются наиболее распространенными способами решения возникающих в результате дискретизации нелинейных систем уравнений.

2. Разработан и реализован численный алгоритм для субканальной теплогидравлической программы SC-Core, предназначенной для проведения стационарных расчетов течения водяного теплоносителя в пределах пучков стержней, включая полномасштабные АЗ ядерных реакторов с водой под давлением. Программа SC-Core основана на одножидкостной модели двухфазного потока. Таким образом, исходная постановка включает в себя четыре уравнения для пароводяной смеси: неразрывности, энергии и движения в аксиальном и поперечном направлениях. Для дискретизации в пространстве используется метод контрольных объемов на разнесенных сетках. Выделяется три сетки: основная для дискретизации уравнений неразрывности и энергии, и смещенные в аксиальном и поперечном направлениях для дискретизации соответствующих уравнений движения. В данном подходе скалярные величины определяются в центрах контрольных объемов основной сетки, в то время как неизвестные, связанные с проекциями вектора скорости, то есть аксиальный массовый расход и поперечные конвективные перетоки, определяются на соответствующих гранях КО основной сетки. При этом для вычисления значений параметров, расположенных не в соответствующих узлах, реализованы различные схемы интерполяции: против потока 1-го и 2-го порядка аппроксимации, а также схема QUICK 3-го порядка аппроксимации. Для решения системы нелинейных уравнений программно реализован алгоритм на основании SIMPLE подхода.

3. Выполнен анализ замыкающих соотношений в отечественных субканальных теплогидравлических программах ТИГРСП (ОКБ «ГИДРОПРЕСС»), КАНАЛ («ОКБМ Африкантов») и SC-INT (НИЦ «Курчатовский институт»). Данные программы имеют действующие аттестационные паспорта и используются для выполнения проектных работ и научно-исследовательских расчетов ТВС реакторов ВВЭР. В качестве основных замыкающих соотношений, необходимых для корректного использования одножидкостной модели, в программе SC-Core реализован набор, разработанный Осмачкиным В.С. для определения начала поверхностного кипения, проскальзывания паровой фазы относительно жидкой и увеличения потерь на трение в двухфазной области. В качестве блока теплоотдачи выбрана модификация методики АЛЬФА-2, широко использующейся не только в субканальных, но и одномерных отечественных теплогидравлических программах. Дополнительно, для повышения автономности и обеспечения возможности использования программы SC-Core в составе мультифизических программных комплексов, реализован «твэльный» модуль. Данный модуль предназначен для экспресс-расчёта теплофизических параметров твэлов при их одномерном рассмотрении с учетом термомеханических процессов, происходящих при эксплуатации в активных зонах ядерных реакторов с водой под давлением.

4. Для субканальных теплогидравлических программ разработан набор из четырех верификационных задач, предназначенный для подтверждения корректности реализации основных численных алгоритмов и достижения заявленных порядков аппроксимации при использовании различных схем интерполяции. Первые две задачи предназначены для верификации уравнения энергии: в изолированном канале при заданном профиле энерговыделения, и в случае взаимодействия двух подканалов посредством поперечных турбулентных перетоков. Третья задача предназначена для верификации аксиального уравнения движения: рассматривается изолированный канал с заданным источником массы, имитирующим приток теплоносителя извне. Последняя задача, для создания которой был использован метод искусственных решений, позволяет оценить корректность моделирования гидродинамики потока в системе из двух взаимодействующих подканалов. Применение программы SC-Core для решения разработанного набора верификационных задач позволило продемонстрировать зависимость достигаемых отклонений между численным моделированием и аналитическим решением от используемой схемы интерполяции и высоты контрольных объемов.

5. Выполнено обоснование программы SC-Core для расчета полномасштабных АЗ ядерных реакторов в случае наличия ярко-выраженных поперечных конвективных перетоков. На первом этапе, с использованием экспериментальных данных на моделях НИЦ «Курчатовский институт» и ГНЦ РФ – ФЭИ, программа валидирована для расчета «классических» для субканальных программ параметров: перепада давления, локальных скоростей

и температур теплоносителя, а также критического теплового потока. Далее для подтверждения корректности моделирования выравнивания входной неравномерности в распределении расхода по ТВС выполнена валидация программы на экспериментальных данных, полученных специалистами ОКБ «ГИДРОПРЕСС» на кластере из 7 ТВС ВВЭР-1000. Для обоснования возможности применения программы для расчета смешанных АЗ осуществлена валидация на результатах экспериментальных исследований гидродинамики в фрагментах смешанных активных зон реакторов PWR, выполненных компанией Mitsubishi Heavy Industries. И наконец, в качестве последней причины возникновения ярко-выраженных поперечных конвективных перетоков, рассмотрена частичная блокировка проходного сечения ТВС. Выполнена кросс-верификация с программой CFD-класса STAR-CCM+ на задаче о моделировании гидродинамики потока в фрагменте АЗ реактора ВВЭР-С, состоящей из трех 120° сегментов ТВС-С, в одном из которых блокируется поперечное сечение в месте установки ДР с коэффициентом пористости 25 %.

6. Продемонстрирована эффективность параллельной реализации программы SC-Core с использованием технологий MPI и OpenMP при расчете единичного стационарного состояния полномасштабной АЗ реактора ВВЭР-1000 с номинальными режимными параметрами. С использованием 8 процессов и потоков, время расчета на кластерном процессоре составляет приблизительно 10 минут. Достигнутое время позволяет использовать программу SC-Core в качестве инженерного инструмента для определения теплогидравлических характеристик и теплотехнических запасов активных зон ядерных реакторов с водой под давлением. С использованием программы SC-Core выполнена оценка максимально допустимой тепловой мощности реактора ВВЭР-С при работе на одном ГЦНА.

Список источников

- [1] Bestion D., Lucas D., Anglart H. [et al.]. Multi-Scale Thermalhydraulic Analyses Performed in NURESIM and NURISP Projects // Proceedings of the 20th International Conference on Nuclear Engineering and the ASME 2012 Power Conference. – Anaheim, California, USA, 2012. – pp. 581–590. – DOI: 10.1115/ICONE20-POWER2012-54891.
- [2] Лисенков Е.А., Зайцев Д.В., Чуркин А.Н. [и др.]. Исследования неравномерностей расхода теплоносителя в ТВС с перемешивающими решетками // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных реакторов. – 2018. – № 2. – С. 80–86.
- [3] Weisman J., Bowring R. W. Methods for Detailed Thermal and Hydraulic Analysis of Water-Cooled Reactors // Nuclear Science and Engineering. – 1975. – Vol. 57. – no. 4. – pp. 255–276. – DOI: 10.13182/NSE75-A15419.
- [4] Семенович О.В. Анализ субканальных моделей термогидродинамического расчета стержневых ТВС: классификация и тенденции развития. Препринт ОИЭЯИ-Сосны-40. – Минск, 2009. – С. 36.
- [5] Сорокин А.П., Кузина Ю.А., Сорокин Г.А., Денисова Н.А. Моделирование процессов тепло- и массообмена в ТВС быстрых реакторов в рамках поканального метода расчета. Обобщенные характеристики обмена для однофазных потоков жидких металлов // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. – 2020. – № 2. – С. 104–130. – DOI: 10.55176/2414-1038-2020-2-104-130.
- [6] Сорокин А.П., Кузина Ю.А., Денисова Н.А. Гидродинамика и теплообмен в ТВС активной зоны быстрых реакторов с спиральными проволочными навивками на твэлах // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. – 2022. – № 1. – С. 189–209.
- [7] **Вертиков Е.А.,** Зубков А.Г., Олексюк Д.А. [и др.]. Отечественные субканальные теплогидравлические программы: современное состояние и тенденции к развитию // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. – 2025. – № 3. – С. 181–205.
- [8] Олексюк Д.А. Разработка и экспериментальное обоснование программы для поочередного теплогидравлического расчета активных зон реакторов типа ВВЭР: диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. – Москва, 2002. – С. 237.
- [9] **Вертиков Е.А.,** Запоржин К.В., Олексюк Д.А. [и др.]. Модернизация субканальной теплогидравлической программы SC-INT // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2025. – № 4. – С. 29–43. – DOI: 10.26583/npe.2025.4.03.
- [10] **Вертиков Е.А.,** Олексюк Д.А. Разработка субканального теплогидравлического кода

- SC-Core для расчета полномасштабных активных зон реакторов с водой под давлением // Материалы XVII минского международного форума по тепло- и массообмену. – Минск, 2024. – С. 906–908.
- [11] Босенко С.В., Чуркин А.Н. Результаты дополнительной валидации программы ПУЧОК-1000 для поячейкового расчета тепловыделяющих сборок ВВЭР-1200 // Материалы XVII минского международного форума по тепло- и массообмену. – Минск, Беларусь, 2024. – С. 826–828.
- [12] Степанов О.Е., Галкин И.Ю., Курносов М.М. [и др.]. Кроссверификация модели поячеистого расчета ТВС кода ТИГРСР с применением CFD кода на примере 7-стержневой сборки // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных реакторов. – 2016. – № 2. – С. 54–66.
- [13] Чуркин А.Н. Математическое моделирование процессов тепломассопереноса в пучках тепловыделяющих стержней: диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. – Подольск, 2006. – С. 167.
- [14] Баисов А.М. Разработка обобщенных соотношений для расчета коэффициента теплоотдачи в тепловыделяющих сборках ядерных реакторов, охлаждаемых водой сверхкритического давления: диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. – Москва, 2022. – С. 208.
- [15] Самойлов О.Б., Вахрушев В.В., Куприянов А.В. [и др.]. Экспериментальные исследования теплогидравлических характеристик на моделях ТВСА ВВЭР-1000 // Сборник трудов четвертой международной научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР». – Подольск, Россия, 2005. – С. 23–27.
- [16] Гуцин Е.В., Колмаков А.П. Программа поканального теплогидравлического расчета ВЯЗ-М и некоторые результаты расчетов // Сборник трудов второй Всероссийской научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР». – Подольск, Россия, 2001. – С. 125–131.
- [17] Богословская Г.П., Карпенко А.А., Кириллов П.Л., Сорокин А.П. Программа МИФ-СКД теплогидравлического расчета активной зоны реактора, охлаждаемого водой при сверхкритическом давлении // Теплоэнергетика. – 2009. – Т. 125. – № 3. – С. 34–37.
- [18] Аттестационный паспорт программы для ЭВМ «SC-INT», № 578 от 31.03.2023.
- [19] Аттестационный паспорт программы для ЭВМ «ПУЧОК-1000», № 415 от 15.07.2017.
- [20] Аттестационный паспорт программы для ЭВМ «ТИГРСР», № 209 от 05.12.2022.
- [21] Аттестационный паспорт программы для ЭВМ «КАНАЛ», № 273 от 19.08.2022.
- [22] Олексюк Д.А., **Вертиков Е.А.**, Хамаза В.А., Щербинин А.А. SC-Core v1.3 // Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2025610629, Российская Федерация. –

- заявл. 20.12.2024. – опубл. 13.01.2025. – заявитель: Федеральное государственное бюджетное учреждение «Национальный исследовательский центр «Курчатовский институт»».
- [23] Gentry R.A., Martin R.E., Daly B.J. An Eulerian differencing method for unsteady compressible flow problems // *Journal of Computational Physics*. – 1966. – Vol. 1. – no. 1. – pp. 87–118. – DOI: 10.1016/0021-9991(66)90014-3.
- [24] Гордиенко П.В. Моделирование нестационарных нейтронно-физических процессов в реакторах ВВЭР с потвэльной детализацией: диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. – Москва, 2014. – С. 100.
- [25] Конюхова А.И. Развитие методов расчетного обоснования безопасности РУ ВВЭР с применением потвэльного моделирования активной зоны: диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. – Москва, 2021. – С. 134.
- [26] Артемов В.Г., Артемова Л.М., Коротаев В.Г. [и др.]. Сопряженные нейтронно-физический и теплогидравлический расчеты при анализе температурного состояния твэлов // *Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок*. – 2016. – № 3 (5). – С. 37–47.
- [27] Артемов В.Г., Артемова Л.М., Коротаев В.Г., Михеев П.А. Применение потвэльной нейтронно-физической и теплогидравлической модели для исследования температурного состояния твэлов в аварийных режимах реакторных установок // *Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок*. – 2017. – № 2 (8). – С. 15–25.
- [28] Jeong J.-J., Lee W.J., Chung B.D. Simulation of a main steam line break accident using a coupled «system thermal-hydraulics, three-dimensional reactor kinetics, and hot channel analysis» code // *Annals of Nuclear Energy*. – 2006. – Vol. 33. – no. 9. – pp. 820–828. – DOI: 10.1016/j.anucene.2006.04.008.
- [29] Zhang K.L., Sanchez-Espinoza V.H. Coupling of TRACE and SubChanFlow based on the Exterior Communication Interface // *Progress in Nuclear Energy*. – 2020. – Vol. 119. – p. 103040. – DOI: 10.1016/j.pnucene.2019.103040.
- [30] Zhang K.L., Sanchez-Espinoza V.H. Optimization and verification of the coupled code TRACE/SubChanFlow using the VVER-1000 coolant mixing benchmark data // *Nuclear Engineering and Design*. – 2019. – Vol. 353. – p. 110238. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2019.110238.
- [31] Kucukboyaci V.N., Sung Y., Xu Y. [et al.]. VERA-CS Modeling and Simulation of PWR Main Steam Line Break Core Response to DNB // *Proceedings of the 24th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE24)*. – Charlotte, North Carolina, USA, 2016. – p. V004T10A026. – DOI: 10.1115/ICONE24-60865.
- [32] Yoon H. Y., Park I. K., Lee J. R. [et al.]. A Multiscale and Multiphysics PWR Safety Analysis

- at a Subchannel Scale // Nuclear Science and Engineering. – 2020. – Vol. 194. – no. 8-9. – pp. 633–649. – DOI: 10.1080/00295639.2020.1727698.
- [33] Basualdo J.R., Sánchez-Espinoza V.H., Stieglitz R., Macián-Juan R. Integration of the subchannel thermal-hydraulic code SubChanFlow into the reactor dynamics code PARCS: Development and testing based on a computational benchmark // Progress in Nuclear Energy. – 2020. – Vol. 119. – p. 103138. – DOI: 10.1016/j.pnucene.2019.103138.
- [34] Magedanz J., Avramova M., Perin Y., Velkov A.K. High-fidelity multi-physics system TORT-TD/CTF/FRAPTRAN for light water reactor analysis // Annals of Nuclear Energy. – 2015. – Vol. 84. – pp. 234–243. – DOI: 10.1016/j.anucene.2015.01.033.
- [35] Крапивцев В.Г., Кудрявцев О.В., Солонин В.И. Моделирование течения на входе в активную зону реакторов ВВЭР // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Серия: Машиностроение. – 2012. – № 2. – С. 70–80.
- [36] Крапивцев В.Г., Солонин В.И. Модельные исследования гидродинамики потока теплоносителя на входе в активную зону ВВЭР-1000 // Атомная энергия. – 2021. – Т. 130. – № 1. – С. 14–20.
- [37] Волков В.В., Голибродо Л.А., Крутиков А.А. [и др.]. Разработка полномасштабной теплогидравлической CFD модели первого контура реакторной установки АЭС-2006 // Труды международной конференции «Суперкомпьютерные дни в России». – Москва, Россия, 2018. – С. 770–781.
- [38] Дмитриев С.М., Добров А.А. Применение CFD-программы ЛОГОС для получения граничных условий для программы поячейкового расчета ТВС активной зоны // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. – 2023. – № 2. – С. 222–230.
- [39] Быков М.А., Москалев А.М., Шишов А.В. [и др.]. Определение гидравлических характеристик ТВС-2М с использованием программных комплексов STAR-CD и ANSYS CFX // Сборник трудов пятой международной научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР». – Подольск, Россия, 2007.
- [40] Добров А.А., Иванова К.Г., Легчанов М.А. [и др.]. Получение в CFD-программе ЛОГОС коэффициентов гидравлического сопротивления ячеек ТВС с дистанционирующей решеткой для модели одномерного поячейкового расчета активной зоны // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. – 2018. – № 1. – С. 91–97. – DOI: 10.46960/1816-210X_2018_1_91.
- [41] Palomino L.M., El-Genk M.S. Friction factor correlation for hexagonal bundles of bare tubes/rods and with flat and scalloped walls // Nuclear Engineering and Design. – 2019. – Vol. 353. – p. 110230. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2019.110230.
- [42] Bae J.H., Park J.H. Analytical prediction of turbulent friction factor for a rod bundle //

- Annals of Nuclear Energy. – 2011. – Vol. 38. – no. 2-3. – pp. 348–357. – DOI: 10.1016/j.anucene.2010.10.008.
- [43] Степанов О.Е., Галкин И.Ю., Мелех С.С. [и др.]. Верификация кода TIGRSP на примере 19-стержневой сборки с применением CFD-расчетов // Теплоэнергетика. – 2019. – № 7. – С. 5–13. – DOI: 10.1134/S0040363619070099.
- [44] Патанкар С. Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости. – Москва: Энергоатомиздат, 1984. – С. 124.
- [45] Deufhard P. Newton Methods for Nonlinear Problems: Affine Invariance and Adaptive Algorithms. Springer Series in Computational Mathematics. – Berlin, Heidelberg, 2011. – DOI: 10.1007/978-3-642-23899-4.
- [46] Knoll D.A., Keyes D.E. Jacobian-free Newton-Krylov methods: a survey of approaches and applications // Journal of Computational Physics. – 2004. – Vol. 193. – no. 2. – pp. 357–397. – DOI: 10.1016/j.jcp.2003.08.010.
- [47] He Q., Zhang Y., Liu Z. [et al.]. The JFNK method for the PWR's transient simulation considering neutronics, thermal hydraulics and mechanics // Nuclear Engineering and Technology. – 2020. – Vol. 52. – no. 2. – pp. 258–270. – DOI: 10.1016/j.net.2019.07.029.
- [48] Hamilton S., Berrill M., Clarno K. [et al.]. An assessment of coupling algorithms for nuclear reactor core physics simulations // Journal of Computational Physics. – 2016. – Vol. 311. – pp. 241–257. – DOI: 10.1016/j.jcp.2016.02.012.
- [49] Zhang H., Guo J., Lu J. [et al.]. An Assessment of Coupling Algorithms in HTR Simulator TINTE // Nuclear Science and Engineering. – 2018. – Vol. 190. – no. 3. – pp. 287–309. – DOI: 10.1080/00295639.2018.1442061.
- [50] Василенко В.А., Мигров Ю.А., Семакин С.Г. [и др.]. Направления развития системных теплогидравлических расчетных кодов нового поколения // Технологии обеспечения жизненного цикла ЯЭУ. – 2022. – № 1 (27). – С. 54–72. – DOI: 10.52069/2414-5726_2022_1_27_54.
- [51] Zou L., Zhao H., Zhang H. Application of high-order numerical schemes and Newton-Krylov method to two-phase drift-flux model // Progress in Nuclear Energy. – 2017. – Vol. 100. – pp. 427–438. – DOI: 10.1016/j.pnucene.2017.07.008.
- [52] Toro E. F. Riemann solvers and numerical methods for fluid dynamics: a practical introduction. – Springer Science & Business Media, 2013. – p. 724. – DOI: 10.1007/b79761.
- [53] Hajizadeh A., Kazeminejad H., Talebi S. A new numerical method for solution of boiling flow using combination of SIMPLE and Jacobian-free Newton-Krylov algorithms // Progress in Nuclear Energy. – 2017. – Vol. 95. – pp. 48–60. – DOI: 10.1016/j.pnucene.2016.11.005.
- [54] Hajizadeh A., Kazeminejad H., Talebi S. Formulation of a fully implicit numerical scheme for

- simulation of two-phase flow in a vertical channel using the Drift-Flux Model // *Progress in Nuclear Energy*. – 2018. – Vol. 103. – pp. 91–105. – DOI: 10.1016/j.pnucene.2017.11.009.
- [55] Hu L., Chen D., Huang Y. [et al.]. JFNK method with a physics-based preconditioner for the fully implicit solution of one-dimensional drift-flux model in boiling two-phase flow // *Applied Thermal Engineering*. – 2017. – Vol. 116. – pp. 610–622. – DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2017.01.087.
- [56] Mesina G. L. A History of RELAP Computer Codes // *Nuclear Science and Engineering*. – 2016. – Vol. 182. – no. 1. – pp. 5–9. – DOI: 10.13182/NSE16-A38253.
- [57] Barre F., Bernard M. The CATHARE code strategy and assessment // *Nuclear Engineering and Design*. – 1990. – Vol. 124. – no. 3. – pp. 257–284. – DOI: 10.1016/0029-5493(90)90296-A.
- [58] ATHLET 3.4 Program Overview: GRS. – Germany, 2023.
- [59] Василенко В.А., Мигров Ю.А., Волкова С.Н. [и др.]. Опыт создания и основные характеристики теплогидравлического расчетного кода нового поколения КОРСАР // *Теплоэнергетика*. – 2002. – № 11. – С. 11–16.
- [60] Roth G.A., Aydogan F. Theory and implementation of nuclear safety system codes – Part I: Conservation equations, flow regimes, numerics and significant assumptions // *Progress in Nuclear Energy*. – 2014. – Vol. 76. – pp. 160–182. – DOI: 10.1016/j.pnucene.2014.05.011.
- [61] Юдов Ю.В. Двухжидкостная нестационарная контурная теплогидравлика и ее численная реализация в расчетном коде КОРСАР // *Теплоэнергетика*. – 2002. – № 11. – С. 17–21.
- [62] Deng J., Lu Q., Liu Y. [et al.]. Review of sub-channel code development for pressurized water reactor and introduction of CORTH-V2.0 sub-channel code // *Progress in Nuclear Energy*. – 2020. – Vol. 125. – p. 103373. – DOI: 10.1016/j.pnucene.2020.103373.
- [63] Moorthi A., Kumar Sharma A., Velusamy K. A review of sub-channel thermal hydraulic codes for nuclear reactor core and future directions // *Nuclear Engineering and Design*. – 2018. – Vol. 332. – pp. 329–344. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2018.03.012.
- [64] Yang B.-W., Ninokata H., Long J. [et al.]. Subchannel analysis – Current practice and development for the future // *Nuclear Engineering and Design*. – 2021. – Vol. 385. – p. 111477. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2021.111477.
- [65] Porter N.W., Mousseau V.A., Avramova M.N. CTF-R: A novel residual-based thermal hydraulic solver // *Nuclear Engineering and Design*. – 2019. – Vol. 348. – pp. 37–45. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2019.04.006.
- [66] PETSc/TAO Users Manual: Argonne National Laboratory; executor: Satish Balay [et al.]. – ANL-21/39 Rev 3.24. – USA, 2026.
- [67] Developing Fully Coupled Subchannel Model in RELAP-7: Idaho National Laboratory; executor: H. Zhang [et al.]. – INL/EXT-14-33102. – 2014. – DOI: 10.2172/1170321.
- [68] Gaston D., Newman C., Hansen G., Lebrun-Grandié D. MOOSE: A parallel computational

- framework for coupled systems of nonlinear equations // Nuclear Engineering and Design. – 2009. – Vol. 239. – no. 10. – pp. 1768–1778. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2009.05.021.
- [69] Merroun O., Almers A., El Bardouni T. [et al.]. Analytical benchmarks for verification of thermal-hydraulic codes based on sub-channel approach // Nuclear Engineering and Design. – 2009. – Vol. 239. – no. 4. – pp. 735–748. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2009.01.005.
- [70] Kyriakopoulos V., Tano M.E., Ragusa J.C. Development of a Single-Phase, Transient, Subchannel Code, within the MOOSE Multi-Physics Computational Framework // Energies. – 2022. – Vol. 15. – no. 11. – p. 3948. – DOI: 10.3390/en15113948.
- [71] Kyriakopoulos V., Tano M.E., Karahan A. Demonstration of Pronghorn's subchannel code modeling of liquid-metal reactors and validation in normal operation conditions and blockage scenarios // Energies. – 2023. – Vol. 16. – no. 6. – p. 2592. – DOI: 10.3390/en16062592.
- [72] Novak A. J., Carlsen R. W., Schunert S. [et al.]. Pronghorn: A Multidimensional Coarse-Mesh Application for Advanced Reactor Thermal Hydraulics // Nuclear Technology. – 2021. – Vol. 207. – no. 7. – pp. 1015–1046. – DOI: 10.1080/00295450.2020.1825307.
- [73] Залесов А.С., Чуркин А.Н. Программа MATADOR для расчета локальных неоднородных процессов тепломассопереноса в пучках тепловыделяющих стержней // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных реакторов. – 2023. – № 3. – С. 29–40.
- [74] Залесов А.С., Чуркин А.Н., Баисов А.М. Поячейковый расчет ТВС инновационных проектов реакторных установок по программе MATADOR // Атомная энергия. – 2024. – Т. 137. – № 5-6. – С. 240–246.
- [75] Залесов А.С. Моделирование программой MATADOR процессов тепломассопереноса в тепловыделяющих сборках быстрых реакторов с дистанционирующей проволоочной навивкой // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. – 2024. – № 3. – С. 224–237.
- [76] Yeon-Jong Y., Dae-Hyun H., Dong-Seong S. Development of a subchannel analysis code MATRA applicable to PWRs and ALWRs // Journal of the Korean Nuclear Society. – 1999. – Vol. 31. – no. 3. – pp. 314–327.
- [77] COBRA-IV: The Model and the Methods: Battelle Pacific Northwest Laboratories; executor: C.W. Stewart [et al.]. – BNWL-2214. – USA, 1977.
- [78] Lahey R.T., Shiralkar B.S., Radcliffe D.W. Mass flux and enthalpy distribution in a rod bundle for single-and two-phase flow conditions // Journal of Heat Transfer. – 1971. – Vol. 93. – no. 2. – pp. 197–206.
- [79] Experimental investigation of the enthalpy and mass flow distribution between subchannels in a BWR cluster geometry (PELCO-S): Joint Research Centre Ispra Establishment; executor: H. Herkenrath, W. Hufschmidt. – EUR 6585 EN. – Italy, 1979. – p. 76.

- [80] Experimental investigation of the enthalpy- and mass flow- distribution in 16-rod clusters with BWR-PWR geometries and conditions: Joint Research Centre Ispra Establishment; executor: H. Herkenrath [et al.]. – Italy, 1981. – p. 250.
- [81] Kim S.-J., Hwang D., Kwon H. Parallelization of subchannel analysis code MATRA // Proceedings of the KNS 2014 spring meeting. – Jeju, Korea, 2014.
- [82] Kim S.-J., Seo K.-W., Kwon H., Hwang D.-H. Improvement of parallel algorithm for MATRA code // Proceedings of the KNS 2014 autumn meeting. – Pyongchang, Korea, 2014.
- [83] Imke U., Sanchez V.H. Validation of the Subchannel Code SUBCHANFLOW Using the NUPEC PWR Tests (PSBT) // Science and Technology of Nuclear Installations. – 2012. – Vol. 2012. – pp. 1–12. – DOI: 10.1155/2012/465059.
- [84] García M., Ferraro D., Valtavirta V. [et al.]. A subchannel coarsening method for Serpent2-SubChanFlow applied to a full-core VVER problem // EPJ Web of Conferences. – p. 06018. – DOI: 10.1051/epjconf/202124706018.
- [85] Chaudri K.S., Kim J., Kim Y. Development and validation of a fast sub-channel code for LWR multi-physics analyses // Nuclear Engineering and Technology. – 2019. – Vol. 51. – no. 5. – pp. 1218–1230. – DOI: 10.1016/j.net.2019.02.017.
- [86] Kobzar L. L., Oleksyuk D. A., Semchenkov Y. M. Experimental and computational investigations of heat and mass transfer of intensifier grids // Kerntechnik. – 2015. – Vol. 80. – no. 4. – pp. 349–358. – DOI: 10.3139/124.110508.
- [87] Kireeva D.R., Oleksyuk D.A. Validation of the SC-INT code using experimental data on coolant mixing in a 37-rod fuel assembly with heat exchange intensifying spacer grids // Proceedings of International Conference on Mathematics & Computational Methods Applied to Nuclear Science & Engineering (M&C 2017). – Jeju, Korea, 2017.
- [88] Перепелица Н.И. Решетки со смесительными элементами для ТВС ВВЭР // Атомная энергия. – 2020. – Т. 128. – № 3. – С. 123–130.
- [89] Lee J., Facchini A., Joo H.G. Development of a drift-flux model based core thermal-hydraulics code for efficient high-fidelity multiphysics calculation // Nuclear Engineering and Technology. – 2019. – Vol. 51. – no. 6. – pp. 1487–1503. – DOI: 10.1016/j.net.2019.04.002.
- [90] Kropaczek D.J., Salko R.K., Hizoum B., Collins B.S. Advanced two-phase subchannel method via non-linear iteration // Nuclear Engineering and Design. – 2023. – Vol. 408. – p. 112328. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2023.112328.
- [91] Talebi S., Kazeminejad H. A new approach to two-phase flow analysis in a rod bundle // Nuclear Engineering and Design. – 2013. – Vol. 255. – pp. 263–272. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2012.10.027.
- [92] Hirao S., Nakao N. Diana – A fast and high capacity computer code for interchannel coolant mixing

- in rod arrays // Nuclear Engineering and Design. – 1974. – Vol. 30. – no. 2. – pp. 214–222. – DOI: 10.1016/0029-5493(74)90166-6.
- [93] Hajizadeh A., Kazeminejad H., Talebi S. An advanced new fully implicit numerical method for two-phase flow subchannel analysis based on the Drift Flux Model // Annals of Nuclear Energy. – 2017. – Vol. 108. – pp. 351–365. – DOI: 10.1016/j.anucene.2017.04.046.
- [94] Rao Y.F., Cheng Z., Waddington G.M., Nava-Dominguez A. ASSERT-PV 3.2: Advanced subchannel thermalhydraulics code for CANDU fuel bundles // Nuclear Engineering and Design. – 2014. – Vol. 275. – pp. 69–79. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2014.04.016.
- [95] Harlow F.H., Amsden A.A. A numerical fluid dynamics calculation method for all flow speeds // Journal of Computational Physics. – 1971. – Vol. 8. – no. 2. – pp. 197–213. – DOI: 10.1016/0021-9991(71)90002-7.
- [96] Huang J., Gou J., Ding W. [et al.]. Development of a sub-channel analysis code based on the two-fluid model and its preliminary assessment // Nuclear Engineering and Design. – 2018. – Vol. 340. – pp. 17–30. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2018.09.023.
- [97] Shan J., Zhang B., Li C., Leung L. SCWR subchannel code ATHAS development and CANDU-SCWR analysis // Nuclear Engineering and Design. – 2009. – Vol. 239. – no. 10. – pp. 1979–1987. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2009.05.008.
- [98] Ding W.J., Gou J.L., Shan J.Q. Numerical method improvement for a subchannel code // Kerntechnik. – 2016. – Vol. 81. – no. 3. – pp. 268–275. – DOI: 10.3139/124.110746.
- [99] Gui M., Tian W., Wu D. [et al.]. Development of a two-fluid based thermal-hydraulic subchannel analysis code with high-resolution numerical method // Progress in Nuclear Energy. – 2021. – Vol. 134. – p. 103671. – DOI: 10.1016/j.pnucene.2021.103671.
- [100] Gui M., Tian W., Wu D. [et al.]. Parallelization and application of SACOS for whole core thermal-hydraulic analysis // Nuclear Engineering and Technology. – 2021. – Vol. 53. – no. 12. – pp. 3902–3909. – DOI: 10.1016/j.net.2021.06.029.
- [101] Kelly J.M., Stewart C.W., Cuta J.M. VIPRE-02—A Two-Fluid Thermal-Hydraulics Code for Reactor Core and Vessel Analysis: Mathematical Modeling and Solution Methods // Nuclear Technology. – 1992. – Vol. 100. – no. 2. – pp. 246–259. – DOI: 10.13182/NT92-A34746.
- [102] Yoon S.J., Kim S.B., Park G.C. [et al.]. Application of CUPID for subchannel-scale thermal-hydraulic analysis of pressurized water reactor core under single-phase conditions // Nuclear Engineering and Technology. – 2018. – Vol. 50. – no. 1. – pp. 54–67. – DOI: 10.1016/j.net.2017.09.008.
- [103] CTF theory manual: Oak Ridge National Laboratory; executor: M.N. Avramova, R.K. Salko. – CASL-U-2016-1110-000. – USA, 2016.
- [104] Kucukboyaci V., Sung Y., Salko R. COBRA-TF parallelization and application to PWR reactor

- core subchannel DNB analysis // Proceedings of ANS MC2015 – Joint International Conference on Mathematics and Computation (M&C), Supercomputing in Nuclear Applications (SNA) and the Monte Carlo (MC) Method. – Nashville, USA, 2015. – DOI: 10.13140/RG.2.1.1247.6962.
- [105] Теплопередача в двухфазном потоке / под редакцией Д. Баттерворса и Г. Хьюитта. – Москва: Энергия, 1980. – С. 328.
- [106] Liu A., Yang B.-W., Han B., Zhu X. Turbulent Mixing Models and Other Mixing Coefficients in Subchannel Codes – A Review Part A: Single Phase // Nuclear Technology. – 2020. – Vol. 206. – no. 9. – pp. 1253–1295. – DOI: 10.1080/00295450.2020.1792753.
- [107] Moukalled F., Mangani L., Darwish M. The Finite Volume Method in Computational Fluid Dynamics: An Advanced Introduction with OpenFOAM® and Matlab®. – 2015. – p. 791. – DOI: 10.1007/978-3-319-16874-6.
- [108] **Вертиков Е.А.**, Олексюк Д.А., Зубков А.Г., Малютин М.А. К вопросу о валидации поячейковых кодов для расчета активных зон реакторов типа ВВЭР // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. – 2025. – № 1. – С. 232–244.
- [109] Кириллов П.Л. Справочник по теплогидравлическим расчетам в ядерной энергетике. Том 1: Теплогидравлические процессы в ЯЭУ. – Москва: ИздАт, 2010. – С. 776.
- [110] Альтшуль А.Д. Гидравлические потери в водоводах электростанций. – Москва: Энергоатомиздат, 1985. – С. 104.
- [111] Ушаков П.А. Расчет гидродинамических характеристик при продольном обтекании жидкостью правильных решёток стержневых твэлов // Теплофизика высоких температур. – 1974. – Т. 12. – № 1. – С. 103–110.
- [112] Ибрагимов М.Х., Исупов И.А., Кобзарь Л.Л., Субботин В.И. Расчет коэффициентов гидравлического сопротивления при турбулентном течении жидкости в каналах некруглого поперечного сечения // Атомная энергия. – 1967. – Т. 23. – № 4. – С. 300–305.
- [113] Субботин В.И., Габринович Б.Н., Шейнина А.В. Гидравлические сопротивления при продольном обтекании пучков гладких и оребренных стержней // Атомная энергия. – 1972. – Т. 33. – № 5. – С. 889–892.
- [114] Осмачкин В.С., Борисов В.Д. Гидравлическое сопротивление пучков тепловыделяющих стержней в потоке кипящей воды. Препринт ИАЭ-1957. – Москва, 1970. – С. 24.
- [115] Расчетные соотношения и методики расчета гидродинамических и тепловых характеристик элементов и оборудования водоохлаждаемых ядерных энергетических установок (РБ-040-09). Утверждено приказом Федеральной службы по экологическому, технологическому и атомному надзору от 20 июля 2009 г. № 641.
- [116] Борисов В.Д. Поперечное перемешивание теплоносителя в пучках стержней. Препринт ИАЭ-1980. – Москва, 1980. – С. 27.

- [117] Полянин Л.Н. Тепло- и массообмен в пучках стержней при продольном обтекании турбулентным потоком жидкости // Атомная энергия. – 1969. – Т. 26. – № 3. – С. 279–280.
- [118] Thermophysical Properties of Fluid Systems [Электронный ресурс]. – URL: webbook.nist.gov/chemistry/fluid/ (дата обращения: 01.12.2026).
- [119] Rehme K. Pressure Drop Correlations for Fuel Element Spacers // Nuclear Technology. – 1973. – Vol. 17. – no. 1. – pp. 15–23. – DOI: 10.13182/NT73-A31250.
- [120] Иванов В.К., Кобзарь Л.Л. Расчет гидравлического сопротивления пучков стержней с решетками-интенсификаторами теплообмена // Атомная энергия. – 1980. – Т. 49. – № 3. – С. 163–165.
- [121] Идельчик И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям / под. редакцией М.О. Штейнберка. – Москва: Машиностроение, 1992.
- [122] Ikeda K. CFD application to advanced design for high efficiency spacer grid // Nuclear Engineering and Design. – 2014. – Vol. 279. – pp. 73–82. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2014.02.013.
- [123] Wang Y., Wang M., Ju H. [et al.]. CFD simulation of flow and heat transfer characteristics in a 5×5 fuel rod bundles with spacer grids of advanced PWR // Nuclear Engineering and Technology. – 2020. – Vol. 52. – no. 7. – pp. 1386–1395. – DOI: 10.1016/j.net.2019.12.012.
- [124] **Вертиков Е.А.**, Олексюк Д.А., Носков А.С. [и др.]. Оценка представительности экспериментальных данных по критическому тепловому потоку с использованием субканального теплогидравлического кода SC-Core // Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок. – 2025. – № 1 (39). – С. 27–42.
- [125] Безруков Ю.А., Астахов В.И., Салий Л.А. [и др.]. Исследование критических тепловых потоков в пучках стержней применительно к реакторам типа ВВЭР // Сборник докладов семинара «Теплофизика-74». – Москва, 1974. – С. 57–66.
- [126] Безруков Ю.А., Астахов В.И., Брантов Г. В [и др.]. Экспериментальные исследования и статистический анализ данных по кризису теплообмена в пучках стержней для реакторов ВВЭР // Теплоэнергетика. – 1976. – № 2. – С. 80–82.
- [127] Астахов В.И., Безруков Ю.А., Логвинов С.А., Брантов В.Г. Исследование влияния профиля тепловыделения по длине на кризис теплообмена в пучках стержней // Сборник докладов семинара «Теплофизика-78». – Будапешт, Венгрия, 1978. – С. 589–500.
- [128] Астахов В.И., Безруков Ю.А., Логвинов С.А. Учет осевой неравномерности тепловыделения при определении запасов до кризиса теплообмена в реакторах типа ВВЭР // Сборник докладов семинара «Теплофизика 82». – Прага, ЧССР, 1982. – С. 168–176.
- [129] Комплекс программ теплогидравлических расчетов нестационарных режимов. Методика расчета коэффициентов теплоотдачи и гидравлического сопротивления АЛЬФА-2 // отчет:

- ОКБ «ГИДРОПРЕСС». – Подольск, 1992. – С. 26.
- [130] Dittus F.W., Boelter L.M.K. Heat transfer in automobile radiators of the tubular type // *International Communications in Heat and Mass Transfer*. – 1985. – Vol. 12. – no. 1. – pp. 3–22. – DOI: 10.1016/0735-1933(85)90003-X.
- [131] Боришанский М.В. and, Обобщенная зависимость для расчета теплоотдачи при движении двухфазного потока в трубах и каналах // *Достижения в области исследования теплообмена и гидравлики двухфазных потоков в элементах оборудования*. – Ленинград: Издательство «Наука», 1970. – С. 194–200.
- [132] FRAPCON-4.0: A Computer Code for the Calculation of Steady-State, Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup: Pacific Northwest National Laboratory; executor: K.J. Geelhood [et al.]. – PNNL-19418, Vol.1 Rev.2. – USA, 2015.
- [133] FRAPTRAN-2.0: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods: Pacific Northwest National Laboratory; executor: K.J. Geelhood [et al.]. – PNNL-19400, Vol.1 Rev.2. – USA, 2016.
- [134] Демьянов П.Г., Кулешов Е.А., Ханков А.А., Дергунова Е.А. Верификация кодов СТАРТ-4А и СТАРТАП по результатам исследований твэлов с МОХ-топливом в реакторах МИР и HALDEN // *Вопросы атомной науки и техники. Серия: материаловедение и новые материалы*. – 2024. – № 4 (129). – С. 89–98.
- [135] Аттестационный паспорт программы для ЭВМ «СТАРТ-4А», № 570 от 05.12.2022.
- [136] Щеглов А.С. Программа расчета теплофизических характеристик поперечных сечений твэлов ВВЭР – TOPRA-s. Препринт ИАЭ-6172/4. – Москва, 2000. – С. 56.
- [137] Шарый Н.В., Семешкин В.П., Пиминов В.А., Драгунов Ю.Г. Прочность основного оборудования и трубопроводов реакторных установок ВВЭР. – Москва: ИздАт, 2004. – С. 496.
- [138] Чуркин А.Н., Семишкин В.П., Мохов В.А. [и др.]. Расчетный анализ влияния раздутия оболочек твэлов на их максимальную температуру в авариях с потерей теплоносителя // *Тяжелое машиностроение*. – 2008. – № 1. – С. 5–7.
- [139] Toptan A., Salko R., Avramova M. [et al.]. A new fuel modeling capability, CTFFuel, with a case study on the fuel thermal conductivity degradation // *Nuclear Engineering and Design*. – 2019. – Vol. 341. – pp. 248–258. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2018.11.010.
- [140] Семенович О.В. Моделирование термомеханических процессов в стержневых твэлах // *Сборник материалов научно-практической конференции «Ядерные технологии: от исследований к внедрению»*. – Нижний Новгород, Россия, 2021. – С. 75–77.
- [141] de Carvalho N.F., Marchi C.H., Perstchi C. Methods for calculating the thermal conductivity at the control-volume surfaces // *Proceedings of the 22nd International Congress of Mechanical*

- Engineering (COBEM 2013). – Brazil, 2013.
- [142] JSON-Fortran: A Modern Fortran JSON API [Электронный ресурс]. – URL: github.com/jacobwilliams/json-fortran (дата обращения: 01.12.2026).
- [143] Fortran Error Handler. – URL: github.com/samharrison7/fortran-error-handler (дата обращения: 01.12.2026).
- [144] Рекомендации по оценке погрешностей и неопределенностей результатов расчетных анализов безопасности атомных станций (РБ-166-20). Утверждено приказом Федеральной службы по экологическому, технологическому и атомному надзору от 30 июля 2020 г. № 288.
- [145] Кобзарь Л.Л., Косоуров К.Б., Олексюк Д.А. [и др.]. Сравнение эффективности решеток-интенсификаторов теплообмена разной конструкции в экспериментах на 37-стержневых моделях ТВС реактора ВВЭР-1000 // Сборник трудов восьмой международной научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР». – Подольск, Россия, 2013.
- [146] Богословская Г.П., Кириллов П.Л., Лощинин В.М. [и др.]. Экспериментальные и расчётные исследования теплообмена в ТВС активной зоны в обоснование эффективности и безопасности водоохлаждаемых реакторов нового поколения // Сборник статей к 65-летию создания Теплофизического отдела ФЭИ. – 2019. – С. 157 – 169.
- [147] Безруков Ю.А., Логвинов С.А., Ульяновский В.Н., Салий Л.А. Исследование гидравлических характеристик реактора, кассет, оборудования первого контура на моделях и АЭС // Сборник трудов второй всероссийской научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР». – Подольск, Россия, 2001.
- [148] Ikeda K., Teshima H., Hoshi M. Cross flow study of PWR mixed core I - measurement and CFD prediction // Proceedings of 6th International Conference on Nuclear Engineering. – USA, 1998.
- [149] Hoshi M., Ikeda K., Izumi H., Suemura T. Crossflow study of PWR mixed core II – evaluation for staggered mixing vane grid // Proceedings of the 6th International Conference on Nuclear Engineering. – USA, 1998.
- [150] Носков А.С., Оскирко В.А., Олексюк Д.А. Прямое численное моделирование турбулентного режима течения жидкости в ячейке плотной треугольной упаковки стержней при $Re = 14200$ // Сборник трудов международной научно-технической конференции «Безопасность, эффективность и экономика атомной энергетики» (МНТК-2024). – Москва, Россия, 2024.
- [151] Установка реакторная В-320. Расчет стационарного режима эксплуатации энергоблока 4 Балаковской АЭС на мощности 107 % от номинальной (с учетом перемешивающих решеток в ТВС-2М) с использованием аттестованного ПС ТИГРСП // отчет: ОКБ «ГИДРОПРЕСС»; исполн.: М.А. Быков, А.Н. Чуркин [и др.]. – Инв. № 742741. – Подольск, 2023. – С. 35.

- [152] Самойлов О.Б., Куприянов А.В., Фальков А.А. [и др.]. Экспериментальные исследования критических тепловых потоков и разработка корреляции для ТВСА с перемешивающими решетками-интенсификаторами // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. – 2016. – № 3. – С. 54–60.
- [153] Бобков В.П. Критический тепловой поток при кипении воды в каналах. Современное состояние, характерные закономерности, нерешенные проблемы и пути их решения (обзор) // Теплоэнергетика. – 2015. – Т. 2015. – № 2. – С. 10–18. – DOI: 10.1134/s0040363615020022.
- [154] Зубков А.Г., Олексюк Д.А., **Вертиков Е.А.**, Носков А.С. Методики расчета величины КТП в реакторах с водой под давлением и оценка возможности ее определения с помощью феноменологических моделей кризиса теплоотдачи // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. – 2025. – № 2. – С. 317–353.
- [155] Зубков А.Г. Расчетно-экспериментальное исследование кризиса теплоотдачи в активных зонах водоохлаждаемых ядерных реакторов: диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. – Москва, 2025. – С. 209.
- [156] Сергеев В.В. Критический тепловой поток при кипении в каналах и стержневых сборках: проблемы описания и обобщения данных // Атомная энергия. – 2019. – Т. 126. – № 1. – С. 30–34.
- [157] Безруков Ю.А., Астахов В.И., Быков М.А. [и др.]. Анализ зависимостей для расчета критического теплового потока при обосновании безопасности реакторной установки // Теплоэнергетика. – 2010. – № 5. – С. 14–18.
- [158] Олексюк Д.А., **Вертиков Е.А.** Подходы к валидации ячейковых расчетных программ, используемых для обоснования теплотехнической надежности активных зон ВВЭР, и проблемы обоснования их погрешностей // Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок. – 2025. – № 1 (39). – С. 10–26.
- [159] Noskov A.S., Falkov A.A., Shipov D.L. [et al.]. Hydrodynamic analysis of a flow in a mixed core // Journal of Physics: Conference Series. – 2019. – Vol. 1359. – no. 1. – p. 012084. – DOI: 10.1088/1742-6596/1359/1/012084.
- [160] Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М. Теплогидравлические характеристики ТВС реакторов при частичной блокировке проходного сечения // Атомная энергия. – 1998. – Т. 85. – № 3. – С. 201–211.
- [161] Fan W., Peng C., Chen Y., Guo Y. A new CFD modeling method for flow blockage accident investigations // Nuclear Engineering and Design. – 2016. – Vol. 303. – pp. 31–41. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2016.04.006.
- [162] Семченков Ю.М. Научное руководство в развитии легководного направления атомной энергетики по проектам ВВЭР // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных

- реакторов. – 2023. – № 1. – С. 9–23.
- [163] Lloyd M.W., Feltus M.A. Statistical core design methodology using the vipre thermal-hydraulics code // *Annals of Nuclear Energy*. – 1995. – Vol. 22. – no. 8. – pp. 523–531. – DOI: 10.1016/0306-4549(94)00077-R.
- [164] Закиров С.Ю. Расчет теплогидравлических параметров активной зоны, составленной из бесчехловых ТВС // *Атомная энергия*. – 2009. – Т. 107. – № 6. – С. 312–318.
- [165] Bolobov P A, Oleksyuk D A. Neutronic and thermal hydraulic code package PERMAK-3D/SC-1 in 3D pin-by-pin analysis of the core // *Proceedings of the 17th Symposium of AER on VVER Reactor Physics and Reactor Safety*. – Yalta, Ukraine, 2007.
- [166] Bolobov P.A., Oleksyuk D.A. The development of the code package PERMAK-3D/SC-1 // *Proceedings of the 21st Symposium of AER on VVER Reactor Physics and Reactor Safety*. – Dresden, Germany, 2011.
- [167] Олексюк Д.А., Кобзарь Л.Л., Хамаза В.А., Ковалишин А.А., Крапивин М.А., Лалетин И.Н. Инженерный код SC-REACTOR // Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2020660375, Российская Федерация. – заявл. 14.08.2020. – опубл. 02.09.2020. – заявитель: АО «Концерн Росэнергоатом».
- [168] Олексюк Д.А., Арестова А.А., Щербинин А.А. [и др.]. Использование субканальной теплогидравлической программы SC-Core для моделирования показаний термопар системы внутриреакторного контроля Белорусской АЭС // *Материалы XVIII минского международного форума по тепло- и массообмену*. – Минск, 2026.
- [169] Вертикова А.О., **Вертиков Е.А.**, Галиев А.А. [и др.]. Сопоставление результатов расчета величины DNBR в программных комплексах ATHLET/BIPR-VVER и SC-Core при моделировании аварийного процесса в ВВЭР-1200 // *Материалы XVIII минского международного форума по тепло- и массообмену*. – Минск, 2026.
- [170] Lizorkin M.P., Gordienko P.V., Kalugin M.A. [et al.]. Development of codes and KASKAD complex // *Kerntechnik*. – 2015. – Vol. 80. – no. 4. – pp. 314–320. – DOI: 10.3139/124.110503.