

Министерство образования и науки Российской Федерации
Национальный исследовательский ядерный
университет «МИФИ»

**ЯДЕРНЫЕ РЕАКТОРЫ С ВОДОЙ
СВЕРХКРИТИЧЕСКОГО ДАВЛЕНИЯ
(ОСНОВЫ ТЕПЛОВОГО РАСЧЕТА)**

Под общей редакцией профессора В.И. Деева

*Рекомендовано к изданию
УМО «Ядерные физика и технологии»*

Москва 2015

УДК 621.039.524.441-987 (075.8)
ББК 31.46я7
Я 34

Ядерные реакторы с водой сверхкритического давления (основы теплового расчета): Учебное пособие / В.И. Деев, А.Б. Круглов, Ю.А. Маслов, В.М. Махин, В.С. Харитонов, А.Н. Чуркин; Под общей редакцией проф. В.И. Деева. – М.: НИЯУ МИФИ, 2015. – 156 с.

Рассмотрены термодинамические циклы и тепловые схемы атомных энергоблоков с ядерными реакторами 4-го поколения – ВВЭР СКД. Приводятся основные характеристики и конструкции данного типа реакторных установок, разрабатываемых в российских и зарубежных проектах. Обсуждаются преимущества и проблемы создания реакторов, охлаждаемых водой сверхкритических параметров. Большое внимание уделено особенностям теплового расчета реакторов СКД, связанным с сильным изменением свойств воды вблизи критической точки. В помощь студентам, выполняющим курсовые проекты, приведен пример теплового расчета быстро резонансного корпусного ВВЭР СКД.

Предназначено для студентов, обучающихся в рамках бакалавриата и магистратуры НИЯУ МИФИ по направлению «Ядерная физика и технологии».

Подготовлено в рамках Программы создания и развития НИЯУ МИФИ.

Рецензенты:

д-р техн. наук,
проф. А.П. Сорокин;

д-р техн. наук,
проф. А.С. Зубченко.

ISBN 978-5-7262-2190-8

© Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ», 2015

О Г Л А В Л Е Н И Е

Предисловие	4
Основные обозначения	6
Введение	8
Глава 1. Теплофизические свойства воды и закономерности теплопередачи в окрестности критической точки	12
1.1. Критическая точка	12
1.2. Теплофизические свойства воды вблизи критической точки	14
1.3. Особенности режимов течения и теплопередачи жидкостей при сверхкритических давлениях	16
1.4. Рекомендации по расчету коэффициента теплоотдачи	25
1.5. Рекомендации по расчету гидравлических сопротивлений	43
Список литературы к главе 1	46
Глава 2. Направления разработки реакторов с водой сверхкритического давления	51
2.1. Концептуальные проекты отечественных и зарубежных реакторных установок	51
2.2. Паровые циклы и тепловые схемы ЯЭУ с реакторами ВВЭР СКД	55
2.3. Конструкции реакторов, тепловыделяющие сборки и схемы охлаждения активной зоны	61
2.4. Материалы и водно-химический режим реакторов СКД	77
Список литературы к главе 2	88
Глава 3. Методика предварительного теплового расчета активной зоны ..	93
3.1. Цель и задачи теплового расчета реакторной установки	93
3.2. Исходные данные для проведения тепловых расчетов	94
3.3. Коэффициент полезного действия АЭС	95
3.4. Тепловая мощность реактора и размеры активной зоны	99
3.5. Расход и схема движения теплоносителя	100
3.6. Энергетические характеристики активной зоны и ТВС	104
3.7. Распределение температур по высоте ТВС	106
Список литературы к главе 3	109
Глава 4. Системы безопасности реакторов СКД	110
4.1. Общие положения обеспечения безопасности ядерных реакторов	110
4.2. Примеры систем обеспечения безопасности	118
Список литературы к главе 4	125
Список рекомендуемой учебной литературы	126
Указатель сокращений	127
Приложение. Пример предварительного теплового расчета реакторной установки с водой СКД	129

ПРЕДИСЛОВИЕ

Насколько известно авторам данного издания, пока не существует ни одного учебного пособия, в котором достаточно полно и последовательно излагались бы вопросы проектирования нового типа реакторных установок с применением в качестве теплоносителя и рабочего тела воды сверхкритических параметров (реакторов ВВЭР СКД). Атомные энергоблоки с такими реакторами, как показывают проводимые в настоящее время исследования, обладают рядом преимуществ по сравнению с наиболее широко используемыми в мире ядерными реакторами, охлаждаемыми некипящей или кипящей водой (в зарубежных странах – PWR и BWR, в нашей стране – ВВЭР и РБМК).

В НИЯУ МИФИ при подготовке будущих специалистов по ядерным энергетическим установкам большое внимание уделяется курсовому проектированию. Тематика предлагаемых студентам проектов сегодня практически охватывает все типы реакторов, как существующих, так и вновь создаваемых, в том числе и ВВЭР СКД. При этом основная задача, которая ставится перед студентом-проектантом, – на этапе эскизного проектирования показать достаточную эрудицию и глубокие знания в области тепловых расчетов ядерных реакторов.

Главная цель, которую имели в виду авторы при написании данной книги, состоит в том, чтобы, во-первых, существенно расширить у студентов представление о ВВЭР СКД как новом типе реактора и, во-вторых, по возможности облегчить работу над курсовым проектом.

Ряд проблем, возникающих при разработке инновационных СКД реакторных установок, пока еще окончательно не решен, отсутствуют также общепринятые методики теплогидравлических расчетов таких реакторов. Тем не менее, учитывая исследовательский характер учебных курсовых проектов, авторы сочли возможным уже на данном этапе предложить упрощенные подходы к решению поставленных в студенческом проекте задач. Это предполагает, что студенты, используя известные аналитические методы и доступные вычислительные средства, должны получить в заданные учебным графиком сроки вполне определенные количественные

результаты. Подразумевается, что эти результаты должны отражать особенности и преимущества АЭС с ВВЭР СКД, а также показывать перспективность нового направления в реакторостроении. Само собой разумеется, по мере накопления знаний и развития новых расчетных методик, предлагаемые подходы к решению задач курсового проекта должны совершенствоваться и уточняться.

В пособии анализируются особенности термодинамического цикла и тепловых схем энергоблоков с ВВЭР СКД. На примерах отечественных и зарубежных проектов рассматриваются разрабатываемые конструкции реактора и его основных элементов. Особое место занимает изложение основ тепловых расчетов данного типа реакторов, вместе с тем, где это нужно, указывается на тесную связь и взаимообусловленность теплогидравлических, нейтронно-физических и прочностных расчетов. Приводятся необходимые сведения о свойствах применяемых материалов и водно-химическом режиме теплоносителя. Рассматриваются вопросы безопасности реакторов, охлаждаемых водой сверхкритических параметров.

В списках литературы указаны работы, на которые сделаны ссылки в тексте пособия. Основная литература, которую следует студентам использовать при выполнении курсового проекта, включена в отдельный список рекомендуемой учебной литературы.

По мнению авторов, студентам, выполняющим курсовой проект, будет особенно полезен пример теплового расчета быстро резонансного корпусного ВВЭР СКД, приведенный в приложении.

Пособие подготовлено при тесном взаимодействии сотрудников кафедры теплофизики НИЯУ МИФИ и специалистов ОАО ОКБ «ГИДРОПРЕСС», непосредственно занимающихся расчетами и конструированием реакторов типа ВВЭР СКД.

Авторы выражают благодарность рецензентам пособия – доктору технических наук, профессору А.П. Сорокину и доктору технических наук, профессору А.С. Зубченко, чьи замечания и ценные советы по тексту рукописи способствовали ее улучшению.

ОСНОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

c_p	– удельная теплоемкость при постоянном давлении (Дж/(кг·К))
\bar{c}_p	– среднеинтегральная теплоемкость (Дж/(кг·К))
D, d	– диаметр (м)
E	– параметр теплового расширения среды (Па)
F	– площадь поверхности (м ²)
G	– массовый расход (кг/с)
g	– ускорение силы тяжести (м/с ²)
H, h	– высота (м)
i	– удельная энтальпия (Дж/кг)
J	– параметр термического ускорения (формула (1.26))
k_r	– коэффициент неравномерности тепловыделения по радиусу
k_v	– коэффициент неравномерности тепловыделения по объему
k_z	– коэффициент неравномерности тепловыделения по высоте
l	– длина (м)
N, n	– количество (шт.)
p	– давление (Па)
Δp	– перепад давления (Па)
Q	– тепловая мощность (Вт)
q	– плотность теплового потока (Вт/м ²)
q_l	– тепловой поток на единицу длины (Вт/м)
q_v	– объемная плотность тепловыделения, энергонапряженность (Вт/м ³)
R	– радиус (м) или термическое сопротивление (м ² ·К/Вт)
r	– радиальная координата (м)
r_0	– внутренний радиус трубы (м)
R_m	– временное сопротивление (МПа)
$R_{p0.2}$	– предел текучести (МПа)
S	– площадь проходного сечения (м ²)
s	– удельная энтропия (Дж/(кг·К)) или размер (м)
T, t	– температура (К, °С)
T_m, t_m	– псевдокритическая температура (К, °С)
V	– объем (м ³)
v	– удельный объем (м ³ /кг)
W	– работа в единицу времени, мощность (Вт)
w	– скорость (м/с)
ρw	– массовая скорость (кг/(м ² ·с))
x, z	– продольная координата (м)
x_c	– степень сухости пара
α	– коэффициент теплоотдачи (Вт/(м ² ·К))
β	– коэффициент объемного расширения (К ⁻¹)
γ	– угол

Δ	– эффективная (экстраполированная) добавка (м)
δ	– толщина (м)
ζ	– коэффициент местного сопротивления
η	– коэффициент полезного действия
λ	– коэффициент теплопроводности (Вт/(м·К))
μ	– динамический коэффициент вязкости (Па·с)
ν	– кинематический коэффициент вязкости (м ² /с)
ξ	– коэффициент сопротивления трения
π_A	– параметр термического ускорения (формула (1.22))
ρ	– плотность (кг/м ³)
σ_a	– относительное среднеарифметическое отклонение
$\sigma_{кв}$	– относительное среднеквадратичное отклонение
$\sigma_{ст}$	– стандартное отклонение
$[\sigma]$	– номинальное допускаемое напряжение (МПа)
τ	– касательное напряжение (Па)
φ	– коэффициент снижения прочности
Gr	– число Грасгофа
Nu	– число Нуссельта
Pr	– число Прандтля
Re	– число Рейнольдса
St	– число Стантона

Индексы

m	– при псевдокритической температуре
s	– на линии насыщения
$вх$	– на входе
$вых$	– на выходе
$г$	– гидравлический
$гр$	– граничное значение
$ж$	– жидкость
$з$	– зазор
$к$	– канал
$кр$	– в критической точке
$с$	– стенка
$ср$	– среднее значение

В В Е Д Е Н И Е

Ядерные реакторы, охлаждаемые водой сверхкритических параметров, в настоящее время рассматриваются как одно из направлений развития реакторных технологий будущего (реакторы 4-го поколения – Generation IV reactor concepts). В России такие реакторы получили название ВВЭР СКД (водо-водяной энергетический реактор сверхкритического давления), за рубежом их принято называть SCWR (Supercritical Water Reactor). Давление теплоносителя в реакторах типа ВВЭР СКД превышает давление в критической точке, которое для воды составляет 22,1 МПа.

Перспективность рассматриваемого направления определяется, прежде всего, высокой экономичностью атомных энергоблоков, включающих в качестве источника энергии ВВЭР СКД. Так, коэффициент полезного действия атомной электростанции с реактором, работающим при давлении около 25 МПа и температуре воды на выходе реактора 500 – 600 °С, может составить 43 – 48 %, что значительно выше величины, характерной для современных энергоблоков с реакторами, охлаждаемыми некипящей или кипящей водой, у которых КПД находится в пределах 32 – 35 %. Кроме того, вследствие уменьшения сброса тепла в термодинамическом цикле повышение КПД приводит к существенному снижению экологического воздействия на окружающую среду.

В отличие от двухконтурной схемы, традиционной для ВВЭР с некипящей водой под давлением ниже критического (около 16 МПа), в случае ВВЭР СКД становится возможным использование одноконтурной схемы. Такая схема значительно проще двухконтурной, в ней отсутствуют компенсатор давления и парогенератор, теплоноситель реактора (вода) одновременно является рабочим телом турбины, а его необходимые параметры (температура и давление) достигаются непосредственно на выходе реактора. По сравнению же с одноконтурной схемой, применяемой на реакторных установках с кипящей водой (отечественные каналные реакторы РБМК или корпусные ВК, давление около 7 МПа), технологическая схема ВВЭР СКД также может быть существенно упрощена. В ней могут отсутствовать такие громоздкие устройства как сепараторы влаги и промежуточные пароперегреватели, нет необ-

ходимости в рециркуляционных насосах и некотором другом оборудовании. Сокращение количества единиц оборудования приводит к уменьшению габаритов реакторной установки, включая ее защитную оболочку, при этом значительно снижаются капитальные затраты на строительство и расходы, связанные с обслуживанием оборудования в процессе его эксплуатации.

Важной составляющей эксплуатационных расходов, как известно, являются затраты мощности на прокачку теплоносителя по теплообменному контуру. В связи со значительной разницей энтальпий воды на выходе и входе реактора расход теплоносителя через него при заданной тепловой мощности в случае ВВЭР СКД оказывается намного (примерно на порядок величины) меньше, чем расход теплоносителя через реактор с водой до критических параметров. Поэтому затраты мощности на прокачку через ВВЭР СКД могут составлять только незначительную долю от производимой электроэнергии.

Таким образом, прогнозируемое уменьшение капитальных затрат и эксплуатационных расходов при одновременном росте коэффициента полезного действия установки может оказать решающее влияние на экономические показатели проектируемых энергоблоков с ВВЭР СКД.

Развитие отечественных водоохлаждаемых реакторов в направлении повышения их экономической конкурентоспособности путем создания новых реакторных установок с водой СКД основывается на многолетнем положительном опыте эксплуатации промышленных паровых котлов со сверхкритическими параметрами, работающих на органическом топливе. Не меньшее значение имеет также опыт конструкторских разработок, технологии изготовления и эксплуатации уже действующих ВВЭР, а также реакторов Белоярской атомной электростанции (блоки № 1 и 2 с ядерным перегревом пара до температуры сначала 510, затем 535 – 545, а впоследствии 560 – 565 °С на выходе отдельных пароперегревательных каналов). Это открывает возможность максимального использования хорошо отработанных заводских технологий при изготовлении корпусов, внутрикорпусных устройств, тепловыделяющих сборок реакторов, необходимого теплообменного оборудования, а также применения уже освоенных промышленностью скоростных паровых турбин с закритическими параметрами. Все это положительно

влияет на стоимостные характеристики и надежность создаваемых установок.

Оценивая преимущество и перспективность ввода в действие ядерных реакторов со сверхкритическими параметрами, следует иметь в виду еще одно важное обстоятельство. При нагреве воды в активной зоне ВВЭР СКД происходит значительное снижение плотности теплоносителя. Так, при давлении 24,5 МПа плотность воды падает с ростом температуры от 280 до 550 °С более, чем в десять раз. Это означает, что наряду с тепловыми реакторами возможно создание СКД реакторных установок с быстрым или быстро резонансным спектром нейтронов. Такие реакторы с МОХ топливом (смесь UO_2/PuO_2) и коэффициентом воспроизводства топлива $KB \approx 1$ или более (до 1,2), вместе с жидкометаллическими реакторами-бридерами на быстрых нейтронах, могут занять подобающее им место в замкнутом топливном цикле. Это обстоятельство может существенно улучшить экономические показатели использования топлива в ядерной энергетике XXI в.

На сегодня в мире не существует ни одного действующего ядерного реактора с водой сверхкритических параметров. В различных странах (Япония, Канада, страны Европейского Союза, США, Китай, Южная Корея, Россия), начиная с 2000 г., при поддержке промышленных компаний и МАГАТЭ, в рамках международного проекта GIF (Generation IV International Forum) пока только разрабатывается ряд проектов таких реакторных установок. Наряду с требованием высокой экономической эффективности эти установки должны обладать и повышенной безопасностью. Для отработки новых технологий и решения вопросов безопасности в США создается пилотная установка SCWR малой мощности (150 МВт).

Анализ ранее выполненных работ, а также результатов новейших экспериментальных и расчетных исследований, проведенных в поддержку и обоснование разрабатываемых проектов ядерных реакторов типа SCWR или ВВЭР СКД, показывает, что существует еще целый ряд очень важных проблем, которые необходимо решить в ближайшем будущем. Только краткий перечень некоторых из них представлен ниже.

Некоторые основные проблемы разработки ВВЭР СКД

1. Разработка оптимальной одноконтурной тепловой схемы АЭС с реактором ВВЭР СКД.
2. Расчет и обоснование физических характеристик реактора, способы выравнивания энерговыделения в активной зоне, эффективность органов СУЗ, проблемы топливного цикла.
3. Выбор и обоснование оптимальной конструкции реакторной установки и схемы движения теплоносителя.
4. Теплообмен и гидродинамика в сборках тепловыделяющих стержней, развитие и верификация расчетных кодов применительно к воде СКД.
5. Устойчивость течения теплоносителя в параллельных каналах в номинальных и переходных режимах.
6. Теплообмен и устойчивость течения при естественной циркуляции в контурах с водой СКД.
7. Водно-химический режим, радиолиз воды, поведение растворенных газов и примесей, радиоактивность контура с теплоносителем.
8. Выбор материалов реактора, вопросы прочности и коррозионной стойкости конструкционных материалов в воде сверхкритических параметров в условиях облучения.
9. Пусковые режимы и схемы регулирования мощности ядерного реактора.
10. Проблемы безопасности ВВЭР СКД, анализ аварийных режимов, надежность системы аварийной защиты реактора и систем безопасности.

По-видимому, можно полагать, что сроки практического внедрения высоко экономичных АЭС с реакторами ВВЭР СКД в электроэнергетику промышленно развитых стран будут зависеть только от того, насколько быстро и успешно эти проблемы будут решены.

Подробное изложение сути некоторых из перечисленных выше задач, анализ и возможные способы решения которых должны быть отражены в студенческом курсовом проекте, приводится в соответствующих разделах данного пособия.

ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ВОДЫ И ЗАКОНОМЕРНОСТИ ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ В ОКРЕСТНОСТИ КРИТИЧЕСКОЙ ТОЧКИ

1.1. Критическая точка

Критическая точка на диаграмме p, t (рис. 1.1, *a*) представляет собой конечную точку K кривой фазового перехода жидкость – пар. Соответствующие этой точке координаты $p_{кр}$ и $t_{кр}$ называются *критическим давлением* и *критической температурой*. Критическая точка характеризует критическое состояние любого вещества на границе двухфазных и однородных состояний. В критической точке различие между жидкостью и паром исчезает, и система становится однородной. При давлениях выше $p_{кр}$ само понятие о различных фазах теряет смысл, так как их просто не существует. В этих условиях можно говорить лишь о различии количественных характеристик состояний системы, поскольку в качественном отношении эти состояния принципиально ничем не отличаются.

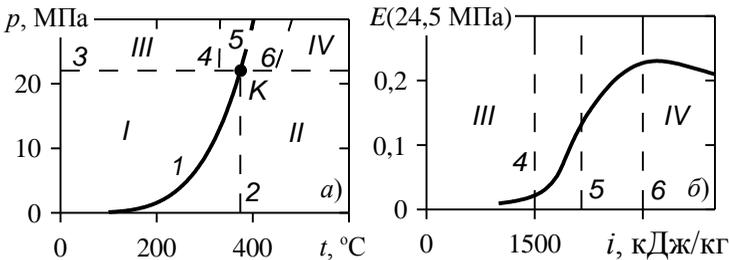


Рис. 1.1. Фазовые диаграммы воды в плоскостях p, t (*a*) и E, i (*б*): 1 – линия равновесия фаз, 2 – критическая температура, 3 – критическое давление, 4 – изоэнтальпа 1500 кДж/кг, 5 – линия максимальной теплоемкости, 6 – изоэнтальпа 3000 кДж/кг; K – критическая точка; I – жидкость, II – газ, III – псевдожидкость, IV – псевдогаз

В критической точке обращается в бесконечность изотермическая сжимаемость, изобарная теплоемкость имеет бесконечное значение, теплота фазового перехода (теплота испарения) становится равной нулю [1].

Параметры воды (давление, температура, удельный объем) в критической точке имеют следующие значения: $p_{кр} = 22,064$ МПа, $t_{кр} = 373,946$ °С, $v_{кр} = 0,003106$ м³/кг [2].

На практике область над кривой фазового равновесия между осью ординат и критической изотермой на рис. 1.1, *а* (в том числе при $p > p_{кр}$) иногда условно называют областью жидкого состояния, вся остальная область тогда рассматривается как область газа. Однако при подробном анализе процессов теплообмена в воде сверхкритического давления считается целесообразным выделять не две, а три характерные области состояния теплообменной среды [3, 4]. Для этого используется зависимость безразмерного параметра теплового расширения среды E от энтальпии i (рис. 1.1, *б*).

Параметр E рассчитывается как

$$E = p \left. \frac{\partial v}{\partial i} \right|_p = \frac{p\beta}{\rho c_p}. \quad (1.1)$$

Для различных веществ в области высоких давлений зависимость параметра E от энтальпии имеет качественно одинаковый вид и практически не изменяется с давлением (для воды, по крайней мере, в диапазоне 15 – 30 МПа). При значениях E порядка 10^{-2} среда является плотной и по своим свойствам подобна жидкости. Среде с низкой плотностью, подобно газу, соответствуют значения $E \approx 0,2$. Для воды за границу жидкого состояния (псевдожидкость), как показано на рис. 1.1, принимается $i = 1500$ кДж/кг, граница газового состояния (псевдогаз) условно определяется значением $i = 3000$ кДж/кг. Область, расположенную между этими значениями, можно рассматривать как промежуточную (“межфазную”). Внутри нее при увеличении температуры (энтальпии) постепенно осуществляется так называемый псевдофазовый переход от жидкоподобного состояния системы к газоподобному. Линия 5 на рис. 1.1, *б* проходит через точку перегиба кривой $E(i)$, в этой точке вторая производная $d^2E/di^2 = 0$ и достигается максимум теплоемкости c_p . Значение температуры, которое соответствует максимуму c_p при заданном внешнем давлении p , принято называть *псевдокритической температурой* t_m . На диаграмме p, t (см. рис. 1.1, *а*) гра-

ничные значения энтальпии в “межфазной” области изображаются линиями 4 и 6, а зависимость $t_m(p)$ – линией 5.

В отличие от фазовых переходов при докритических давлениях псевдофазовые переходы при $p > p_{кр}$ не сопровождаются скачкообразным изменением теплофизических свойств вещества. Здесь, в “межфазной” области состояний, все свойства при увеличении температуры (или энтальпии) изменяются непрерывно. Однако в зависимости от приложенного к системе внешнего давления эти изменения могут быть весьма значительными и немонотонными, особенно вблизи критической точки (подробно см. п. 1.2).

Типичное давление воды (24 – 25 МПа) в разрабатываемых проектах ядерных реакторов СКД лишь немного превышает его значение в критической точке ($p/p_{кр} \approx 1,1$). Поэтому при нагреве воды в активной зоне реактора следует ожидать сильного изменения свойств теплоносителя, что может оказать большое влияние на теплопередачу от поверхности твэлов и гидравлические сопротивления.

1.2. Теплофизические свойства воды вблизи критической точки

О характере изменений теплофизических свойств воды в околокритической области давлений можно судить по графикам, представленным на рис. 1.2, где приведены зависимости от температуры плотности, коэффициента объемного расширения, удельной теплоемкости, коэффициентов теплопроводности и динамической вязкости, а также числа Прандтля при давлениях 22,5 и 24,5 МПа.

Из графиков видно, что при фиксированном давлении в области $p > p_{кр}$ существует достаточно узкий диапазон температур, в котором свойства резко изменяются. Коэффициент объемного расширения, удельная теплоемкость и число Прандтля имеют ярко выраженные максимумы, кривые, отображающие зависимость коэффициента теплопроводности от температуры, также проходят через максимум, особенно острый при приближении к критической точке. С повышением давления максимум теплоемкости смещается в область более высокой температуры (значение t_m увеличивается). В

окрестности псевдокритической температуры быстро уменьшаются плотность воды и коэффициент вязкости.

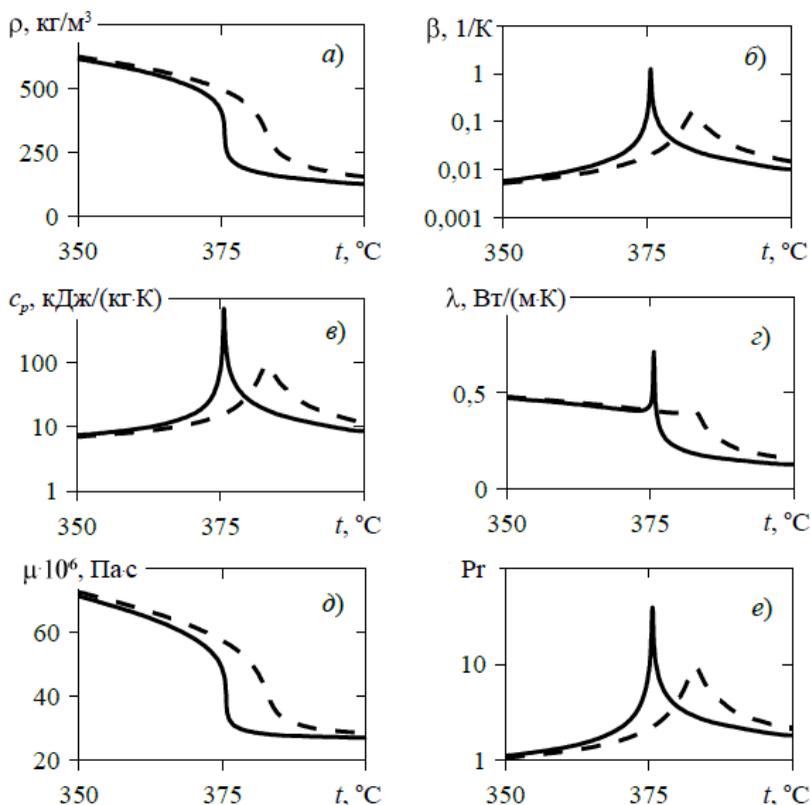


Рис. 1.2. Теплофизические свойства воды [2]: а – плотность ρ , б – коэффициент объемного расширения β , в – удельная теплоемкость c_p , г – коэффициент теплопроводности λ , д – динамический коэффициент вязкости μ , е – число Прандтля Pr; — $p = 22,5$ МПа ($t_m = 375,6$ °С), --- $p = 24,5$ МПа ($t_m = 383,1$ °С)

Особенности поведения свойств воды целиком относятся к ее состояниям, которые расположены внутри промежуточной, или “межфазной” области, указанной на рис. 1.1.

По сравнению с другими теплообменными средами вода не является исключением. Отмеченные выше особенности изменения

теплофизических свойств в околокритической области параметров состояния имеют общий характер. Также общей для всех веществ закономерностью является то, что по мере удаления от критической точки (при изменении температуры или при увеличении давления) кривые, описывающие зависимости свойств от температуры и давления, постепенно сглаживаются и приобретают вид, типичный для однофазной среды (жидкости или газа).

1.3. Особенности режимов течения и теплопередачи жидкостей при сверхкритических давлениях

Общая характеристика гидродинамических и теплообменных процессов. В настоящее время общее признание получила точка зрения, что обнаруженные в опытах специфические особенности процесса теплообмена и гидравлического сопротивления при сверхкритических давлениях связаны с весьма сильной и своеобразной зависимостью свойств вещества от температуры в состояниях, находящихся близко к критической точке или линии псевдофазового перехода.

При нагреве воды в каналах активной зоны ядерного реактора даже небольшие градиенты температуры в среде околокритических параметров будут вызывать значительные изменения свойств теплоносителя по поперечному сечению и длине канала. В этих условиях закономерности теплопередачи и гидравлического сопротивления в движущемся потоке могут иметь очень существенные отличия по сравнению с изотермическим течением.

Сильное уменьшение плотности среды при ее нагреве и переходе от псевдожидкости к псевдогазу приводит к термическому ускорению потока и возникновению в нем существенных по величине архимедовых сил. Следствием изменения соотношения сил (вязкости, инерции, гравитации), действующих на частицы движущейся жидкости, может быть коренная перестройка структуры потока и изменение всей динамики течения. Происходит существенная деформация профиля скорости и распределения касательных напряжений [4].

Ускорение потока в случае подъемного течения вызывает эффект “ламинаризации” (профиль скорости становится более вытянутым, похожим на профиль в ламинарном потоке).

Наличие термического ускорения и архимедовых сил нарушает линейный закон распределения касательных напряжений по радиусу трубы, характерный для стабилизированного течения жидкости с постоянными свойствами. При значительном влиянии указанных факторов касательные напряжения в потоке резко уменьшаются вплоть до образования области околонулевых, а затем и отрицательных значений, профиль скорости приобретает М-образную форму вследствие значительного ускорения потока вблизи стенки (рис. 1.3).

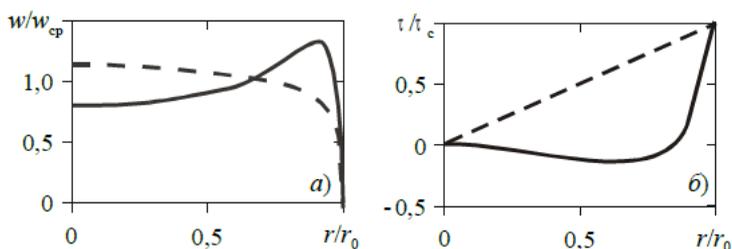


Рис. 1.3. Профиль скорости (а) и распределение касательных напряжений (б) в трубе радиусом r_0 при подъемном течении жидкости сверхкритических параметров в режиме ухудшенной теплоотдачи (пунктиром показаны кривые в случае жидкости с постоянными свойствами)

Архимедовы силы и термическое ускорение воздействуют как на осредненные параметры турбулентного потока, так и на его пульсационные характеристики, а следовательно, и на турбулентный перенос импульса и тепла. В результате снижения турбулентного переноса при околонулевых значениях касательных напряжений вблизи теплоотдающей стенки образуется зона повышенного термического сопротивления, или своего рода “запирающий слой”, теплоотдача при этом ухудшается.

В случае развитого М-образного профиля скорости генерация турбулентности во внутренней области трубы усиливается, толщина “запирающего слоя” сокращается и теплообмен улучшается.

Характерные режимы течения и теплоотдачи. В зависимости от соотношения сил, действующих в потоке, при вынужденном движении жидкости в каналах различают *вязкостно-инерционный* и *вязкостно-инерционно-гравитационный* режимы течения [5]. В

первом из них архимедовы силы пренебрежимо малы, определяющими параметрами в этом режиме являются числа Рейнольдса Re и Прандтля Pr . Второй режим характеризуется существенным влиянием архимедовых сил и наблюдается при достаточно больших числах Грасгофа Gr . При определенном значении числа Gr чем меньше число Re , тем сильнее проявляются архимедовы силы.

В многочисленных экспериментах с различными жидкостями установлено, что при сверхкритических параметрах состояния закономерности теплообмена в условиях вынужденного течения в обогреваемых каналах имеют сложный характер, который определяется большим количеством разных факторов. Тщательный анализ полученных экспериментальных результатов привел исследователей к выводу, что в данном случае необходимо различать режимы *нормальной*, *ухудшенной* и *улучшенной* теплоотдачи [6].

Режимами нормальной теплоотдачи в настоящее время принято называть режимы, в которых архимедовы силы и термическое ускорение в жидкости с переменными свойствами либо не оказывают никакого влияния на теплообмен, либо это влияние мало. При заданном тепловом потоке для таких случаев характерно плавное, обычно монотонное, изменение температуры обогреваемой стенки по длине канала (трубы). Если разности температур в поперечном сечении потока малы и, следовательно, свойства жидкости изменяются незначительно, режимы теплообмена не обладают какими-либо специфическими особенностями, а теплоотдача в них подчиняется обычным закономерностям, характерным для постоянных свойств. Считается, что определенные аномалии, наблюдаемые в неизотермическом потоке сверхкритического давления, в нормальных режимах можно описать на основе известных представлений о влиянии на процессы турбулентного переноса переменности физических свойств жидкости. Зависимость же числа Nu от чисел Re и Pr остается приблизительно такой же, как при постоянных свойствах.

Режимами с ухудшенным теплообменом называются режимы, в которых под действием термического ускорения и архимедовых сил происходят существенные снижения местных коэффициентов теплоотдачи и возникают один или два (редко более) сильно выраженных максимума в распределении температуры стенки по длине трубы. Максимумы температуры стенки могут возникать на терми-

ческом начальном участке трубы, если $i_{вх} > i_m$ (так называемые входные “пики” температуры), а также, если $i_{вх} < i_m$, в области псевдофазового перехода, когда $i_{ж} \approx i_m$. В определенных условиях ухудшение теплоотдачи может происходить как при вязкостно-инерционном, так и при вязкостно-инерционно-гравитационном течении.

Режимы с улучшенной теплоотдачей при сверхкритических давлениях наблюдались в опытах при высоких тепловых нагрузках и больших массовых скоростях, когда температура жидкости была ниже псевдокритической температуры t_m , а температура значительной части поверхности опытного участка выше t_m . Возникновение таких режимов сопровождалось появлением сильного звука, подобного пронзительному свисту, и колебаниями давления с частотой приблизительно от 1400 до 2200 Гц.

Нестабильности в потоке жидкости со сверхкритическими параметрами. В определенных условиях течение жидкости со сверхкритическими параметрами может терять устойчивость. Течение считается стабильным (устойчивым), если вносимые в жидкость небольшие кратковременные возмущения асимптотически затухают и спустя некоторое время первоначальные характеристики потока восстанавливаются. В противном случае течение рассматривается как нестабильное.

Существует большое разнообразие различных видов неустойчивости, которые встречаются при течении жидкости в каналах, всю их совокупность удобно разделить на две основные группы: *статические*, или *апериодические* неустойчивости, и *динамические (колебательные)* неустойчивости [7, 8]. Статические неустойчивости можно предсказать на основе стационарных уравнений теплогидравлики. Для установления причин и раскрытия закономерностей проявления динамических неустойчивостей требуется анализ нестационарных режимов, в которых существенную роль играют эффекты инерции и динамические обратные связи между различными теплогидравлическими параметрами системы.

Типичный пример неустойчивости, принадлежащей к первой группе, – неустойчивость Лединега, причиной которой является неоднозначность гидродинамической характеристики канала, когда

в нем при одном и том же перепаде давления возможны различные значения расхода теплоносителя (рис. 1.4, кривая 1).

При течении в каналах теплоносителя со сверхкритическими параметрами статическая неустойчивость потока проявляется, когда температура на выходе канала становится близкой к псевдокритической температуре, обычно чуть ниже ее [9]. В обогреваемых каналах различной ориентации наименее стабилен вертикальный нисходящий поток.

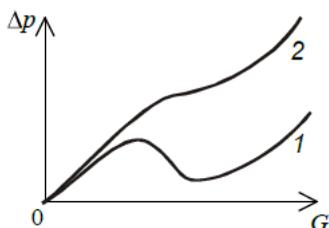


Рис. 1.4. Неустойчивость Лединегга: 1 – гидродинамическая характеристика канала без дроссельной шайбы; 2 – то же с дроссельной шайбой на входе в канал

Увеличение местного гидравлического сопротивления на входе в канал стабилизирует течение, а увеличение сопротивления на выходе, наоборот, дестабилизирует, как и в двухфазных потоках. Поэтому обычный способ устранения данного вида неустойчивости – увеличение гидравлического сопротивления входного участка, например, путем установки на входе в канал дросселя (см. кривую 2 на рис. 1.4). В общем случае неустойчивость Лединегга проявляется при относительно низких температурах на входе в обогреваемый канал, а именно в таких условиях, которые не представляют интерес в реакторостроении.

Характерными видами динамической неустойчивости являются термоакустические колебания и колебания типа “волн плотности”.

Механизм и условия возникновения колебательных неустойчивостей наиболее изучены в системах с двухфазными потоками, в которых в результате фазовых переходов происходят значительные изменения плотности движущейся среды [7]. Хотя при сверхкритических давлениях фазовые переходы отсутствуют, при значениях температуры, близких к t_m , свойства среды, в том числе и плотность, также резко меняются. Это послужило основанием для того, чтобы утверждать, что явления, наблюдаемые в однофазной среде вблизи критической точки, аналогичны явлениям, происходящим

при фазовых переходах в жидкостях при докритических давлениях [10]. Поэтому возникновение колебательных процессов в среде сверхкритических параметров иногда связывают с “псевдокипением”. Так, например, причиной возникающих в сверхкритической жидкости термоакустических колебаний считают процессы сжатия и расширения молей газа, имеющих сферическую форму – форму псевдопузырьков.

Термоакустические колебания представляют серьезную угрозу для работающей конструкции, так как происходящие при этом высокочастотные колебания давления могут привести к разрушению стенок теплообменных труб. Характерной для возбуждения термоакустических колебаний областью режимных параметров воды при сверхкритических давлениях являются невысокие температуры жидкости и большие значения плотности теплового потока, когда поток находится в сильно неравновесном состоянии. Наличие в системе сжимаемой среды приводит к затуханию термоакустических колебаний.

Наибольшего внимания при разработке реакторов с водой СКД заслуживают неустойчивости течения типа “волн плотности”. Этот вид неустойчивостей характерен как для двухфазных потоков, так и для сред сверхкритических параметров [10]. Возникновение колебаний типа “волн плотности” в каналах с движущейся средой обусловлено существованием множественных обратных связей между расходом жидкости, скоростью ее нагрева, изменением плотности и перепадом давления в канале. В ядерных реакторах, кроме того, имеется связь между изменением плотности теплоносителя и реактивностью.

При наличии обратных связей между различными параметрами системы транспортные и инерционные эффекты приводят к определенному запаздыванию при прохождении возмущений по длине канала. Так, возмущения температуры (энтальпии) вызывают колебания плотности теплоносителя, которые распространяются по длине канала с конечной скоростью в виде волн плотности. Эти колебания (в отличие от термоакустических колебаний – волн давления) имеют сравнительно низкую частоту, их период приблизительно равняется одному – двум промежуткам времени, необходимым для прохождения частиц жидкости через канал. Колебания плотности вызывают пульсации перепада давления и через обрат-

ную связь создают соответствующие возмущения давления и температуры, которые могут либо усилить, либо ослабить налагаемые возмущения. При определенном соответствии фаз колебания становятся самоподдерживающимися.

Самоподдерживающиеся динамические колебания режимных параметров типа “волн плотности” в системах охлаждения ядерных реакторов по ряду причин крайне нежелательны. Возникновение таких колебаний серьезно усложняет управление установкой. Периодические изменения расхода теплоносителя вызывают пульсации температуры теплоотдающей стенки, следствием которых являются опасные температурные напряжения в металле. В экстремальных случаях возникновение динамических колебаний теплогидравлических параметров теплоносителя первого контура может привести к ухудшению теплоотдачи и значительному перегреву оболочек твэлов. Таким образом, установление границ области существования колебательных режимов, а также их основных динамических характеристик представляет собой практически важную задачу при проектировании реакторных установок.

Решению указанной задачи посвящено значительное количество работ. Большинство из них выполнено расчетными методами с использованием разного рода расчетных моделей, построенных для обогреваемых каналов простой геометрической формы (круглых труб) или отдельных ячеек, включающих тепловыделяющие элементы и теплоноситель.

При построении расчетных моделей в основном применяются два подхода, различающихся записью исходных уравнений и условий однозначности: модели с дифференциальными уравнениями, линеаризованными вблизи рабочей точки, и нелинейные модели с уравнениями в частных производных по пространству и времени, представленных в конечных разностях.

Анализ результатов последних исследований [10 – 16] показывает, что влияние режимных и конструктивных параметров на положение границ устойчивости течения для сред при сверхкритических давлениях аналогично влиянию этих же параметров для двухфазного потока. В связи с тем, что при сверхкритических давлениях зависимость $\rho(i)$ менее резкая, чем при фазовом переходе в области $p < p_{кр}$, течение сверхкритической среды должно быть более устойчивым, чем двухфазной, при этом с ростом давления область

устойчивости должна расширяться. В любом случае данная задача является многопараметрической.

К основным параметрам, влияющим на устойчивость течения в каналах простой геометрической формы, следует отнести:

давление p ;

массовую скорость потока в канале w ;

плотность теплового потока на теплоотдающей поверхности q ;

выраженный через разницу энтальпий “недогрев” потока на входе до температуры псевдофазового перехода $\Delta i_{\text{вх}} = i_m - i_{\text{вх}}^1$;

гидравлический диаметр $d_{\text{г}}$ и обогреваемую длину $l_{\text{об}}$ канала;

коэффициенты местных сопротивлений на входе $\zeta_{\text{вх}}$ и выходе $\zeta_{\text{вых}}$ канала.

Устойчивость течения зависит также от ориентации канала в поле сил тяжести и от направления движения потока по отношению к вектору \vec{g} .

Для определения границ устойчивого течения рабочей среды в теплообменных трубах котельных агрегатов докритических и сверхкритических параметров разработаны нормативные методы. Оценку границы колебательной теплогидравлической неустойчивости двухфазного потока можно провести по предложенной в [17] упрощенной методике, которая включает удобные для расчетов номограммы и позволяет найти граничное значение массовой скорости $(w)_{\text{гр}}$. Если при заданной совокупности указанных выше определяющих параметров массовая скорость пароводяного потока превышает граничное значение, то течение является стабильным.

С целью наиболее полного выяснения областей конструктивных и режимных параметров, при которых можно гарантировать отсутствие неустойчивого течения теплоносителя в каналах применительно к условиям работы реакторов с водой СКД, в настоящее время ведутся интенсивные расчетные и экспериментальные исследования.

Один из современных подходов к решению данной задачи заключается в том, что в качестве обобщенных параметров, определяющих границы областей устойчивого течения сверхкритических

¹ При докритическом давлении недогрев до температуры насыщения $\Delta i_{\text{вх}} = i_s - i_{\text{вх}}$.

сред в каналах, предлагается выбрать следующие безразмерные величины [11]:

$$N_1 = \frac{\beta_m}{c_{p,m}} (i_m - i_{\text{вх}}); \quad (1.2)$$

$$N_2 = \frac{\beta_m}{c_{p,m}} \frac{Q}{G}, \quad (1.3)$$

где Q – подведенная в канале мощность, G – расход жидкости в канале. Эти параметры, по сути своей, являются аналогами безразмерных комплексов, которые уже использовались для описания границ устойчивости на карте режимов течения двухфазных потоков [18]. Первый параметр N_1 можно рассматривать как величину, характеризующую “недогрев” жидкости на входе в канал до псевдокритической температуры, второй же параметр N_2 определяет изменение состояния потока сверхкритической среды в результате подвода к ней теплоты.

Пример карты с координатами N_1 , N_2 для режимов течения жидкостей при сверхкритических давлениях показан на рис. 1.5 [16].

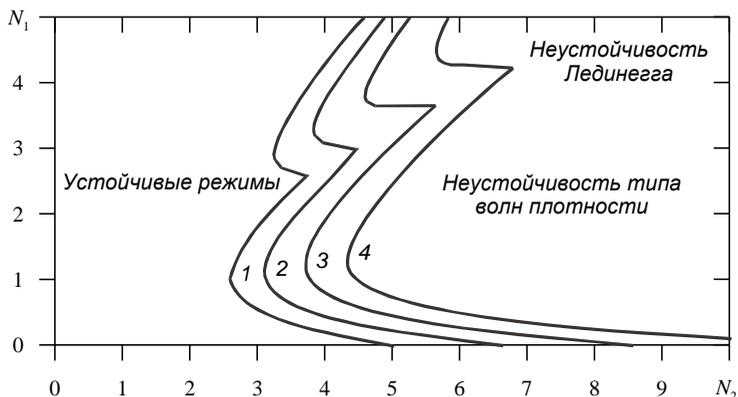


Рис. 1.5. Карта режимов течения среды сверхкритических параметров в круглой трубе (коэффициент местного сопротивления на входе $\zeta_{\text{вх}} = 20$, коэффициент местного сопротивления на выходе $\zeta_{\text{вых}}$: 1 – 20; 2 – 10; 3 – 5; 4 – 2)

Пороговые значения определяющих параметров, представленные на рисунке линиями 1 – 4, получены в итоге расчетов, проведенных для воды, диоксида углерода, фреона-23 и аммиака. Расчеты выполнены для канала в виде равномерно обогреваемой по длине круглой трубы вертикальной или горизонтальной ориентации. Внутренний диаметр трубы был равен 8,36 мм, длина 4,27 м, шероховатость стенки 25 мкм. Коэффициент местного сопротивления на входе в трубу был постоянным, его значение принято равным 20. Коэффициент местного сопротивления на выходе из трубы изменялся в пределах от двадцати до двух. В случае воды давление составляло 25 МПа; для диоксида углерода – 8,0; фреона-23 – 5,7; аммиака – 15,0 МПа.

В приближенных предварительных оценках изложенные выше методы исследования гидродинамической неустойчивости в простых каналах, по-видимому, могут быть распространены и на тепловыделяющие сборки водоохлаждаемых ядерных реакторов [19]. Однако при этом следует помнить, что тот или иной вид неустойчивости течения теплоносителя в конкретной реакторной установке всегда должен рассматриваться как комплексное явление, в котором одновременно участвуют различные процессы (гидродинамические, тепловые, нейтронно-физические), протекающие в определенных граничных условиях и тесно связанные с особенностями схемы и конструкции данной установки [20]. В любом случае нестабильные режимы с непредвиденными отклонениями от номинальных значений или колебаниями рабочих параметров должны быть исключены.

1.4. Рекомендации по расчету коэффициента теплоотдачи

Обобщенные зависимости. Современные представления о закономерностях теплопередачи в околокритической области параметров состояния однофазной среды опираются на комплекс знаний, полученных в результате большого количества теоретических и экспериментальных исследований, начало которых можно отнести к концу 50-х гг. прошлого века. Первые работы, посвященные данной проблеме, были вызваны необходимостью изучения теплогидравлических процессов, происходящих в паровых котлах сверхкритического давления, работающих на органическом топливе. В

настоящее время такие исследования получили новое мощное развитие в связи с разработкой проектов перспективных ядерных реакторов, охлаждаемых водой СКД. Достаточно подробный анализ многочисленных результатов, достигнутых на определенных этапах работы, можно найти в обширных обзорах, выполненных в различные годы специалистами разных стран, например [4, 6, 21, 22].

Теоретическое исследование течения жидкости и теплообмена при сверхкритических параметрах состояния осложняется нелинейностью исходных уравнений (уравнений движения и энергии), а также недостаточным знанием закономерностей турбулентного переноса тепла и импульса при переменных физических свойствах. Большие трудности возникают при проведении экспериментов с водой в связи с высоким значением ее критического давления. Поэтому значительная часть экспериментальных работ проведена на модельных жидкостях (диоксид углерода, фреоны, криогенные жидкости), у которых критическое давление намного ниже². Обобщение полученных экспериментальных результатов также сопряжено со значительными трудностями, по крайней мере, по двум причинам. Во-первых, теплоотдача и гидравлическое сопротивление являются функциями большого числа аргументов и поэтому найденные в опытах зависимости сложно интерпретировать; во-вторых, методы подбора для условий сильного изменения теплофизических свойств веществ вблизи критической точки пока еще недостаточно разработаны.

Для того чтобы описать особенности гидродинамики и теплообмена в сверхкритической области, существуют разные подходы, в основном, пока эмпирические. При эмпирическом подходе обобщенные расчетные зависимости для режимов нормального теплообмена получают, как правило, на основе известных уравнений для жидкостей с постоянными свойствами. В случае турбулентного течения жидкости в трубах в качестве такого уравнения наиболее часто используется соотношение Диттуса – Болтера [23]

$$\text{Nu} = 0,023 \text{Re}^{0,8} \text{Pr}^{0,4}. \quad (1.4)$$

² Критическое давление составляет для диоксида углерода – 7,38; фреона-134а – 4,06; гелия – 0,227 МПа.

Чтобы учесть в той или иной мере переменность свойств теплообменной среды, теплофизические параметры последней в базовом уравнении вычисляются по определенным правилам и, кроме того, при необходимости вводятся еще и дополнительные поправки³. Такого рода зависимостей разработано уже очень много, подавляющее большинство из них касается течения жидкости в круглых трубах. Однако даже в этом простейшем случае ни одно из предложенных до сих пор уравнений не является универсальным, поскольку не может достаточно удовлетворительно описать процессы теплообмена, которые осложнены различающимися для разных веществ зависимостями теплофизических свойств веществ от температуры и давления.

Для воды одно из первых таких уравнений было получено в работе Бишопа и др. [24]

$$\text{Nu}_{\text{ж}} = 0,0069 \text{Re}_{\text{ж}}^{0,9} \overline{\text{Pr}}_{\text{ж}}^{0,66} \left(\frac{\rho_{\text{с}}}{\rho_{\text{ж}}} \right)^{0,43} \left(1 + 2,4 \frac{d_{\text{г}}}{x} \right), \quad (1.5)$$

где $d_{\text{г}}$ – гидравлический диаметр канала, x – текущая обогреваемая длина (расстояние от входа в обогреваемый участок). В формуле (1.5) число Прандтля содержит среднеинтегральное значение удельной теплоемкости $\overline{c_p} = (i_{\text{с}} - i_{\text{ж}})/(t_{\text{с}} - t_{\text{ж}})$ и определяется как $\overline{\text{Pr}}_{\text{ж}} = \mu_{\text{ж}} \overline{c_p} / \lambda_{\text{ж}}$. Формула (1.5) с погрешностью $\pm 15\%$ обобщает результаты экспериментов [24] при подъемном течении воды в вертикальных трубах и кольцевых каналах в диапазонах $p = 22,8 - 27,6$ МПа, $t_{\text{ж}} = 280 - 530$ °С, $\rho_{\text{w}} = 650 - 3660$ кг/(м²·с) и $q = 0,3 - 3,5$ МВт/м².

При сравнении формулы (1.5) с опытными данными ФЭИ⁴ ($p = 23 - 25$ МПа, $t_{\text{ж.вх}} = 320 - 380$ °С, $\rho_{\text{w}} = 200 - 2000$ кг/(м²·с), q до 1,4 МВт/м²) в [25] установлено систематическое отклонение

³ Обычно это поправочные множители к исходному уравнению в виде отношения параметров среды при температуре стенки и среднemasсовой температуре жидкости в определенной степени.

⁴ ФГУП «ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского», Обнинск, Калужская обл.

результатов расчета и эксперимента, при этом лучшее согласие между расчетными и экспериментальными данными можно получить, если коэффициент в формуле (1.5) заменить на 0,0052 [3].

Другое уравнение для расчета коэффициента теплоотдачи при движении в трубах воды сверхкритических параметров предложено Свенсоном и др. [26]

$$\text{Nu}_c = 0,00459 \text{Re}_c^{0,923} \overline{\text{Pr}}_c^{0,613} \left(\frac{\rho_c}{\rho_{ж}} \right)^{0,231}. \quad (1.6)$$

Здесь в отличие от (1.5) свойства жидкости в величинах, входящих в расчетную формулу, должны выбираться при температуре стенки, на что указывает индекс «с». Уравнение (1.6) описывает экспериментальные результаты [26], полученные при $p = 22,8 - 41,4$ МПа, $t_{ж} = 75 - 575$ °С, $t_c = 93 - 650$ °С, $\rho_w = 542 - 2153$ кг/(м²·с) с погрешностью ± 15 %. Разброс опытных точек ФЭИ относительно расчетной линии достигает ± 25 % [25].

Для расчета теплообмена при движении в круглых трубах теплоносителей со сверхкритическими параметрами можно воспользоваться методиками, изложенными в работах Е.А. Краснощекова и В.С. Протопопова [27, 28], а также в справочнике П.Л. Кириллова и др. [3]

При нагревании теплоносителей в условиях $q = \text{const}$ основные расчетные уравнения в данном случае имеют вид:

$$\text{для } k < 0,01 \quad \frac{\text{Nu}}{\text{Nu}_0} = \left(\frac{\overline{c_p}}{c_{p ж}} \right)^n \left(\frac{\rho_c}{\rho_{ж}} \right)^m; \quad (1.7)$$

$$\text{для } k > 0,01 \quad \frac{\text{Nu}}{\text{Nu}_0} = \left(\frac{\overline{c_p}}{c_{p ж}} \right)^n \left(\frac{\rho_c}{\rho_{ж}} \right)^m \varphi(k); \quad (1.8)$$

где $k = (1 - \rho_c/\rho_{ж})\text{GrRe}^{-2}$. Здесь $\text{Gr} = g(1 - \rho_c/\rho_{ж})d^3/\nu^2$; $\text{Re} = \rho_w d/\mu_{ж}$; $\text{Nu} = \alpha d/\lambda_{ж}$. Число Нуссельта для постоянных свойств $\text{Nu}_0 = \alpha_0 d/\lambda_{ж}$ рассчитывается по уравнению Б.С. Петухова и В.В. Кириллова [29]

$$Nu_0 = \frac{\frac{\xi}{8} Re Pr}{1 + \frac{900}{Re} + 12,7 \sqrt{\frac{\xi}{8}} (Pr^{2/3} - 1)}, \quad (1.9)$$

где $\xi = (1,82 \lg Re - 1,64)^{-2}$ (формула Филоненко).

Для подъемного течения в вертикальных трубах при $\overline{c_p}/c_{pж} \geq 1$ $n = 0,7$, а для $\overline{c_p}/c_{pж} < 1$ значение n определяется по табл. 1.1. По этой же таблице выбираются значения n в случае горизонтальных труб и при опускном течении в вертикальных трубах. Показатель степени $m = 0,3$ для горизонтальных труб и вертикальных труб при опускном течении, в случае подъемного течения в вертикальных трубах $m = 0,4$.

Т а б л и ц а 1.1

Значения n в формулах (1.7), (1.8)

Область	n
$T_c/T_m < 1$ или $T_{ж}/T_m > 1,2$	0,4
$T_{ж}/T_m < 1$ и $1 < T_c/T_m < 2,5$	$n_1 = 0,22 + 0,18(T_c/T_m)$
$1 < T_{ж}/T_m < 1,2$	$n_1 - (5n_1 - 2)(T_{ж}/T_m - 1)$

Функцией $\varphi(k)$ в формуле (1.8) учитывается влияние на теплоотдачу архимедовых сил. В интервале $0,01 < k < 0,40$ коэффициент теплоотдачи несколько уменьшается, значения $\varphi(k)$ для этого интервала принимаются в соответствии с табл. 1.2. При $k > 0,40$ теплоотдача начинает улучшаться, в этом случае можно положить $\varphi(k) = 1,4 k^{0,37}$.

Т а б л и ц а 1.2

Значения $\varphi(k)$ в формуле (1.8)

k	0,01	0,02	0,04	0,06	0,08	0,10	0,20	0,40
$\varphi(k)$	1,00	0,88	0,72	0,67	0,65	0,65	0,74	1,00

В справочнике [3] рекомендуется использовать формулы (1.7) и (1.8) в следующем диапазоне параметров: $Re = 2 \cdot 10^4 - 8 \cdot 10^5$; $Pr = 0,85 - 55$; $\rho_c/\rho_{ж} = 0,09 - 1,0$; $\overline{c_p}/c_{pж} = 0,02 - 4,0$; $q = 2,3 \cdot 10^4 - 2,6 \cdot 10^6$ Вт/м²; $p/p_{кр} = 1,01 - 1,33$; $T_{ж}/T_m = 1,0 - 1,2$; $T_c/T_m = 0,6 - 2,6$. Формулы удовлетворительно описывают опытные данные, полученные для диоксида углерода, в случае воды расхождение расчетных и экспериментальных данных может быть более 50 % [25].

При охлаждении теплоносителя в круглых трубах расчет теплоотдачи в области сверхкритических параметров можно проводить по формуле [3]

$$\frac{Nu}{Nu_0} = \left(\frac{\overline{c_p}}{c_{pс}} \right)^n \left(\frac{\rho_c}{\rho_{ж}} \right)^m, \quad (1.10)$$

где $n = B(\overline{c_p}/c_{pс})^s$, а значения коэффициентов m , B и s приведены в табл. 1.3. Формула (1.10) справедлива для $Re = 9 \cdot 10^4 - 4,5 \cdot 10^5$; $q = 1,4 \cdot 10^4 - 1,1 \cdot 10^6$ Вт/м²; $p/p_{кр} = 1,06 - 1,36$; $T_{ж}/T_m = 0,95 - 1,5$; $T_c/T_m = 0,9 - 1,2$.

Т а б л и ц а 1.3

Значения коэффициентов в формуле (1.10) [3]

$p/p_{кр}$	1,06	1,08	1,15	1,22	1,35	1,63
m	0,30	0,38	0,54	0,61	0,68	0,80
B	0,68	0,75	0,85	0,91	0,97	1,00
s	0,21	0,18	0,104	0,066	0,040	0

Джексон и Фьюстер предложили модификацию уравнений Краснощекова – Протопопова. Для определения Nu_0 вместо (1.9) используется соотношение Диттуса – Болтера (1.4). В окончательной форме модифицированное уравнение имеет вид [21]:

$$\text{Nu}_{\text{ж}} = 0,0183 \text{Re}_{\text{ж}}^{0,82} \text{Pr}_{\text{ж}}^{0,5} \left(\frac{\rho_{\text{с}}}{\rho_{\text{ж}}} \right)^{0,3} \left(\frac{\overline{c_p}}{c_{p\text{ж}}} \right)^n, \quad (1.11)$$

где

$n = 0,4$ при $T_{\text{ж}} < T_{\text{с}} \leq T_m$ и $1,2T_m \leq T_{\text{ж}} < T_{\text{с}}$;

$n = 0,4 + 0,2(T_{\text{с}}/T_m - 1)$ при $T_{\text{ж}} \leq T_m < T_{\text{с}}$;

$n = 0,4 + 0,2(T_{\text{с}}/T_m - 1)[1 - 5(T_{\text{ж}}/T_m - 1)]$ при $T_m \leq T_{\text{ж}} \leq 1,2T_m$ и $T_{\text{ж}} < T_{\text{с}}$.

Уравнение (1.11) было проверено приблизительно на двух тысячах опытных точек, отклонение 90 % из них от расчетной кривой не превышает $\pm 20\%$ [21].

Чтобы избежать многоступенчатости расчетов, Джексон и Фьюстер предложили еще одно уравнение, где в выражении (1.11) используется средняя величина $n = 0,5$, в этом случае

$$\text{Nu}_{\text{ж}} = 0,0183 \text{Re}_{\text{ж}}^{0,82} \overline{\text{Pr}}_{\text{ж}}^{0,5} \left(\frac{\rho_{\text{с}}}{\rho_{\text{ж}}} \right)^{0,3}. \quad (1.12)$$

В одной из последних работ Джексона [30] уточнена константа в уравнениях (1.11), (1.12), вместо 0,0183 приводится значение 0,022.

Для режимов нормального теплообмена при турбулентном течении в трубах жидкости околоскритических параметров состояния Б.С. Петуховым и др. [31] получено уравнение, описывающее опытные данные для воды, диоксида углерода и гелия со среднеквадратичной погрешностью $\pm 15\%$. Это уравнение является видоизмененной формой уравнения (1.9) для постоянных свойств. В качестве определяемого безразмерного комплекса оно содержит число Стантона St , которое вычисляется по разности энтальпий:

$$St = \frac{q}{\rho w (i_{\text{с}} - i_{\text{ж}})} = \frac{\xi/8}{1 + 900/\text{Re}_{\text{ж}} + 12,7\sqrt{\xi/8}(\overline{\text{Pr}}_{\text{ж}}^{2/3} - 1)}. \quad (1.13)$$

Здесь так же, как в формулах (1.5) и (1.12), $\overline{Pr}_ж = \mu_ж \overline{c_p} / \lambda_ж$. Местный коэффициент трения в уравнении (1.13) предлагается рассчитывать по формуле В.Н. Попова

$$\frac{\xi_r}{\xi_0} = \left(\frac{\rho_c}{\rho_ж} \right)^{0,4}, \quad (1.14)$$

где ξ_0 – коэффициент сопротивления трения в изотермических условиях при температуре жидкости $t_ж$.

Позднее Курганов и др. [4, 32] предложили несколько вариантов формулы (1.13). В них вместо $\overline{Pr}_ж$ используется среднеинтегральное по поперечному сечению канала число Прандтля

$$\overline{Pr}_{ж-с} = \overline{c_p} (\overline{\mu/\lambda}), \quad \text{где } \overline{c_p} = \frac{i_c - i_{жк}}{t_c - t_{жк}}; \quad \left(\overline{\frac{\mu}{\lambda}} \right) = \frac{1}{t_c - t_{жк}} \int_{t_{жк}}^{t_c} \left(\frac{\mu}{\lambda} \right) dt.$$

Уточнена также зависимость (1.14) для расчета сопротивления трения:

$$\frac{\xi}{\xi_0} = \left(\frac{\rho_c}{\rho_ж} \right)^{n_p} \left(\frac{\mu_c}{\mu_ж} \right)^{n_\mu}. \quad (1.15)$$

Предлагается несколько способов выбора выражений для показателей степени n_p и n_μ . В частности, отмечается удовлетворительное сочетание зависимости (1.15) с формулой (1.13) при замене в последней $\overline{Pr}_ж$ на $\overline{Pr}_{ж-с}$ и значениях $n_p = 1/3$ и $n_\mu = 1/5$.

В связи с перспективами использования воды СКД в ЯЭУ IV поколения в последние годы появился ряд новых уравнений, рекомендуемых для описания процессов теплообмена в сверхкритической области параметров состояния веществ.

Среди этих уравнений зависимость для определения коэффициента теплоотдачи, предложенная Ченгом и др. [33],

$$Nu_{ж} = 0,023 Re_{ж}^{0,8} Pr_{ж}^{1/3} F(\pi_A), \quad F = \min(F_1, F_2) \quad (1.16)$$

привлекательна тем, что не содержит температуру стенки, которая в условиях $q = \text{const}$ заранее не известна. Поправка к уравнению для постоянных свойств типа (1.4) зависит от так называемого параметра ускорения $\pi_A = \beta_{\text{ж}} q / (c_{p\text{ж}} \rho w)$, в котором $\beta_{\text{ж}}$ – коэффициент объемного расширения жидкости. Эта поправка выбирается как минимальная величина из двух возможных вариантов:

$$F_1 = 0,85 + 0,776(\pi_A \cdot 10^3)^{2,4},$$

$$F_2 = 0,48/(\pi_{A_m} \cdot 10^3)^{1,55} + 1,21(1 - \pi_A/\pi_{A_m}),$$

где в последнем выражении π_{A_m} – значение π_A при псевдокритической температуре t_m .

Для сопоставления расчетной зависимости (1.16) с результатами экспериментов авторами [33] были привлечены данные из шести разных источников. Относительные отклонения всей совокупности рассмотренных опытных данных от результатов расчета коэффициента теплоотдачи по предложенной зависимости составили $\sigma_a = -0,07$; $\sigma_{\text{ст}} = 0,306$.

Другое уравнение для воды СКД, по своей структуре аналогичное зависимости (1.12), разработано Мокри с соавторами [34]:

$$\text{Nu}_{\text{ж}} = 0,0061 \text{Re}_{\text{ж}}^{0,904} \text{Pr}_{\text{ж}}^{-0,684} \left(\frac{\rho_c}{\rho_{\text{ж}}} \right)^{0,564}. \quad (1.17)$$

Значения константы и показателей степени у безразмерных комплексов в этом уравнении были установлены в основном на базе результатов экспериментов, выполненных в ГНЦ РФ ФЭИ [35]. Дополнительно в обработку были вовлечены экспериментальные данные из некоторых других источников. В целом разброс опытных данных около рассчитанных по предложенной зависимости значений коэффициентов теплоотдачи составил $\pm 25\%$, температуры теплоотдающей стенки – $\pm 15\%$. Авторы [36] рекомендуют использовать уравнение (1.17) в следующих диапазонах режимных параметров: давление $p = 22,8 - 29,4$ МПа; плотность теплового

потока $q = 70 - 1250$ кВт/м²; массовая скорость воды $\rho w = 200 - 1500$ кг/(м²·с); внутренний диаметр трубы $d = 3 - 38$ мм.

Подробный анализ различных обобщенных корреляций (в том числе и уравнений (1.16) и (1.17)) показал [37], что опытные данные для нормальных режимов теплообмена в воде СКД, опубликованные до 2006 г. включительно, наиболее удачно описываются уравнением Мокри и др.

Экспериментальные результаты, полученные позднее в Китае [38, 39], в упомянутой выше работе [37] по понятным причинам не могли быть рассмотрены. Это побудило авторов [40, 41] снова вернуться к рассматриваемому вопросу. Для оценки надежности существующих рекомендаций для расчета нормальной теплоотдачи к воде сверхкритического давления обработке были подвергнуты опытные данные из 20 оригинальных работ (более 4000 опытных точек), выполненных в России и за рубежом в 1963 – 2013 гг. Результатом явилась новая обобщенная зависимость:

$$\text{Nu}_{\text{ж}} = 0,023 \text{Re}_{\text{ж}}^{0,8} \text{Pr}_{\text{ж}}^{0,4} \left(\frac{\rho_{\text{с}}}{\rho_{\text{ж}}} \right)^{0,25} \left(\frac{\overline{c_p}}{c_{p\text{ж}}} \right)^n, \quad (1.18)$$

где $n = 0,4$ при $\overline{c_p}/c_{p\text{ж}} \geq 1$ и $n = 0,6$ при $\overline{c_p}/c_{p\text{ж}} \leq 1$.

В отличие от метода Краснощекова – Протопопова (уравнения (1.7), (1.8)) в методе [40, 41] достаточно рассмотреть всего две области состояний, разграниченные значением только одного параметра $\overline{c_p}/c_{p\text{ж}} = 1$. Это весьма существенно упрощает проведение расчетов коэффициента теплоотдачи, тем более в тех случаях, когда температура стенки заранее неизвестна и приходится применять итерации.

Формула (1.18) охватывает следующий диапазон геометрических и режимных параметров: внутренний диаметр труб $d = 2,5 - 32$ мм; давление воды $p = 22,5 - 39,2$ МПа; массовая скорость и энтальпия потока движущейся среды соответственно $\rho w = 193 - 3600$ кг/(м²·с), $i_{\text{ж}} = 120 - 3263$ кДж/кг; плотность теплового потока на стенке трубы $q = 101 - 3460$ кВт/м². Согласно [41] относительные отклонения результатов расчета коэффициента теплоот-

дачи по соотношению Диттуса – Болтера (1.4), уточненной Кургановым и др. зависимости Петухова и др. (1.13), уравнениям Ченга и др. (1.16), Мокри и др. (1.17) и Деева и др. (1.18) от экспериментальных данных в указанном выше диапазоне параметров имеют значения, представленные в табл. 1.4.

Т а б л и ц а 1.4

Относительные отклонения расчетных значений коэффициента теплоотдачи от экспериментальных данных (по 4200 опытным точкам из 20 работ)

Отклонение	Формула (1.4)	Формула (1.13)	Формула (1.16)	Формула (1.17)	Формула (1.18)
Среднеарифметическое отклонение, σ_a	0,486	0,049	- 0,038	- 0,164	- 0,022
Среднеквадратичное отклонение, $\sigma_{кв}$	1,132	0,244	0,244	0,286	0,233

Примечание. При расчетах по формуле (1.13) среднее значение числа Прандтля принималось как $Pr_{ж-с} = c_p(\mu/\lambda)$, коэффициент сопротивления трения определялся по формуле (1.15) с $n_p = 1/3$ и $n_\mu = 1/5$.

Для каналов охлаждения, характерных для ядерных реакторов (сборки тепловыделяющих стержней), экспериментальные данные по теплоотдаче к воде СКД крайне ограничены. Очевидно, что в случае ТВС коэффициент теплоотдачи должен зависеть от конструктивных особенностей сборки, геометрических размеров ее основных элементов, типа применяемых дистанционирующих устройств и ряда других факторов.

До недавнего времени была известна только одна работа [42], в которой при давлении воды 24,5 МПа изучались теплообмен и гидравлическое сопротивление тесного семистержневого пучка с витыми ребрами (диаметр стержней 5,2 мм, длина пучка 0,5 м). Результаты экспериментов в диапазонах $i_{ж} = 400 - 3400$ кДж/кг, $\rho w = 500 - 4000$ кг/(м²·с), $q < 4,7$ МВт/м² обобщены зависимостью

$$Nu_x = 0,021 Re_x^{0,8} Pr_x^{-0,7} \left(\frac{\rho_c}{\rho_{ж}} \right)_x^{0,45} \left(\frac{\mu_{ж}}{\mu_{вх}} \right)_x^{0,2} \left(\frac{\rho_{ж}}{\rho_{вх}} \right)_x^{0,1} \left(1 + 2,5 \frac{d_\Gamma}{x} \right), \quad (1.19)$$

где x – текущая длина обогреваемого участка, d_r – гидравлический диаметр.

В связи с разработкой реакторов SCWR в Китае в 2007 г. начаты исследования теплогидравлических характеристик каналов различной геометрии. К 2010 г. завершено строительство и введен в действие многоцелевой экспериментальный стенд SWAMUP, рассчитанный на давление 30 МПа, массовый расход воды 5 т/ч, температуру рабочей среды на выходе опытного участка 550 °С. Суммарная тепловая мощность, подводимая к воде на участке предварительного подогрева и измерительной секции установки, составляет 1,2 МВт.

В докладах китайских специалистов на международном симпозиуме ISSCWR-6 [39, 43, 44] представлены экспериментальные данные для двух четырехтрубных (2×2) пучков с кожухами квадратного поперечного сечения и относительным шагом расположения труб $s/d = 1,3$ и $1,18$. Вертикальные трубы $\varnothing 8 \times 1$ мм из сплава Inconel-718 обогревались постоянным электрическим током на длине 1,3 м. Местная теплоотдача в пучках исследовалась при восходящем течении воды сверхкритического давления. Теплогидравлические параметры изменялись в следующих пределах: $p = 23 - 26$ МПа, $\rho_w = 432 - 1775$ кг/(м²·с), $t_{вх} = 264 - 357$ °С, $q = 425 - 1498$ кВт/м².

В опытах отмечено неравномерное распределение температуры стенки по окружности труб, при этом максимальная теплоотдача наблюдалась в центральной ячейке пучка. Неравномерность температур усиливалась с ростом отношения q/ρ_w . Коэффициент теплоотдачи в пучках уменьшался с ростом теплового потока или давления и возрастал при увеличении массовой скорости.

Общий вывод состоит в том, что при продольном омывании наружной поверхности труб пучка водой СКД теплоотдача при сопоставимых параметрах выше и более стабильна, чем при движении воды внутри труб и в кольцевых каналах. Увеличению теплоотдачи способствует дополнительное перемешивание теплообменной среды находящимися в пучке дистанционирующими решетками. Установлено, что с уменьшением относительного шага сборки твэлов коэффициент теплоотдачи повышается. Однако, в то время как в пучке с $s/d = 1,3$ ухудшения теплообмена во всей исследован-

ной области режимных параметров вообще не наблюдалось, в случае пучка с $s/d = 1,18$ это явление происходило при низких массовых скоростях и высоких значениях q в условиях, когда температура среды была значительно ниже t_m . Таким образом, в тесных пучках возникновение режимов ухудшенной теплоотдачи более вероятно, чем в пучках раздвинутых.

Табличный метод. Аналогично ситуации, сложившейся в практике определения критических тепловых потоков в реакторах с водой при докритических давлениях [3], при расчете температуры стенки, охлаждаемой водой СКД, в будущем предпочтение, возможно, будет отдано специально разработанным для этого скелетным таблицам. Уже имеется некоторый опыт по составлению таких таблиц для случая подъемного течения воды в вертикальных трубах [45].

Границы режимов ухудшенной теплоотдачи. Пока не существует ни одного обобщенного соотношения, с помощью которого можно было бы удовлетворительно описать изменение коэффициента теплоотдачи к теплоносителю сверхкритических параметров в условиях существенного влияния архимедовых сил и термического ускорения. Попытки, предпринятые в этом направлении (см., например, [46 – 49]), привели к весьма сложным и громоздким методикам расчета, которые трудно применять в инженерной практике. Примером может служить также рассмотренная выше методика В.С. Протопопова [28], основанная на уравнении (1.8).

Тем не менее, очевидно, что расчетными режимами в ядерных реакторах должны быть режимы нормального теплообмена с достаточным запасом по параметрам, определяющим начало ухудшения теплоотдачи. Поэтому вопрос о границах существования режимов с ухудшенной теплоотдачей, с практической точки зрения, является особенно важным, однако на сегодня он, к сожалению, еще недостаточно разработан.

В соответствующей литературе имеется довольно много соотношений для приближенной оценки границ режимов ухудшенного теплообмена. Здесь же приведены только некоторые основные из предложенных критериев, которые определяют начало существенного ухудшения теплоотдачи. Более подробные сведения по данному вопросу можно найти в работах [3, 4, 22, 50].

В ряде исследований на основании результатов экспериментов с водой при сверхкритических давлениях установлено, что ухудшение теплоотдачи в трубах наступает, если отношение плотности теплового потока на стенке q к массовой скорости воды ρw превышает некоторую величину. В среднем эта величина может быть принята равной 0,6 кДж/кг (по данным из разных источников в зависимости от массовой скорости и некоторых других факторов она может изменяться приблизительно от 0,3 до 0,9 кДж/кг).

Более общий характер носят критерии, полученные из физических соображений и представленные в безразмерной форме. Очевидно, что эти критерии должны быть непосредственно связаны с основными причинами, вызывающими изменение режима теплоотдачи, а именно с существенным влиянием на теплообмен архимедовых сил и термического ускорения в условиях сильной переменности свойств теплоносителя вблизи псевдокритической температуры.

Как известно, критерием, выражающим влияние подъемных сил в процессе теплообмена, является число Грасгофа Gr . Его комбинация с критерием Рейнольдса Re согласно Холлу и Джексону [21] может быть использована для определения границы ухудшенной теплоотдачи. В качестве условий, при которых начинает проявляться этот эффект, предлагаются два варианта:

$$Gr/Re_{ж}^{2,7} > 1,2 \cdot 10^{-5}, \quad (1.20)$$

$$\overline{Gr}/Re_{ж}^{2,7} > 10^{-5}. \quad (1.21)$$

В условиях (1.20), (1.21) $Gr = (\rho_{ж} - \rho_c) d^3 g / (\rho_{ж} v_{ж}^2)$,

$$\overline{Gr} = (\rho_{ж} - \bar{\rho}) d^3 g / (\rho_{ж} v_{ж}^2), \quad \bar{\rho} = \int_{t_{ж}}^{t_c} \rho dt / (t_c - t_{ж}).$$

Заметим, что в приведенных выше формулах (1.7) и (1.8) роль и пределы существенного влияния естественной конвекции (архимедовых сил) в процессе теплообмена учитываются комплексом $k = (1 - \rho_c/\rho_{ж}) Gr Re^{-2}$, также включающим критерии Gr и Re , но в несколько другой форме. Ухудшению теплоотдачи соответствует

область $0,01 < k < 0,4$ (см. табл. 1.2). При более высоких значениях k в условиях смешанной (естественной и вынужденной) конвекции происходит улучшение теплоотдачи.

В качестве основного критерия, определяющего влияние на теплообмен сильного изменения плотности среды вблизи псевдокритической температуры, чаще всего рассматривается ранее уже упоминавшийся параметр ускорения

$$\pi_A = \frac{q}{\rho w c_{pж}} \beta_{ж}. \quad (1.22)$$

Так, например, этот критерий использован в известном выражении Холла и Джексона [21], устанавливающем начало существенного влияния термического ускорения в неизотермическом потоке,

$$\pi_A / \text{Re}_{ж}^{0,7} > 2,9 \cdot 10^{-6}. \quad (1.23)$$

Ченг и др. [33] предполагают, что ухудшение теплообмена из-за термического ускорения потока происходит, когда среднemasсовая температура теплоносителя становится близкой к псевдокритической температуре или несколько превышает ее. Поэтому для определения нижней границы ухудшенного теплообмена критерий ускорения π_A можно положить равным π_{Am} , откуда на основании принятой авторами [33] модели теплообмена можно получить связь между граничным значением плотности теплового потока и массовой скоростью в виде:

$$q_{гр} = 1,354 \cdot 10^{-3} (c_{pm} / \beta_m) \rho w. \quad (1.24)$$

Уравнение (1.24) хорошо согласуется с эмпирической зависимостью для воды $q_{гр} = 0,2 \rho w^{1,2}$, полученной Ямагатой и др. [51].

Используя в качестве координат критерий Холла – Джексона в форме (1.21) и параметр ускорения (1.22), авторы [52] на основании большого массива экспериментальных данных, полученных при подъемном движении воды в вертикальных круглых трубах ($d_r = 2,5 - 38,1$ мм; $p = 22,5 - 31,0$ МПа; $q = 0,08 - 3,52$ МВт/м²;

$\rho w = 200 - 3610 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$; $\text{Re} = 3900 - 2,37 \cdot 10^6$), построили карту режимов теплоотдачи, изображенную на рис. 1.6.

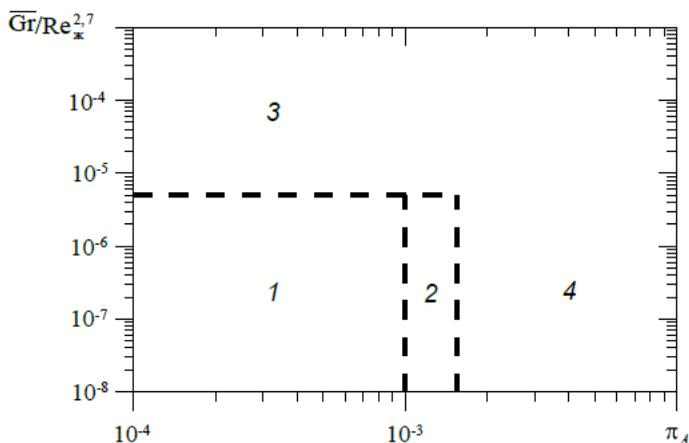


Рис. 1.6. Карта режимов теплоотдачи при движении в трубах воды сверхкритических параметров: 1 – режимы улучшенной теплоотдачи; 2 – переходная область; 3 – режимы с ухудшением теплоотдачи под влиянием архимедовых сил; 4 – режимы ухудшенной теплоотдачи с изолирующим “паровым” слоем с низкой теплопроводностью вблизи греющей стенки

При классификации режимов, рассмотренных при построении рис. 1.6, авторы сравнивали местные коэффициенты теплоотдачи во всех точках по длине трубы с коэффициентом теплоотдачи, рассчитанным по формуле Диттуса – Болтера (1.4) при параметрах теплоносителя на входе в трубу (во всех случаях $t_{\text{вх}}$ было меньше t_m , режим течения псевдожидкости предполагался полностью развитым). При этом если хотя бы в одной точке выполнялось неравенство $\alpha/\alpha_{\text{вх}} < 0,7$, теплоотдача считалась ухудшенной (области 3 и 4 на рис. 1.6).

Улучшенная теплоотдача при $\overline{\text{Gr}}/\text{Re}_{\text{ж}}^{2.7} < 5 \cdot 10^{-6}$ и относительно низких $\pi_A = 10^{-4} - 10^{-3}$ (область 1) типична для режимов с параметрами теплоносителя вблизи псевдокритической линии. При этих же значениях $\overline{\text{Gr}}/\text{Re}_{\text{ж}}^{2.7}$ по мере увеличения параметра π_A наблюдается постепенное падение коэффициента теплоотдачи и, ко-

гда температура стенки достигает значения в псевдокритической точке, наступает режим ухудшенной теплоотдачи (отсутствие четкой границы между областями 1 и 4 обуславливает наличие на карте режимов теплоотдачи переходной области 2). Напротив, когда архимедовы силы становятся настолько существенными, что могут вызвать возникновение плоского профиля скорости жидкости в трубе и соответственно привести к подавлению турбулентного переноса, при переходе от области 1 к области 3 теплоотдача сначала сразу ухудшается, а затем ее уровень может снова восстановиться. При этом в определенных сечениях по длине трубы появляются ясно выраженные пики температуры стенки.

Что касается реакторных установок с водой СКД, то режимы теплообмена в зоне 3 для них мало вероятны, так как значения параметра $\overline{\text{Gr}}_{\text{ж}} / \text{Re}_{\text{ж}}^{2,7}$ в этом случае значительно ниже $5 \cdot 10^{-6}$. Поэтому наибольшую опасность для работы реакторов представляет переход к режимам в зоне 4, если учесть высокие тепловые нагрузки на поверхности теплообмена, особенно в наиболее нагруженных (обычно центральных) сборках твэлов.

Для приближенной оценки начала влияния термического ускорения и архимедовых сил на теплоотдачу в обогреваемых трубах при $q = \text{const}$ в [5] рекомендуется применять методику, предложенную А.Ф. Поляковым. Такая оценка в данной методике проводится с использованием выражения

$$\frac{J \pm \text{Gr}}{\Phi} \geq 4 \cdot 10^{-4}, \quad (1.25)$$

где влияние термического ускорения характеризуется безразмерным параметром

$$J = 4 \frac{\text{Re}}{\text{Pr}} \left(\frac{qd}{\lambda_{\text{ж}}} \bar{\beta} \frac{\rho_{\text{ж}}}{\tilde{\rho}} \right)^2, \quad (1.26)$$

а влияние архимедовых сил числом Грасгофа в виде

$$\text{Gr} = \frac{g\bar{\beta}qd^4}{\lambda_{\text{ж}}\nu_{\text{ж}}^2}, \quad (1.27)$$

$$\Phi = \text{Re}^{2,8}\bar{\text{Pr}}. \quad (1.28)$$

В формуле (1.25) знак «+» относится к подъемному течению, знак «-» – к опускному. Величины, входящие в формулы (1.26) – (1.28), записываются в следующей форме:

$$\text{Re} = \frac{\rho wd}{\mu_{\text{ж}}}; \quad \bar{\text{Pr}} = \frac{\bar{c}_p \mu_{\text{ж}}}{\lambda_{\text{ж}}}; \quad \bar{\beta} = \frac{1}{\tilde{\rho}} \frac{\rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{с}}}{t_{\text{с}} - t_{\text{ж}}}; \quad \bar{c}_p = \frac{i_{\text{с}} - i_{\text{ж}}}{t_{\text{с}} - t_{\text{ж}}};$$

параметр $\tilde{\rho}$ определяется как плотность среды при температуре $t = (1/2)(t_{\text{с}} + t_{\text{ж}})$.

При сравнительно малом влиянии архимедовых сил термическое ускорение начинает оказывать существенное влияние на теплоотдачу при $J \geq 3 \cdot 10^{-3} \Phi$, если энтальпия жидкости на входе в трубу $i_{\text{вх}} < i_m$, и при $J > 4 \cdot 10^{-4} \Phi$, если $i_{\text{вх}} > i_m$. Теплоотдача при этом ухудшается при любом положении трубы в пространстве.

В случае течения в вертикальных обогреваемых трубах архимедовы силы начинают влиять на теплоотдачу при значениях $\text{Gr} > 4 \cdot 10^{-4} \Phi$. Если влияние термического ускорения не существенно, то режим с ухудшенной теплоотдачей возникает только при подъемном течении и отсутствует при опускном.

Как показывает анализ [22] результатов ряда работ, а также недавно проведенные исследования [53, 54], эффективный метод снижения температуры стенки в условиях ухудшенного теплообмена со средой сверхкритических параметров – использование турбулизаторов потока. Так в трубке с навитой проволокой в работе [53] получено увеличение коэффициента теплоотдачи почти в два раза. Аналогично в квадратном канале [54], внутри которого располагалась трубка с навитой на ее внешней поверхности спиралью из проволоки, теплоотдача в псевдокритической области заметно улучшалась. Показано также, что применение турбулизирующих устройств позволяет отодвинуть вниз по потоку начало ухудшения

теплоотдачи. Эти данные говорят о том, что в тепловыделяющих сборках ядерных реакторов, где всегда используются дистанционирующие решетки той или иной конструкции, создаваемое этими решетками дополнительное перемешивание и турбулизация потока будут играть положительную роль.

В работе [55] указаны три конструктивных способа интенсификации теплообмена в ТВС ВВЭР СКД: 1) повышение массовой скорости воды в ТВС путем организации двухзаходной схемы движения теплоносителя в активной зоне; 2) перемешивание теплоносителя в ТВС со специальными дистанционирующими решетками сотового типа и вытеснителями; 3) рециркуляция теплоносителя в активной зоне с помощью струйных насосов.

1.5. Рекомендации по расчету гидравлических сопротивлений

Составляющие полного перепада давления. Полный перепад давления при вынужденном движении теплоносителя внутри канала в общем случае складывается из четырех составляющих: падения давления вследствие трения $\Delta p_{\text{тр}}$, потерь давления на местных сопротивлениях $\Delta p_{\text{м}}$, изменения давления из-за ускорения (или замедления) потока $\Delta p_{\text{уск}}$ и гидростатического напора $\Delta p_{\text{гидр}}$

$$\Delta p = \Delta p_{\text{тр}} + \Delta p_{\text{м}} + \Delta p_{\text{уск}} \pm \Delta p_{\text{гидр}}. \quad (1.29)$$

Специфика расчета гидравлических сопротивлений в случае течения в каналах теплоносителей при сверхкритических давлениях связана с сильным изменением теплофизических свойств теплообменной среды вблизи критической точки. В этих условиях даже при небольших разностях температур изменение свойств по сечению потока может приводить к существенной деформации профиля скорости, изменению коэффициента трения, наложению естественной конвекции на вынужденное течение. Необходимость учета этих эффектов приводит к тому, что в формулы, которые обычно используются для изотермического течения, приходится вносить ряд поправок.

Сопротивление трения. Перепад давлений, связанный с трением в канале движущейся среды (сопротивление трения), принято рассчитывать как

$$\Delta p_{\text{тр}} = \xi \frac{l}{d_r} \frac{\rho w^2}{2}, \quad (1.30)$$

где ξ – коэффициент сопротивления трения; l , d_r – длина и гидравлический диаметр канала; ρ – плотность среды; w – средняя скорость.

Выбор формулы для расчета коэффициента сопротивления трения ξ при сверхкритических давлениях зависит от того, насколько велики разности температур и в какой области состояний находится рассматриваемая среда.

При небольших разностях температур в состояниях псевдожидкости или псевдогаза, когда свойства среды изменяются незначительно, величину ξ можно рассчитывать по обычным соотношениям. Например, при турбулентном течении теплоносителя в гладких трубах коэффициент сопротивления трения можно вычислять по формуле Филоненко

$$\xi_0 = (1,82 \lg \text{Re} - 1,64)^{-2}. \quad (1.31)$$

Для воды при сверхкритических давлениях (см. рис. 1.1, б) это фактически справедливо, если энтальпия потока не превышает 1500 кДж/кг (область III) или более 3000 кДж/кг (область IV).

В “межфазной” области ($i = 1500 - 3000$ кДж/кг) и при достаточно большой разнице температур стенки и жидкости в формулу (1.31) необходимо вносить поправки. В этом случае следует использовать расчетную зависимость в виде (1.15), где согласно [32] можно положить $n_p = 0,35$, а $n_\mu = 0,2 + 70/\text{Re}_{\text{ж}}^{2/3}$.

В настоящее время отсутствуют экспериментальные данные для коэффициентов сопротивления трения в пучках гладких стержней, омываемых водой сверхкритических параметров. Известна только одна работа [42], где определялся коэффициент гидравлического сопротивления для пучка из семи стержней с витыми ребрами. По-

лученные в этих экспериментах данные с погрешностью $\pm 20\%$ описываются формулой

$$\xi = \left[\frac{0,55}{\lg(\text{Re}_x/8)} \right] \left(\frac{\rho_c}{\rho_{жx}} \right)^{0,2} \left(\frac{\mu_{жx}}{\mu_{вжx}} \right)^{0,2} \left(\frac{\rho_{жx}}{\rho_{вжx}} \right)^{0,2}, \quad (1.32)$$

где x – продольная координата; индексы указывают на то, что свойства воды должны выбираться для данного сечения канала; $\text{Re} = wd_r/\nu$. В экспериментах исследован следующий диапазон параметров: $p = 24,5$ МПа; $t_{ж} = 90 - 570$ °С; $i_{ж} = 400 - 3400$ кДж/кг; $q < 4,7$ МВт/м²; $\rho_w = 500 - 4000$ кг/(м²·с); диаметр стержня с ребрами $d = 5,2$ мм; длина $l = 0,5$ м; высота ребер $0,6$ мм, толщина 1 мм; шаг закрутки 400 мм.

Для расчета коэффициентов сопротивления трения при течении в сборках цилиндрических твэлов и других некруглых каналах в [3] рекомендуется использовать соотношения, полученные для течения газов. Свойства теплоносителя выбираются при температуре стенки t_c .

Местные сопротивления. Потери давления на местных сопротивлениях (сужения, расширения, повороты потока; листанционные решетки и др.) учитываются в соответствии с формулой

$$\Delta p_M = \zeta \frac{\rho w^2}{2}, \quad (1.33)$$

где ζ – коэффициент местного сопротивления; ρ – плотность среды в рассматриваемом сечении; w – средняя скорость потока, к которой отнесен коэффициент местного сопротивления. Величина ζ зависит от типа местного сопротивления. Для наиболее часто встречающихся на практике случаев значения ζ можно найти в справочнике [3], более подробные сведения приводятся в [56, 57].

Перепад давления из-за ускорения (замедления) потока. Эта составляющая полного перепада давления связана с изменением плотности среды при ее нагреве (охлаждении). В канале постоянного сечения расчет $\Delta p_{\text{уск}}$ ведется по формуле

$$\Delta p_{\text{уск}} = w_2^2 \rho_2 - w_1^2 \rho_1, \quad (1.34)$$

где w_2 и w_1 – соответственно скорости на выходе из рассматриваемого участка и на входе в него; ρ_2 и ρ_1 – плотность потока соответственно на выходе и входе.

Гидростатический (нивелирный) напор. При восходящем движении теплоносителя возникают потери давления, связанные с подъемом массы на определенную высоту. Это гидравлическое сопротивление зависит от плотности среды и разности высот (геодезических) начала и конца рассматриваемого участка канала. Гидростатический напор определяется как

$$\Delta p_{\text{гидр}} = g\rho\Delta h, \quad (1.35)$$

где g – ускорение свободного падения; ρ – средняя плотность среды; $\Delta h = l \sin\gamma$; l – длина участка; γ – угол наклона канала.

В случае опускного течения гидростатический напор уже не будет гидравлическим сопротивлением, наоборот, он будет затрачиваться на преодоление других сопротивлений (соответственно в уравнение (1.29) $\Delta p_{\text{гидр}}$ входит со знаком “минус”).

Список литературы к главе 1

1. Новиков И.И., Воскресенский К.Д. Прикладная термодинамика и теплопередача. – 2-е изд. – М.: Атомиздат, 1977.
2. Александров А.А., Григорьев Б.А. Таблицы теплофизических свойств воды и водяного пара: Справочник. Рек. службой стандартных справочных данных. ГСССД Р-776-98. – 2-е изд., стереотип. – М.: Издательский дом МЭИ, 2006.
3. Справочник по теплогидравлическим расчетам в ядерной энергетике. Том 1. Теплогидравлические процессы в ЯЭУ / Под общей ред. П.Л. Кириллова / П.Л. Кириллов, В.П. Бобков, А.В. Жуков, Ю.С. Юрьев. – М.: ИздАт, 2010.
4. Теплообмен и сопротивление в трубах при сверхкритических давлениях теплоносителя / В.А. Курганов, Ю.А. Зейгарник, И.В. Маслакова, Ф.П. Иванов. Препринт ОИВТ РАН №2-507, 2011.
5. Теплообмен в ядерных энергетических установках: Учебное пособие для вузов. – 3-е изд., перераб. и доп. / Б.С. Петухов, Л.Г. Генин, С.А. Ковалев, С.Л. Соловьев. – М.: МЭИ, 2003.
6. Петухов Б.С. Теплообмен в однофазной среде при околокритических параметрах состояния // ВТ. 1968. Т. 6. Вып. 4. С. 732 – 745.

7. Bergles A.E. Review of instabilities in two-phase systems // Two-Phase Flows and Heat Transfer. Eds. S. Kakac, F. Mayinger. Vol. 1. Hemisphere, Washington, London, 1977. P. 383 – 422.
8. Ядигароглу Г. Неустойчивость двухфазного потока и распространение возмущений // Дж. Делайе, М. Гио, М. Ритмюллер. Теплообмен и гидродинамика двухфазных потоков в атомной и тепловой энергетике. Перевод с англ. под ред. П.Л. Кириллова. – М.: Энергоатомиздат, 1984. Глава 17. С. 271 – 307.
9. Yeylaghi S., Chatoorgoon V., Leung L. Assessment of non-dimensional parameters for static instability in supercritical down-flow channels // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 69.
10. Ambrosini W. On the analogies in the dynamic behaviour of heated channels with boiling and supercritical fluids // Nuclear Engineering and Design. 2007. Vol. 237. P. 1164 – 1174.
11. Ambrosini W., Sharabi M. Dimensionless parameters in stability analysis of heated channels with fluids at supercritical pressures // Nuclear Engineering and Design. 2008. Vol. 238. P. 1917 – 1929.
12. Preliminary stability analysis of supercritical water-cooled systems / P. Liu, A.X. Yanhua, Y. Yang, X. Cheng // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 8.
13. Ambrosini W. Continuing assessment of system and CFD codes for heat transfer and stability in supercritical fluids // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 83.
14. Heckman K., Novog D.R. Preliminary stability maps created using CATHENA for heated channels with supercritical fluids // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 64.
15. Modelling of flow instabilities under supercritical conditions / K.H. Leung, S.E. Langton, D.W. Hummel, D.R. Novog // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 77.
16. Ambrosini W., Bilbao y León S., Yamada K. Results of the IAEA benchmark exercise on flow stability in heated channels with supercritical fluids // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 115.
17. Хабенский В.Б., Кветный М.А. Упрощенные зависимости для оценки границы колебательной теплогидравлической неустойчивости двухфазного потока // Теплоэнергетика. 1988. № 4. С. 39 – 43.
18. Saha P., Zuber N. An analytical study of the thermally induced two-phase flow instabilities including the effect of thermal non-equilibrium // International Journal of Heat and Mass Transfer. 1978. Vol. 21. P. 415 – 426.
19. Нерешенные проблемы тепло- и массообмена водоохлаждаемых реакторных установок со сверхкритическими параметрами теплоносителя / В.Н. Блинов,

- Б.А. Габараев, О.И. Мелихов, С.Л. Соловьев. Препринт НИКИЭТ. ЕТ-08/76. – М.: ФГУП НИКИЭТ, 2008.
20. Ягов П.В., Чуркин А.Н., Мохов В.А. Программа ТЕМПА-СК и первый опыт ее применения // Отраслевой семинар «Реакторы на сверхкритических параметрах воды». Обнинск, 6 – 7 сентября 2007. С. 151 – 160.
 21. Холл У., Джексон Дж. Теплообмен вблизи критической точки // Теплообмен. Достижения, проблемы, перспективы. Избранные труды 6-й Международной конференции по теплообмену. – М.: «Мир», 1981. С. 106 – 144.
 22. Piroo I.L., Duffey R.B. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. ASME Press, New York, NY, USA, 2007.
 23. Мак-Адамс В.Х. Теплопередача / Пер. с англ. под ред. Л.С. Эйгенсона и К.Д. Воскресенского. – М.: Metallurgizdat, 1961.
 24. Bishop A.A., Sandberg R.G., Tong L.S. Forced convection heat transfer to water at near-critical temperatures and supercritical pressures. Report WCAP-2056. Part IV. Westinghouse Electric Corporation, Atomic Power Division, Pittsburgh, Pennsylvania, USA. November 1964.
 25. Грабежная В.А., Кириллов П.Л. О расчетах теплообмена в трубах и пучках стержней при течении воды сверхкритического давления // Труды V Минского международного форума по тепло-массообмену. Секция № 5 “Тепломассообмен в двухфазных (парожидкостных) системах”. Минск, ГНУ «ИТМО им. А.В. Лыкова» НАН Беларуси, 2004. № 5-16.
 26. Свенсон, Карвер, Кэкарала. Теплоотдача к воде за критических параметров в гладких трубах // Теплопередача. 1965. № 4. С. 58 – 67.
 27. Краснощеков Е.А., Протопопов В.С. Экспериментальное исследование теплообмена двуокиси углерода в сверхкритической области при больших температурных напорах // ТВТ. 1966. Т. 4. Вып. 3. С. 389 – 398.
 28. Протопопов В.С. Обобщающие зависимости для местных коэффициентов теплоотдачи при турбулентном течении воды и двуокиси углерода сверхкритического давления в равномерно обогреваемых круглых трубах // ТВТ. 1977. Т. 15. Вып. 4. С. 815 – 821.
 29. Петухов Б.С., Кириллов В.В. К вопросу о теплообмене при турбулентном течении жидкости в трубах // Теплоэнергетика. 1958. № 4. С. 63 – 68.
 30. Jackson J.D. Fluid flow and heat transfer at supercritical pressure // The 14th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-14). Toronto, Ontario, Canada, September 25 – 29, 2001. Paper 574.
 31. Петухов Б.С., Курганов В.А., Анкудинов В.Б. Теплообмен и гидравлическое сопротивление в трубах при турбулентном течении жидкости околокритических параметров состояния // ТВТ. 1983. Т. 21. Вып. 1. С. 92 – 100.
 32. Kurganov V.A., Zeigarnik Yu.A., Maslakova I.V. Heat transfer and hydraulic resistance of supercritical pressure coolants. Part III: Generalized description of SCP fluids normal heat transfer, empirical calculating correlations, integral method of theoretical calculations. International Journal of Heat and Mass Transfer. 2013. Vol. 67. P. 535 – 547.
 33. Cheng X., Yang Y.H., Huang S.F. A simplified method for heat transfer prediction of supercritical fluids in circular tubes // Annals of Nuclear Energy. 2009. Vol. 36. P. 1120 – 1128.

34. Development of supercritical water heat-transfer correlation for vertical bare tubes / S. Mokry, I. Pioro, A. Farah et al. // Nuclear Engineering and Design. 2011. Vol. 241. P. 1126 – 1136.
35. Исследование теплообмена при сверхкритических давлениях воды в трубах и пучках стержней / П.Л. Кириллов, Р.С. Пометько, А.М. Смирнов, В.А. Грабежная. Препринт ФЭИ-3051. Обнинск, 2005.
36. Updated heat-transfer correlations for supercritical water-cooled reactor applications / S. Mokry, A. Farah, K. King, I. Pioro // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 92.
37. Assessment of supercritical heat transfer prediction methods // H. Zahlan, D.C. Groeneveld, S. Tavoularis et al. // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 8.
38. Experimental research on heat transfer of supercritical water upflowing in vertical tube / Li Yongliang, Huang Zhigang, Zeng Xiaokang et al. // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, 13 – 16 March 2011. Paper 21.
39. Research and development of supercritical water-cooled reactor in CGNPC / Hongbo Li, Jue Yang, Xian-gang Fu et al. // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13078.
40. Учет переменной теплофизических свойств теплоносителя в уравнении теплоотдачи к вынужденному потоку воды сверхкритического давления / В.И. Деев, В.С. Харитонов, А.Н. Чуркин, В.В. Архипов // Вестник НИЯУ МИФИ. 2014. Т. 3. № 3. С. 353 – 361.
41. Churkin A.N., Deev V.I., Kharitonov V.S. A new correlation of a heat transfer coefficient in supercritical water // The 7th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-7). Helsinki, Finland, March 15 – 18, 2015. Paper 2020.
42. Дядякин Б.В., Попов А.С. Теплоотдача и гидравлическое сопротивление тесного семистержневого пучка, охлаждаемого потоком воды при закритических параметрах состояния // Труды ВТИ. 1977. Вып. 11. С. 244 – 253.
43. Heat transfer research on supercritical water flow in 2×2 bundles / Hong-bo Li, Meng Zhao, Han-yang Gu et al. // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13055.
44. Experimental study on heat transfer to supercritical water flowing through circle tubes and 2×2 rod bundles / Meng Zhao, Hongbo Li, Jue Yang et al. // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13107.
45. Look-up table establishment of supercritical water heat transfer in vertical upward flow and tube size effect investigation / X. Liu, B. Kuang, C. Ni, X. Cheng // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 42.

46. Watts M.J., Chou C.T. Mixed convection heat transfer to supercritical pressure water // Proceedings of the 7th International Heat Transfer Conference, München, Germany, 1982. Vol. 3. P. 495 – 500.
47. Jackson J.D. Validation of an extended heat transfer equation for fluids at supercritical pressure // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 24.
48. Jackson J.D. A model of developing mixed convection heat transfer in vertical tubes to fluids at supercritical pressure // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 104.
49. Bae Y.Y., Hong S.D., Kim Y.W. Assessment of mixed convection heat transfer correlations at supercritical pressures // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 106.
50. Anglart H. Heat transfer deterioration in application to HPLWR – Mechanisms identification and ranking table // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 18.
51. Forced convective heat transfer to supercritical water flowing in tubes / Yamagata K., Nishikawa K., Hasegawa S. et al. // International Journal of Heat and Mass Transfer. 1972. Vol. 15. P. 2575 – 2593.
52. Palko D., Anglart H. Investigation of the onset of heat transfer deterioration to supercritical water // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 19.
53. Bae Y.Y., Kim H.Y., Yoo T.H. Heat transfer experiments in a wire-inserted tube at supercritical conditions // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 27.
54. Flow and heat transfer of a heated rod with a wrapped wire inside a channel / Laurien E., Wang H., Zhu Y., Li H. // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 29.
55. Интенсификация теплообмена в ТВС ВВЭР-СКД / В.Я. Беркович, В.М. Махин, М.П. Никитенко и др. // ВАНТ. Серия «Обеспечение безопасности АЭС». Вып. 32 Реакторные установки. Подольск, ОАО ОКБ «ГИДРОПРЕСС», 2012. С. 112 – 120.
56. Гидравлический расчет котельных агрегатов: (Нормативный метод) / О.М. Балдина, В.А. Локшин, Д.Ф. Петерсон и др.; Под ред. В.А. Локшина и др. – М.: Энергия, 1978.
57. Идельчик И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям / Под ред. М.О. Штейнберга. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1992.

НАПРАВЛЕНИЯ РАЗРАБОТКИ РЕАКТОРОВ С ВОДОЙ СВЕРХКРИТИЧЕСКОГО ДАВЛЕНИЯ

2.1. Концептуальные проекты отечественных и зарубежных реакторных установок

Первые концепции, в которых вода сверхкритического давления рассматривалась как теплоноситель ядерных реакторов, относятся к 50-60 гг. прошлого века [1, 2]. Однако несмотря на то, что уже в тот период были выявлены преимущества реакторов СКД по сравнению с обычными ВВЭР (PWR), прошло около 40-50 лет, прежде чем такие концепции начали активно развиваться. В 2002 г. Международный форум “Генерация-IV”⁵ принял программу, в которой реакторы ВВЭР СКД (за рубежом SCWR, HPLWR) получили признание как один из 6-ти наиболее перспективных типов ЯЭУ 4-го поколения.

В настоящее время в ряде стран мира с развитой индустрией при поддержке национальных правительств и промышленных компаний разрабатывается несколько проектов реакторных установок с водой сверхкритического давления. Часть этих работ координируется МАГАТЭ и Международным Форумом GIF. Конечной целью проектов является улучшение экономических показателей энергоблоков с водоохлаждаемыми реакторами за счет снижения капитальных затрат на их строительство и повышения коэффициента полезного действия. Непременным условием при этом является обеспечение самозащищенности установок с целью повышения их безопасности. В основу концепций инновационных ВВЭР СКД положено стремление максимально использовать успехи, достигнутые в области создания современных ЯЭУ с водным теплоносителем, а также имеющийся опыт строительства котлов с паром сверхкритических параметров, работающих на органическом топливе.

Разрабатываемые концепции реакторных установок с водой СКД различаются типом и конструкцией реактора, компоновкой и составом активной зоны, энергетическим спектром нейтронов, ор-

⁵ The Generation Four International Forum (GIF).

ганизацией охлаждения ТВС, параметрами паровых циклов, а также тепловыми схемами преобразования энергии (табл. 2.1).

Очевидно, что выбор типа реактора для новой разработки во многом был обусловлен традиционными направлениями в реакторостроении, которые сложились в той или иной стране, а также был непосредственно связан с опытом проектирующих организаций. Так, например, в Канаде уже давно построены и эксплуатируются ядерные реакторы канального типа CANDU с тяжеловодным замедлителем нейтронов, в качестве теплоносителя в них используется обычная (легкая) вода. В России имеется большой опыт строительства и эксплуатации как канальных водографитовых (реакторы БАЭС, РБМК), так и корпусных водоохлаждаемых реакторов (ВК-50, ВВЭР разной мощности). Что касается других стран (страны Европейского Союза, США, Япония, Китай, Корея), то в них в настоящее время наиболее распространены корпусные реакторы на тепловых нейтронах с водой докритического давления типа PWR или BWR.

Анализ нейтронно-физических характеристик реакторов с водой СКД показывает, что могут быть созданы два типа активных зон таких установок: 1) с тепловым спектром нейтронов; 2) с быстрым спектром. В случае тепловых реакторов СКД необходим специальный замедлитель нейтронов, так как плотность теплоносителя (воды) при нагреве в активной зоне сильно изменяется (падает) в окрестности псевдокритической температуры. В разных вариантах тепловых реакторов корпусного типа этот вопрос решается путем размещения в активной зоне так называемых “водяных элементов”, в которых плотность легкой воды слабо меняется, или твердого замедлителя (гидрид циркония). В канальных реакторах в качестве замедлителя используется тяжелая вода или графит.

В разрабатываемых проектах реакторов СКД основным вариантом является одноконтурная (прямоточная) схема ЯЭУ с подачей пара закритических параметров из реактора непосредственно на турбину. Давление теплоносителя в реакторах равно 24 – 25 МПа, температура воды на входе в реактор 250 – 290 °С, на выходе 500 – 540 °С, исключение составляет SCW CANDU, где $t_{\text{вх}} = 350$ °С, $t_{\text{вых}} = 625$ °С. Высокие параметры рабочего тела в установках мощностью 300 – 1700 МВт обеспечивают КПД на уровне 42 – 45 %.

Основные характеристики отечественных и зарубежных энергоблоков с водоохлаждаемыми реакторами СЖД

Корпусные реакторы									
Страна Наименование ЯЭУ	Спектр нейтронов Замедлитель	Год Ссылка	Мощность эл./теп., МВт	КПД, %	Давление, МПа	Температура воды, $t_{\text{вх.}}/t_{\text{вых.}}$, °С	Расход воды, кг/с	Примечание	
США SCWR-US	Тепловой H ₂ O	2003 [1, 6]	1600/3575	44,8	25	280/500	1843		
Япония SCLWR-H	Тепловой H ₂ O	2001 [7] 2005 [8]	1570/3586 1200/2740	44,0 43,8	25	280/508 280/500	1816 1420		
Япония SCFR-H	Быстрый	2001 [1, 7]	1728/3893	–	25	–	1694		
Япония Super FR	Быстрый	2013 [9]	1000/2325	–	25	280/500,8 280/512,2	1199,7 1174,5		
Европейский Союз, HPLWR	Тепловой H ₂ O	2003 [10 – 12]	1000/2300	43,5	25	280/500	1179	Трехходовая АЗ	
Россия ВВЭР СЖД	Тепловой H ₂ O	2007 [13]	–/3000	–	24	290/540	–		
Россия ВВЭР СЖД	Быстро резонансный	2005–2011 [14 – 16]	300–1700/ до 3830	42–45	25	270–290/ 530–540	–	Одно- или двухходовая АЗ	
Китай SCWR	Тепловой H ₂ O	2013 [17]	1000/2283	43,8	25	280/500	1177		
Китай CSR 1000	Тепловой H ₂ O	2013 [18, 19]	1000/2300 1200/2700	43,5 44,4	25	280/500	1190 1342	Двухходовая АЗ	
Корея SCWR	Тепловой ZrH ₂	2004 [1]	1700/3846	44	25	280/508	1862		

Страна Наименование ЯЭУ	Спектр нейтронов Замедлитель	Год Ссылка	Мощность эл./теп., МВт	КПД, %	Давление, МПа	Температура воды, $t_{вх}/t_{вых}$, °С	Расход воды, кг/с	Примечание
Канальные реакторы								
Канада SCW CANDU	Тепловой D ₂ O	2005 [1, 3]	1140/2540	45	25	350/625	1320	
Россия ВГЭС	Тепловой Графит	2007 [4]	850/1890 1700/3780	45,5	24	250/540	838 1676	
Россия БКЭР-300	Быстрый	2010 [5]	300/-	44,4	24	270/540	311	

При выбранном в проектах сверхкритическом давлении в указанных диапазонах изменения температур происходит значительное повышение энтальпии воды в реакторе. Это позволяет при заданной тепловой мощности существенно снизить расход теплоносителя через активную зону. В рассматриваемых здесь случаях в зависимости от тепловой мощности реактора он составляет 300 – 1800 кг/с, что в несколько раз меньше при сопоставимой мощности, чем в реакторах ВВЭР с водой докритического давления (например, в 8 – 10 раз по сравнению с ВВЭР-1000). Соответственно снижаются перепад давления в реакторе и затраты мощности на прокачку теплоносителя. Однако уменьшение расхода при фиксированном проходном сечении для воды неизбежно ведет к снижению ее скорости, а, следовательно, к падению коэффициента теплоотдачи и повышению температуры оболочек тепловыделяющих элементов. Чтобы избежать этого, в ряде проектов рассматриваются активные зоны с многоходовой (двух- или даже трехходовой) схемой движения теплоносителя.

2.2. Паровые циклы и тепловые схемы ЯЭУ с реакторами ВВЭР СКД

Параметры рабочего тела (давление и температура) в циклах преобразования теплоты в механическую энергию, намеченные в проектах ВВЭР СКД (см. табл. 2.1), приближаются к закритическим параметрам, которые приняты на тепловых электростанциях с современными котлоагрегатами, работающими на органическом топливе. Поэтому вполне естественным является стремление использовать при построении паровых циклов и тепловых схем ЯЭУ СКД те основные принципы, которые уже заложены и оправдали себя в обычной теплоэнергетике. Тем более, что при этом ожидается существенный экономический эффект за счет возможности применения в технологических схемах ЯЭУ имеющегося стандартного энергооборудования, рассчитанного на сверхкритические параметры пара.

Основной схемой энергоустановки с реактором ВВЭР СКД является одноконтурная прямоточная схема. Главными процессами теплосилового цикла в ней являются (рис. 2.1):

- 1) получение пара спецификационных (номинальных) параметров в реакторе 1;
- 2) расширение пара в турбине 2 с совершением механической работы;
- 3) конденсация влажного пара в конденсаторе 3;
- 4) подача конденсата в бак 5 конденсатным насосом 4 и, наконец, возвращение рабочего тела из этого бака в реактор питательным насосом 6.

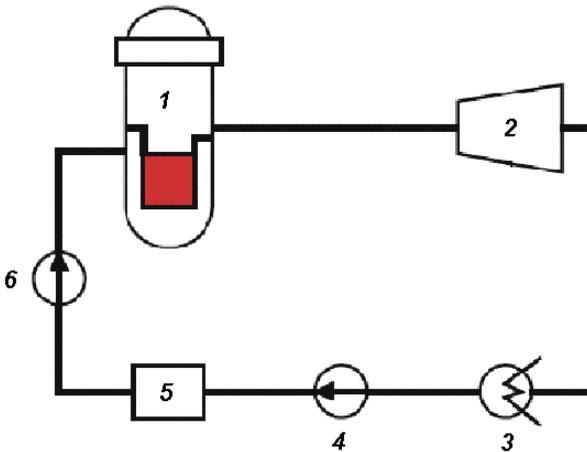


Рис. 2.1. Принципиальная схема одноконтурной прямоточной энергоустановки с реактором ВВЭР СКД: 1 – реактор; 2 – турбина; 3 – конденсатор; 4 – конденсатный насос; 5 – водяной бак; 6 – питательный насос

Освоенные промышленностью турбины на закритические параметры пара обычно имеют три цилиндра: высокого (ЦВД), среднего (ЦСД) и низкого (ЦНД) давлений. Для повышения КПД таких турбоустановок их тепловые схемы, как правило, включают развитую систему регенеративного подогрева воды. Эта система состоит из ряда поверхностных и смешивающих подогревателей, которые располагаются на конденсатном и питательном трактах контура рабочего тела. Кроме того, чтобы не допустить повышенной влажности пара в конечных ступенях турбины, в схемах применяются промежуточные пароперегреватели между цилиндрами.

Типичным для корпусных ВВЭР СКД примером является одноконтурная тепловая схема, разработанная для АЭС с HPLWR [12, 20 – 22]. В этой схеме (рис. 2.2) используется цикл с однократным перегревом пара теплоносителем реакторной установки с параметрами на выходе из реактора. В состав паротурбинной части установки входят одновальная паровая турбина с тремя рабочими цилиндрами, промежуточный пароперегреватель, расположенный между цилиндрами высокого и среднего давления, конденсатор, семь регенеративных подогревателей воды поверхностного типа, деаэратор, конденсатный и питательный насосы, система трубопроводов с необходимым оборудованием и арматурой. Об изменении состояния рабочего тела (воды) в цикле можно судить по параметрам, указанным на рис. 2.2 и на соответствующей этому циклу $t-s$ диаграмме (рис. 2.3). Из последней видно, что относительная влажность пара в конечных ступенях турбины достигает 15 %. Расчетное значение коэффициента полезного действия для рассмотренной тепловой схемы паротурбинной установки с реактором HPLWR составляет 43,5 %.

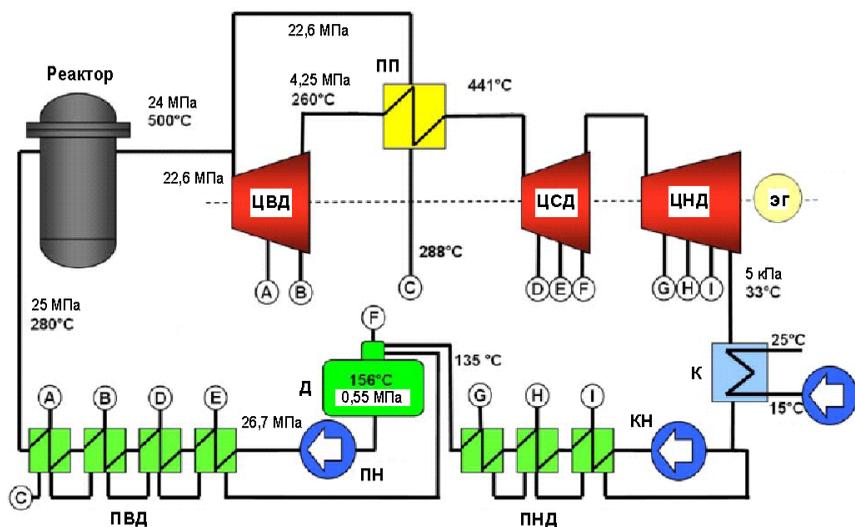


Рис. 2.2. Одноконтурная тепловая схема АЭС с реактором HPLWR

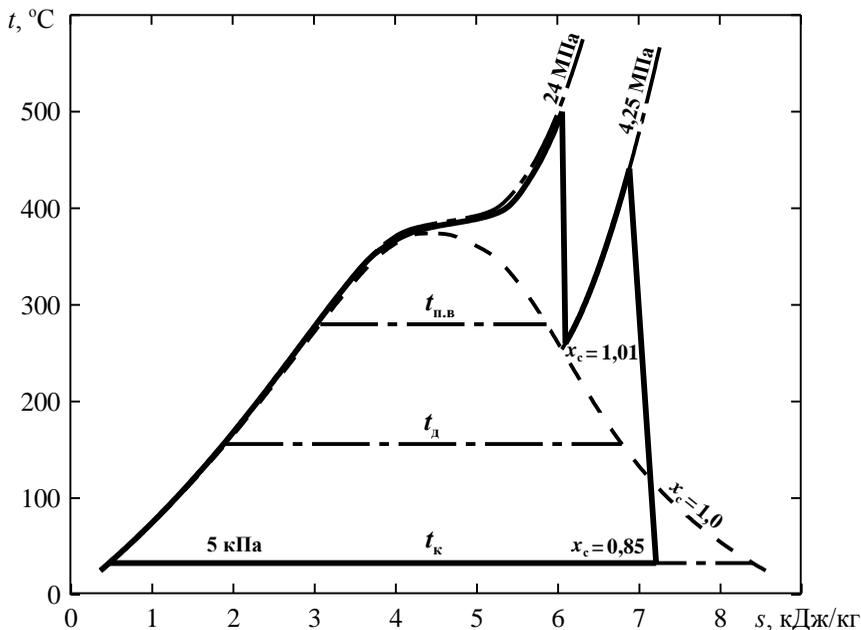


Рис. 2.3. Диаграмма $t-s$ парового цикла реакторной установки HPLWR

В российском проекте [16] одноконтурной установки с реактором ВВЭР СКД мощностью 1600 МВт (эл.) предусматривается использование двух освоенных промышленностью турбин на сверхкритические параметры пара типа К-800-240-5. Тепловая схема установки показана на рис. 2.4. Особенностью этой схемы по сравнению со схемой HPLWR является то, что промежуточный перегрев рабочего пара здесь производится в пароперегревателе, который расположен между цилиндрами среднего и низкого давления турбины, т.е. при значительно меньшем, чем у HPLWR, давлении. На выходе из ЦСД пар имеет повышенную влажность, поэтому прежде, чем перегреть пар, требуется его осушка, что и осуществляется в предвключенном сепараторе влаги. Пароперегреватель состоит из двух секций. Первая секция обогревается паром, который поступает из трубопровода, соединяющего ЦВД и ЦСД турбины, вторая – частью теплоносителя, выходящего непосредственно из реактора. Температура питательной воды на входе в ядерный реактор

(280 °С) достигается в результате регенеративного подогрева ее в четырех подогревателях низкого давления (ПНД), деаэраторе и трех подогревателях высокого давления (ПВД) паром из отборов турбины, а также потоками дренажа из сепаратора и пароперегревателя.

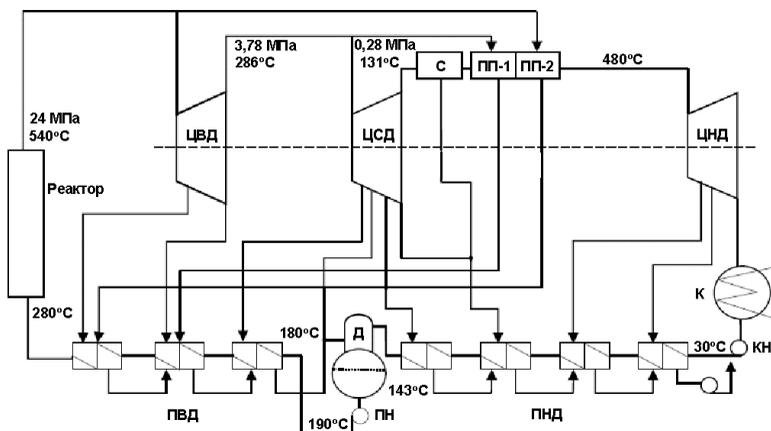


Рис. 2.4. Тепловая схема реакторной установки ВВЭР СКД мощностью 1600 МВт

Тепловые схемы ЯЭУ с канальными реакторами СКД в паротурбинной части принципиально не отличаются от схем корпусных реакторов. Вместе с тем в случае канальных реакторов открывается возможность повышения температуры пара, частично отработавшего в турбине, путем его перегрева непосредственно в каналах ядерного реактора.

Одна из тепловых схем ЯЭУ с “ядерным” промежуточным перегревом пара (рис. 2.5) рассмотрена в докладе [23] применительно к установке SCW CANDU. В паровом цикле используется двухвальная турбина. На одном валу турбины находятся однопоточный ЦВД, двухпоточный ЦСД и электрогенератор, скорость вращения этого вала 3600 об/мин, другой вал объединяет два двухпоточных ЦНД с собственным электрогенератором, вращающимся со скоростью 1800 об/мин.

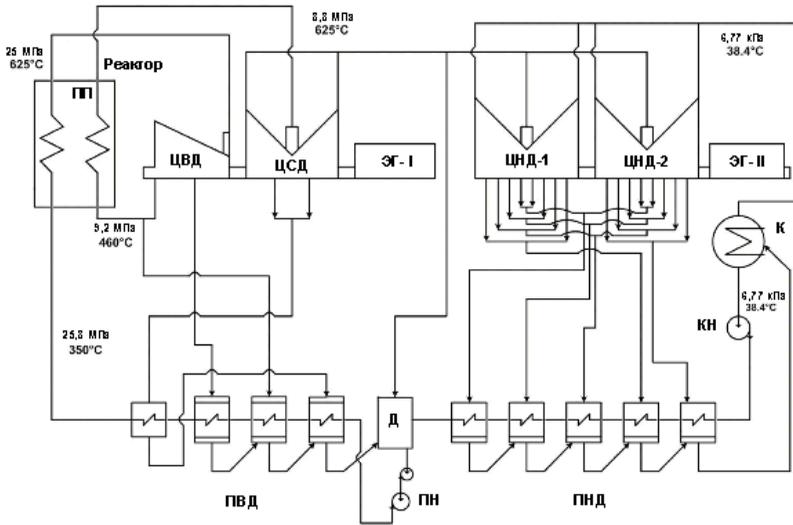


Рис. 2.5. Тепловая схема ЯЭУ с “ядерным” промежуточным перегревом пара (SCW CANDU)

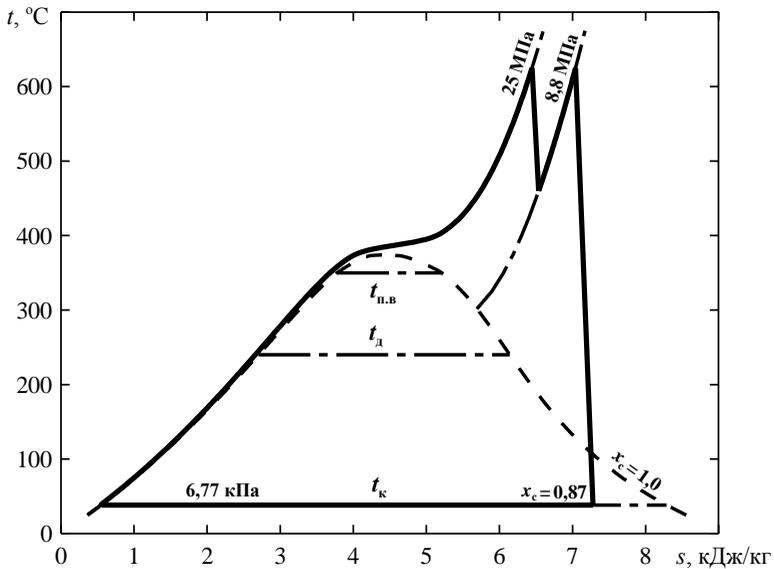


Рис. 2.6. Диаграмма t - s цикла с “ядерным” промежуточным перегревом пара

Перегретый пар с номинальными параметрами 25 МПа и 625 °С поступает из реактора в ЦВД турбины, совершает в ней работу и после этого снова направляется при сниженной до 460 °С температуре в реактор, а именно в его периферийные каналы. После достижения прежнего перегрева (625 °С) пар поступает в ЦСД, а затем в два ЦНД, где расширяется и совершает дальнейшую работу. Регенеративный подогрев питательной воды реактора до температуры 350 °С осуществляется в пяти ПНД, деаэраторе и четырех ПВД. Диаграмма $t-s$ рассмотренного парового цикла представлена на рис. 2.6. По оценкам [23] термический КПД данного цикла достаточно высок и приблизительно равен 51 %. Однако при этом следует иметь в виду, что использование в цикле ЯЭУ промежуточного “ядерного” перегрева пара приведет к существенному усложнению конструкции активной зоны реактора

2.3. Конструкции реакторов, тепловыделяющие сборки и схемы охлаждения активной зоны

Корпусные реакторы. Важнейшим элементом конструкции реакторов данного типа является массивный цилиндрический корпус достаточно большого диаметра. Внутри него расположены собственно активная зона с топливными сборками, а также ряд опорных и других внутрикорпусных устройств, обеспечивающих нормальное функционирование реакторной установки. Цилиндрическая обечайка корпуса, эллиптические (или полусферические) днище и крышка изготавливаются из высокопрочной радиационно-стойкой стали и имеют значительную толщину стенок. Состав и конструкции активных зон корпусных ВВЭР СКД могут быть сформированы в двух вариантах: один из них для работы реактора на тепловых нейтронах, другой – на быстрых или быстро резонансных нейтронах. Система каналов охлаждения активных зон таких реакторов может иметь несколько (от одного до трех) заходов для основного потока теплоносителя.

На рис. 2.7 схематически изображена типичная конструкция прямоточного корпусного реактора SCWR на тепловых нейтронах с однозаходной схемой движения теплоносителя [6].

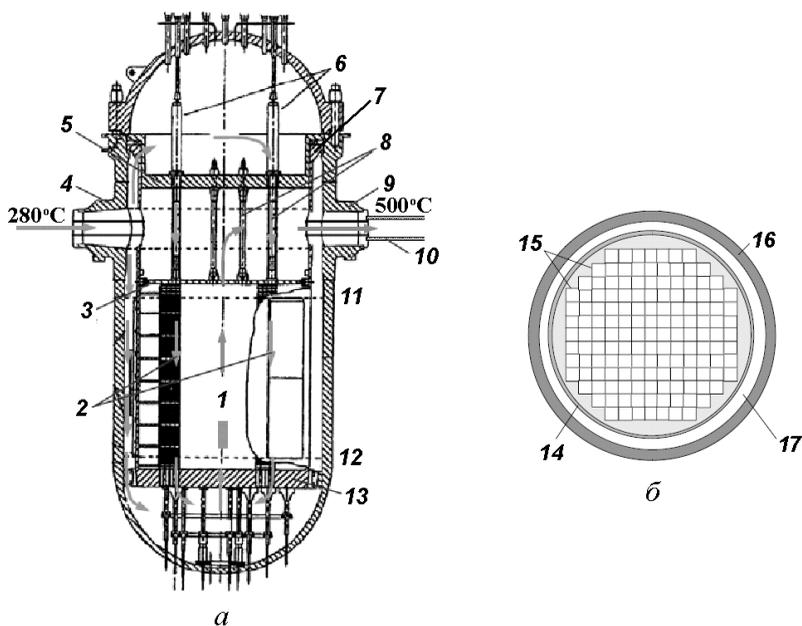


Рис. 2.7. Проект корпусного реактора SCWR мощностью 1600 МВт (эл.) с тепловым спектром нейтронов и однозаходной схемой движения теплоносителя [6] (*а* – продольный разрез корпуса реактора, *б* – поперечное сечение): 1 – активная зона; 2 – водяные элементы; 3 – верхняя опорная плита активной зоны; 4 – холодный патрубок; 5 – верхняя опорная направляющая плита; 6 – направляющие трубы регулирующих стержней; 7 – опорное кольцо корзины активной зоны; 8 – трубы каландра; 9 – горячий патрубок; 10 – паропровод; 11 – верхняя граница активной части топлива; 12 – нижняя граница активной части топлива; 13 – нижняя плита активной зоны; 14 – корзина активной зоны; 15 – топливные сборки; 16 – обечайка корпуса реактора; 17 – опускной канал

Питательная вода при давлении 25 МПа и температуре 280 °С поступает в два входных патрубка 4 реактора и затем разделяется на два потока. Небольшая часть общего расхода холодной воды (около 10 %) опускается по кольцевому зазору 17 между обечайкой корпуса реактора 16 и корзиной активной зоны 14, поддерживая тем самым стенки корпуса при температуре, близкой к 280 °С. Основная часть потока (90 % общего расхода воды) поднимается в верхнюю камеру реактора и из нее направляется вниз по трубам каландра 8 в водяные элементы 2. Вследствие незначительного на-

грева в этих элементах вода остается плотной и поэтому может использоваться как эффективный замедлитель нейтронов. В нижней камере реактора потоки воды из кольцевого зазора и водяных элементов смешиваются и затем поступают в активную зону 1. Поднимаясь вверх по каналам сборок 15 с тепловыделяющими элементами, потоки воды нагреваются до 500 °С и на выходе из ТВС собираются в промежуточной смесительной камере. Из нее рабочая среда в виде перегретого пара сверхкритических параметров через два выходных патрубка 9 направляется в паропроводы 10.

Каждая топливная сборка реактора (рис. 2.8) представляет собой кассету с квадратным кожухом, внутри которого расположены цилиндрические тепловыделяющие элементы 1 из низкообогащенного диоксида урана и водяные “стержни” 2 квадратного поперечного сечения. В центре кассеты имеется специальный канал 3 для помещения в нем измерительных приборов. Для регулирования цепной реакции деления используются стержни 4 из поглощающих материалов.

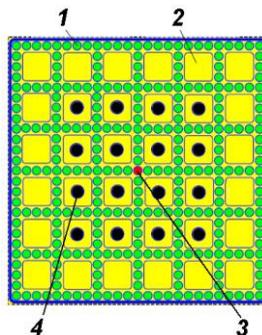


Рис. 2.8. Топливная сборка с водяными элементами реактора SCWR: 1 – топливный стержень; 2 – водяной элемент; 3 – измерительный канал; 4 – регулирующий стержень

Основные технические характеристики корпуса и активной зоны рассмотренного типа реактора приведены в табл. 2.2.

Т а б л и ц а 2.2

Основные технические характеристики корпуса и активной зоны SCWR [6]

Характеристика	Значение
Корпус реактора	
Высота, м	12,40
Количество холодных/горячих патрубков	2/2
Внутренний диаметр обечайки, м	5,322
Толщина обечайки, м	0,46
Внутренний диаметр днища, м	5,35
Толщина днища, м	0,305
Вес корпуса, т	780

Продолжение табл. 2.2

Характеристика	Значение
Активная зона	
Количество топливных сборок	145
Эквивалентный диаметр, м	3,93
Внутренний/наружный диаметр корзины активной зоны, м	4,3/4,4
Средняя плотность энерговыделения, кВт/л	69,4
Средняя линейная мощность, кВт/м	19,2
Максимальная линейная мощность, кВт/м	39
Перепад давления на активной зоне, МПа	0,15
Расход воды в водяных элементах, кг/с	1659
Топливная сборка	
Топливная решетка	Квадратная 25×25
Количество твэлов в сборке	300
Количество водяных элементов в сборке	36
Сторона водяного элемента, мм	33,6
Толщина стенки водяного элемента, мм	0,4
Количество измерительных каналов в сборке	1
Количество регулирующих стержней в сборке	16
Материал стержней аварийной защиты	B ₄ C
Материал регулирующих стержней	Ag-In-Cd
Количество дистанционирующих решеток	14
Толщина чехла сборки, мм	3
Сторона сборки, мм	286
Зазор между сборками, мм	2
Шаг расположения сборок, мм	288
Твэл	
Наружный диаметр топливного стержня, мм	10,2
Толщина оболочки, мм	0,63
Расстояние между центрами твэлов, мм	11,2
Наружный диаметр топливной таблетки, мм	8,78
Топливная композиция	UO ₂
Обогащение топлива	5 % вес. в среднем
Заданная средняя глубина выгорания при перегрузке, МВт-сут/т	45000
Выгорающий поглотитель	Gd ₂ O ₃
Нагреваемая длина, м	4,27
Высота сборника газообразных продуктов деления, м	0,6
Общая высота топливного столба, м	4,87
Давление в газовом зазоре при комнатной температуре, МПа	6,0

В проекте корпусного реактора HPLWR [10, 11, 24], также с водяными элементами и тепловым спектром нейтронов, предусматривается трехходовая схема движения потока теплоносителя в активной зоне.

Активная зона реактора состоит из 156 топливных кластеров, каждый из которых объединяет 9 сборок с цилиндрическими тепловыделяющими элементами и квадратными каналами для замедляющей нейтроны воды. Внешний вид топливного кластера показан на рис. 2.9 [11], а его поперечное сечение с органами регулирования цепной ядерной реакции на рис. 2.10 [24].

Рис. 2.9. Топливный кластер реактора HPLWR с 9-ю сборками твэлов и водяных элементов: 1 – дистанционирующие устройства; 2 – нижний концевик с диффузором и поршневыми кольцами; 3 – нижняя пластина; 4 – опорная пластина; 5 – верхняя головка с диффузором, стопорным и уплотняющим кольцами; 6 – окно; 7 – уплотняющее кольцо; 8 – втулка; 9 – пружина; 10 – регулирующий стержень; 11 – входная камера для замедлителя; 12 – вход/выход теплоносителя; 13 – выходная камера для замедлителя; 14 – вход/выход теплоносителя

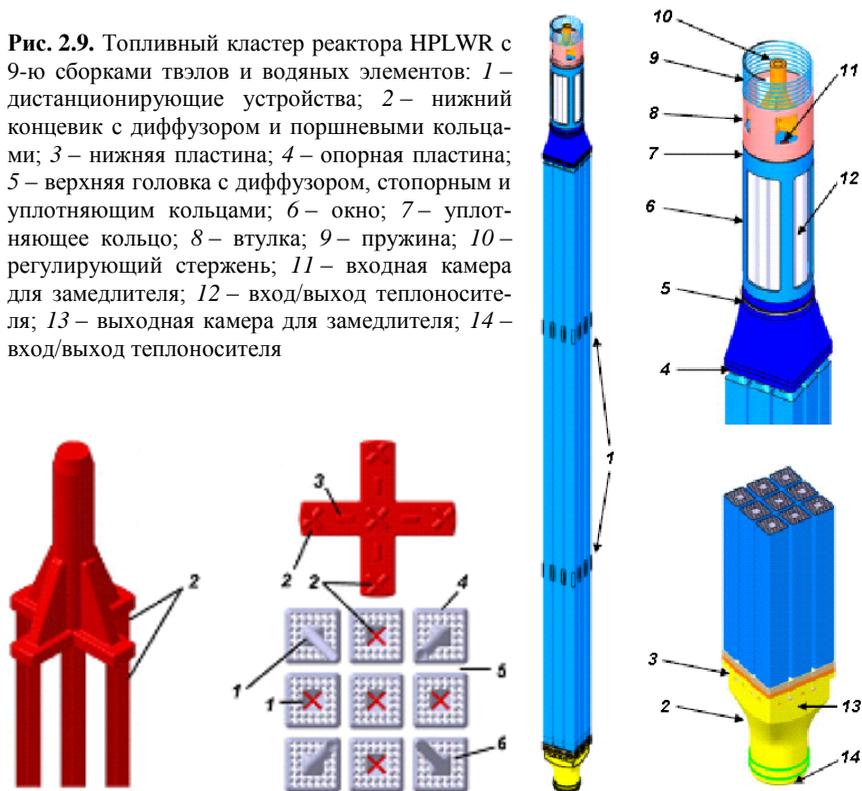


Рис. 2.10. Поперечное сечение топливного кластера реактора HPLWR с органами регулирования цепной ядерной реакции: 1 – канал замедлителя; 2 – регулирующие стержни; 3 – амортизатор; 4 – кожух топливной сборки; 5 – водяной зазор; 6 – тепловыделяющий элемент

Активная зона по ходу теплоносителя разделена на три одинаковых по количеству топливных кластеров участка: “испаритель”, “пароперегреватель 1” и “пароперегреватель 2” (рис. 2.11). Прежде чем попасть в активную зону, питательная вода, поступающая в корпус реактора через 4 входных патрубка 9 (рис. 2.12) и имеющая температуру 280 °С, разделяется на два потока. Одна часть расхода воды (приблизительно 50 %) направляется в нижнюю камеру реактора 1. Двигаясь по опускному кольцевому каналу 11 между обечайкой корпуса 12 и корзиной активной зоны 3, этот поток воды поддерживает стенки корпуса при температуре, близкой к 280 °С. Остальная часть расхода холодной воды поступает в верхнюю камеру реактора 6 и первоначально играет роль замедлителя нейтронов. Вода-замедлитель из верхней камеры проходит вниз по квадратным каналам в топливных сборках, затем вверх по зазорам между сборками и далее опять вниз по каналам отражателя нейтронов. После этого она также попадает в нижнюю смесительную камеру 1. В результате смешения потоков в этой камере вода, поступающая в тепловыделяющие сборки центральной части активной зоны (“испаритель”), имеет температуру 310 °С. Дальнейшее движение теплоносителя и его нагрев в активной зоне происходит согласно схеме, представленной на рис. 2.13.



Рис. 2.11. Поперечное сечение активной зоны реактора HPLWR

Рис. 2.12. Продольный разрез реактора HPLWR: 1 – нижняя камера реактора; 2 – смешительная камера; 3 – корзина активной зоны; 4 – активная зона; 5 – паровая камера; 6 – верхняя камера реактора; 7 – регулирующие стержни; 8 – крышка реактора; 9 – питательная вода; 10 – пар к турбине; 11 – опускной канал; 12 – обечайка корпуса; 13 – днище

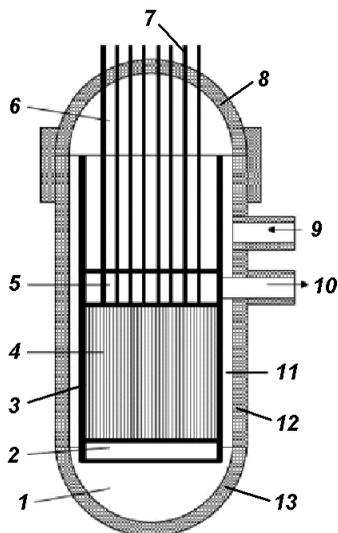


Рис. 2.13. Трехходовая схема движения теплоносителя в активной зоне



Основные геометрические характеристики реактора HPLWR и его активной зоны приведены в табл. 2.3.

Т а б л и ц а 2.3

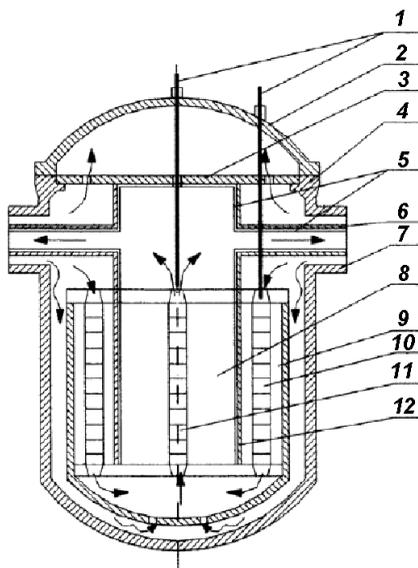
Основные геометрические характеристики реактора HPLWR [10, 11, 24]

Характеристика	Значение
Корпус реактора	
Высота, м	14,3
Количество холодных/горячих патрубков	4/4
Внутренний диаметр корпуса, м	4,47
Толщина обечайки, м	0,45
Активная зона	
Общее количество топливных кластеров в активной зоне	156
Количество топливных кластеров в испарителе	52
Количество топливных кластеров в пароперегревателе 1	52
Количество топливных кластеров в пароперегревателе 2	52
Количество топливных сборок в кластере	9
Высота активной зоны, м	4,2
Эквивалентный диаметр, м	3,22
Топливная сборка	
Топливная решетка	Квадратная 7×7
Количество твэлов в сборке	40
Количество водяных элементов в сборке	1
Шаг между твэлами, мм	9,2
Относительный шаг	1,15*
Зазор между топливным стержнем и стенкой кожуха, мм	1
Наружная сторона кожуха, мм	67,2
Толщина стенки кожуха, мм	1**
Материал кожуха	Хромоникелевая сталь
Наружная сторона квадратного водяного канала, мм	26,8
Толщина стенки водяного канала, мм	0,3
Материал стенки водяного канала	Хромоникелевая сталь
Количество регулирующих стержней в сборке	5
Зазор между сборками, мм	9
Способ дистанционирования твэлов	Проволочная навивка
Твэл	
Наружный диаметр твэла, мм	8
Толщина оболочки, мм	0,5
Наружный диаметр топливной таблетки, мм	6,9
Топливная композиция	UO ₂
Обогащение топлива	5 % вес. в среднем

Примечания: * предполагается увеличить до 1,18; ** с учетом изоляции из оксида алюминия или циркония предполагается увеличить до 2,5 мм [10].

В качестве одного из примеров корпусных реакторных установок с водой СКД и быстрым (или быстро резонансным) спектром нейтронов рассмотрим результаты расчетных исследований и конструкторских проработок, представленные в работах [16, 25, 26]. На рис. 2.14 схематически изображена возможная конструкция такой установки с двухходовой схемой охлаждения ТВС. Активная зона 8 разделена по радиусу на центральную 10 и периферийную 11 зоны с примерно одинаковым числом ТВС. В ТВС периферийной зоны теплоноситель движется сверху вниз. Выходящие из этих ТВС потоки смешиваются в нижней камере с поступающими в нее потоками питательной воды, охлаждающими весь корпус реактора. Далее объединенный поток теплоносителя входит в тепловыделяющие сборки центральной зоны, двигаясь в них снизу вверх, нагревается, а затем из верхнего теплоизолированного парового бокса, уже как рабочее тело, направляется через выходные патрубки 6 реактора в турбину для совершения работы в паросиловом цикле.

Рис. 2.14. Двухходовая схема охлаждения ТВС ядерного реактора СКД с быстро резонансным спектром нейтронов: 1 – стержни СУЗ; 2 – крышка реактора; 3 – внутренняя крышка; 4 – корпус; 5 – теплоизоляция; 6 – выходной патрубок; 7 – входной патрубок; 8 – активная зона; 9 – шахта; 10 – ТВС опускного участка; 11 – ТВС подъемного участка; 12 – разделительная обечайка



Основные технические характеристики реактора приведены в табл. 2.4.

Технические характеристики быстро резонансного реактора СКД [16, 26]

Характеристика	Значение
Мощность электрическая/тепловая, МВт	1700/3830
Давление теплоносителя, МПа	25
Температура на входе/выходе, °С	280/540
Расход воды через реактор, кг/с	1890
Высота реактора, м	21,1
Максимальный диаметр, м	5,32
Назначенный срок службы реактора, лет	60
Высота/эквивалентный диаметр активной зоны, м	3,76/3,37
Число ТВС в активной зоне	241
Шаг расположения ТВС, мм	207
Среднее удельное энерговыделение в активной зоне, кВт/л	115
Коэффициент воспроизводства ядерного топлива	0,9 – 1
Выгорание топлива, МВт·сут/кг U	40 – 60
Время работы ТВС в реакторе, лет	5
Время между перегрузками, мес.	12

При выбранных в проекте параметрах теплоносителя в быстро резонансном реакторе из-за сильного уменьшения плотности воды в окрестности псевдокритической температуры (385 °С) спектр нейтронов изменяется от теплового спектра до быстрого. С учетом этого предлагается разбить подогрев теплоносителя в активной зоне на два интервала: 280 – 395 °С на опускном участке и 395 – 530 °С на подъемном. В результате спектр нейтронов не будет значительно изменяться по высоте активной зоны, а будет изменяться по ее радиусу. В этом случае не потребуется применять сложную схему профилирования обогащения топлива для выравнивания энерговыделения по объему активной зоны, в течение всего топливного цикла обеспечивается отрицательное значение пустотного коэффициента реактивности без введения бланкета или твердого замедлителя.

Деление активной зоны на два участка по ходу теплоносителя имеет определенные преимущества при сравнении двухходовой схемы с одноходовой. В случае двухходовой схемы площадь проходного сечения для теплоносителя может быть уменьшена в два раза, что при постоянном расходе воды приводит к увеличению ее скорости также в два раза, а, следовательно, и к существенному

росту (в 1,7 раза) коэффициента теплоотдачи и понижению температуры оболочек тепловыделяющих элементов. В установках СКД расход воды примерно в 10 раз ниже, чем в обычных ВВЭР, поэтому несмотря на увеличение скорости затраты мощности на прокачку теплоносителя по-прежнему будут сравнительно малы. Применяя двухходовую схему, можно сместить область потока с температурой теплоносителя вблизи псевдокритического значения в нижнюю часть активной зоны с относительно низкими тепловыми нагрузками. В результате снижается риск значительного увеличения температуры оболочек твэлов из-за возможного ухудшения теплоотдачи.

Активная зона реактора содержит 241 топливную сборку шестигранной формы (рис. 2.15) с размером “под ключ” 205 мм. Внутри кожуха 2 сборки толщиной 2,25 мм находятся 252 стержневых твэла 4 диаметром 10,7 мм, расположенные в тесной треугольной решетке с шагом 12 мм. Твэлы покрыты оболочкой толщиной 0,55 мм. Топливная композиция представляет собой смесь оксидов урана и плутония. Кроме твэлов в сборке размещены центральная трубка 3 диаметром 10,7×1 мм и 18 направляющих каналов под пэл 6 диаметром 10,7×0,55 мм. Конструкционным материалом для всех элементов является сталь ЭП-172.

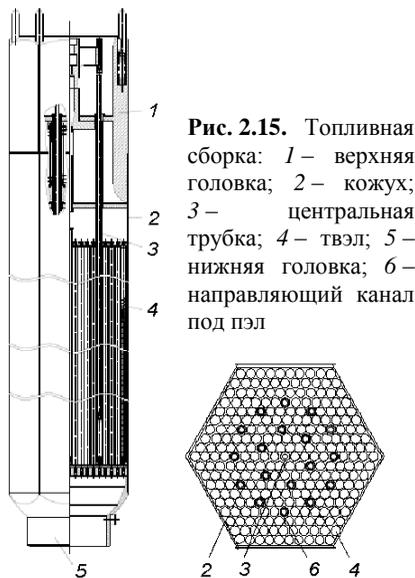


Рис. 2.15. Топливная сборка: 1 – верхняя головка; 2 – кожух; 3 – центральная трубка; 4 – твэл; 5 – нижняя головка; 6 – направляющий канал под пэл

Канальные реакторы.

Отличительной особенностью канальных реакторов является отсутствие значительных размеров толстостенного корпуса, несущего высокое давление теплоносителя. В канальном реакторе теплоноситель движется внутри отдельных каналов или труб сравнительно небольшого диаметра (обычно менее 200 мм), поэтому толщина стенок каналов может лишь немного превышать 10 мм.

В реакторах канального типа с тепловым спектром нейтронов замедлитель (тяжелая вода или графит) располагается снаружи труб с теплоносителем, охлаждающим сборки тепловыделяющих элементов. Типичными примерами канальных реакторов являются тяжеловодные установки CANDU, построенные в Канаде, а также российские реакторы БАЭС и РБМК с графитовым замедлителем.

Особенности конструкций канальных реакторов, охлаждаемых водой сверхкритических параметров, рассмотрим, используя материалы, представленные в докладах [4, 27, 28].

В разрабатываемой в Канаде концепции инновационного канального реактора с теплоносителем СКД [27, 28] во многом используется накопленный опыт строительства тепловых тяжеловодных реакторов. В отличие от традиционных реакторных установок типа CANDU с прямолинейными горизонтальными каналами, содержащими топливные сборки, в последнем варианте проекта нового реактора [28] принято вертикальное расположение топливных каналов в виде трубы Фильда 4 (рис. 2.16). Такие каналы размещаются в заполненном тяжелой водой вертикальном баке 2 внушительных размеров, который принято называть каландром. Давление в каландре лишь немного превышает атмосферное, а температура замедлителя поддерживается на низком уровне с помощью специального циркуляционного контура.

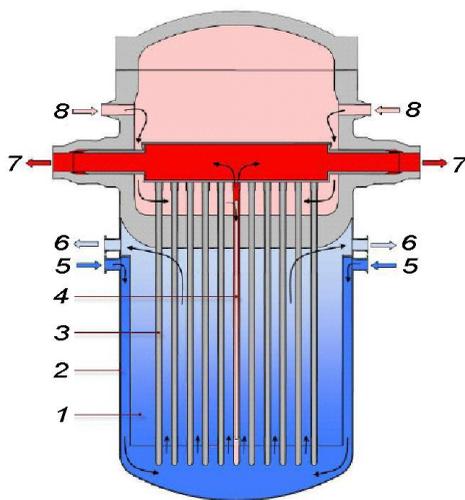


Рис. 2.16. Канальный реактор СКД с тяжеловодным замедлителем и легководным теплоносителем: 1 – замедлитель (тяжелая вода низкого давления); 2 – каландр; 3 – труба высокого давления; 4 – топливная сборка; 5 – вход замедлителя; 6 – выход замедлителя; 7 – выход теплоносителя; 8 – вход теплоносителя (легкая вода сверхкритического давления)

Теплоноситель – легкая вода СКД при температуре 350 °С входит через патрубки 8 в верхнюю камеру реактора и из нее распределяется по топливным каналам, общий вид которых изображен на рис. 2.17, а их поперечное сечение на рис. 2.18. Сначала теплоноситель опускается вниз по центральной трубе 4 топливного канала (см. рис. 2.18), а затем после поворота на 180° поднимается вверх, омывая снаружи двухрядный кольцевой пучок тепловыделяющих элементов 2. Предполагается, что труба высокого давления 5 будет изготовлена из циркониевого сплава. При температурах выше 400 °С циркониевые сплавы быстро теряют прочностные свойства, увеличивается также скорость коррозии в водной среде. Чтобы избежать этого, необходимо принимать специальные меры. Для того чтобы поддерживать температуру материала на уровне, близком к температуре тяжелой воды в каландре, между трубой 5 и пучком твэлов располагается лайнер, состоящий из двух тонкостенных перфорированных труб и теплоизолятора. Теплоизолятор 6 представляет собой пористую керамику из стабилизированного иттрием оксида циркония. Этот материал имеет низкий коэффициент теплопроводности и мало поглощает тепловые нейтроны.

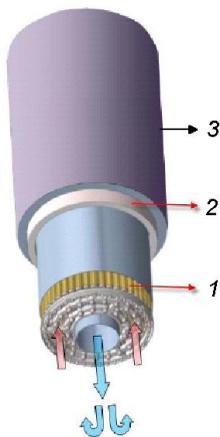


Рис. 2.17. Общий вид топливного канала ядерного реактора: 1 – топливная сборка; 2 – теплоизолятор; 3 – труба высокого давления

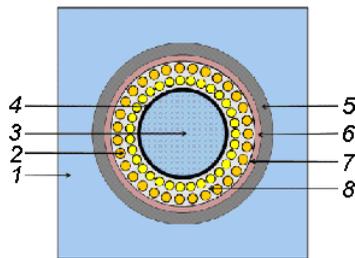


Рис. 2.18. Топливный пучок канального реактора СКД: 1 – замедлитель (тяжелая вода); 2 – тепловыделяющий элемент; 3 – теплоноситель (легкая вода сверхкритического давления); 4 – опускная труба; 5 – труба высокого давления; 6 – теплоизолятор; 7 – труба лайнера; 8 – теплоноситель в пучке

В пучках твэлов теплоноситель нагревается до температуры 625 °С и из всех топливных сборок поступает в выходную камеру реактора (см. рис. 2.16). Здесь потоки перегретого пара смешиваются и через патрубки 7 направляются к турбине.

Известные из [27 – 29] технические характеристики проектируемого канадского реактора приведены в табл. 2.5.

Т а б л и ц а 2.5

Технические характеристики канадского реактора SCWR CANDU [27 – 29]

Характеристика	Значение
Мощность электрическая/тепловая, МВт	1200/2540
КПД термодинамического цикла, %	48
Давление теплоносителя, МПа	25
Температура на входе/выходе, °С	350/625
Замедлитель	D ₂ O
Диаметр каландра, м	6,25
Количество топливныхборок	336
Расстояние между сборками в квадратной решетке, мм	250
Высота топливныхборок, м	5
Наружный диаметр топливной сборки, мм	181
Толщина стенки труб давления, мм	12
Внутренний диаметр лайнера, мм	144
Толщина стенки труб лайнера, мм	0,5
Толщина теплоизолятора, мм	5,5
Количество твэлов в двухрядном пучке сборки	62
Количество твэлов на внешнем кольце пучка	31
Диаметр твэлов, мм	9,3
Толщина оболочки, мм	0,6
Количество твэлов на внутреннем кольце пучка	31
Диаметр твэлов, мм	8,3
Толщина оболочки, мм	0,6
Наружный диаметр центральной трубы, мм	91
Толщина стенки, мм	1,0
Средняя мощность топливной сборки, МВт	7,6
Коэффициент неравномерности тепловыделения по радиусу активной зоны	1,28
Перепад давления на топливных сборках, МПа	0,5

В российском варианте теплового канального реактора с водой сверхкритических параметров [4] для замедления нейтронов используется графит. Многопетлевая конструкция этого реактора,

получившего название ВГЭРС, позволяет проектировать энергетические установки с реакторами данного типа разной мощности от 850 до 1700 МВт (эл.) с коэффициентом полезного действия до 45 %.

Циркуляционный контур теплоносителя (рис. 2.19) разделен на несколько независимых секций, число которых в зависимости от номинальной мощности реактора варьируется от четырех ($W_{эл} = 850$ МВт) до восьми ($W_{эл} = 1700$ МВт). В принятой прямооточной одноконтурной схеме вода, подаваемая из питательного тракта, нагревается в топливных сборках, находящихся в графитовой кладке реактора, до температуры $550\text{ }^{\circ}\text{C}$. Выходящий из топливных сборок перегретый пар собирается в паровом коллекторе и из главного паропровода направляется на турбоустановку.

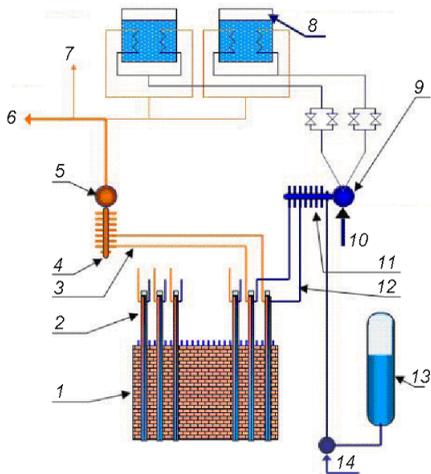


Рис. 2.19. Принципиальная схема петли реакторной установки ВГЭРС с системами безопасности: 1 – реактор; 2 – топливный канал; 3 – паровая коммуникация; 4 – сборный паровой коллектор; 5 – главный паропровод; 6 – пар; 7 – к главному предохранительному клапану и БРУ; 8 – баки СПОТ; 9 – трубопровод подачи питательной воды; 10 – питательная вода; 11 – раздаточный групповой коллектор; 12 – водяная коммуникация; 13 – гидробаллоны САОР; 14 – от насосов САОР

Топливный канал реактора ВГЭРС (рис. 2.20) выполнен в виде трубы Фильда. Несущая высокое давление труба 3 топливного канала омывается изнутри потоком относительно холодной пита-

тельной воды, которая движется сверху вниз в опускном участке 4. Это позволяет сохранить температуру графитовой кладки и металлоконструкций на приемлемом уровне. Выделяющееся в ядерном топливе тепло снимается с поверхности твэлов потоком воды, движущейся снизу вверх в подъемном участке 5.

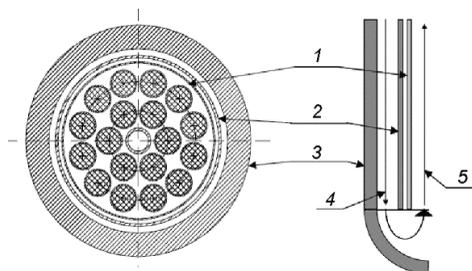


Рис. 2.20. Конструкция топливного канала реактора ВГЭРС: 1 – внутренний экран; 2 – внешний экран; 3 – труба топливного канала; 4 – опускной участок; 5 – подъемный участок

Основные технические характеристики АЭС с реакторными установками ВГЭРС приведены в табл. 2.6.

Таблица 2.6

Технические характеристики АЭС с реакторными установками ВГЭРС [4]

Характеристика	ВГЭРС-850	ВГЭРС-1700
Мощность электрическая/тепловая, МВт	850/1890	1700/3780
Расход пара на турбоустановку, т/ч (кг/с)	3020 (838)	6040 (1676)
Давление пара перед турбоустановкой, МПа	23,5	
Температура пара, °С	540	
КПД энергоблока (брутто/нетто), %	45,5/43,7	
Температура питательной воды, °С	250	
Шаг квадратной решетки, мм	190	
Количество топливных каналов	1052	2104
Высота активной зоны, м	7	
Наружный диаметр/толщина оболочки твэла, мм	10,5/0,6	
Материал оболочки	Хромоникелевые стали	
Средняя мощность топливного канала, МВт	1,797	
Средняя линейная нагрузка на твэлы, Вт/см	134	
Срок службы, лет	50	

2.4. Материалы и водно-химический режим реакторов СКД

В основу выбора материалов для новых реакторных установок с водой СКД положено стремление максимально использовать опыт, который приобретен при строительстве и эксплуатации современных водоохлаждаемых реакторов докритического давления, а также действующих на органическом топливе промышленных паровых котлов сверхкритических параметров [30]. Вместе с тем для уточнения принятых на начальной стадии проектирования решений запланированы или уже ведутся на соответствующих экспериментальных стендах научно-исследовательские работы, которые позволят более обоснованно учесть особенности коррозионных процессов в воде СКД и радиационную стойкость конструкционных материалов ядерного реактора.

Сердечники твэлов. В качестве топливных материалов для твэлов ВВЭР, в том числе с водой СКД, могут рассматриваться материалы, содержащие делящиеся нуклиды (это собственно ядерное топливо – ^{233}U , ^{235}U , ^{239}Pu) и неделяющиеся нуклиды, которые используются для воспроизводства ядерного топлива (^{232}Th , ^{238}U). В настоящее время наиболее распространенной химической формой топливных материалов являются оксиды указанных элементов UO_2 , PuO_2 и ThO_2 , представляющие собой керамические соединения с высокой температурой плавления. Основные свойства этих, а также и некоторых других топливных материалов приведены в табл. 2.7.

Для изготовления сердечников твэлов чаще всего используется диоксид UO_2 с небольшим (обычно до 5 %) обогащением природного урана делящимся изотопом ^{235}U . Возможен также вариант со смешанным (MOX) топливом, состоящим из керамик UO_2 и PuO_2 . Классическим является стержневой тепловыделяющий элемент контейнерного типа. В тонкостенную цилиндрическую оболочку (контейнер) загружают таблетки керамического топлива, в верхней части твэла оставляют свободный от таблеток компенсационный объем для сбора газообразных продуктов деления. Основным недостатком таких твэлов связан с низкой теплопроводностью керамики, а также с термическим сопротивлением остающегося при сборке газового зазора между таблетками и оболочкой. В результате при характерных для обычных ВВЭР тепловых нагрузках и пара-

метрах теплоносителя температура на оси твэлов достигает 1500 °С и более. В реакторных установках с водой СКД, где температура теплоносителя на выходе из активной зоны составляет 500 – 625 °С, температура в центре топливных таблеток может превысить принятый по ряду соображений предел для UO_2 1850 °С [32]. Поэтому в качестве возможных конкурентов керамического ядерного топлива $(U,Pu)O_2$ рассматриваются и другие виды топливных композиций, в частности соединения урана с азотом или углеродом [32], дисперсионные металлокерамики (керметы) [4], гидридное топливо U-ZrH [33].

Т а б л и ц а 2.7

Основные свойства ядерных топливных материалов [31]

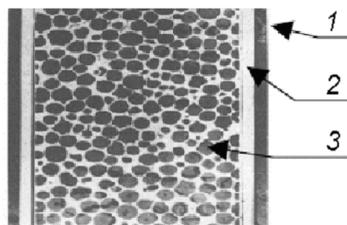
Материал	Молек. масса	$t_{пл}$, °С	ρ , кг/м ³	c_p , Дж/(кг·К)	λ , Вт/(м·К)	$\beta \cdot 10^6$, 1/К
UO_2	270	2850	10963	328 (1523 К)	2,6 (1523 К)	9,8 (300 К)
PuO_2	271	2390	11440	344 (1523 К)	2,2 (1500 К)	6,7 (300 К)
MOX ($U_{0,8}Pu_{0,2}$) O_2	271	2750	11070	321 (1523 К)	2,6 (1523 К)	9,1 (300 К)
ThO_2	264	3650	10600	266 (1500 К)	3,2 (1500 К)	8,9 (300 К)
UC	250	2520	13630	240 (700 К)	23,0 (700 К)	10,5 (300 К)
UN	252	2850	14420	238 (1000 К)	20,9 (1000 К)	7,5 (300 К)

По сравнению с UO_2 монокристалл урана UN и карбиды урана UC, UC_2 имеют коэффициент теплопроводности, который при рабочих температурах твэлов в несколько раз превышает коэффициент теплопроводности диоксида урана (см. табл. 2.7). Подробный анализ основных характеристик нитридного и карбидного ядерного топлива, проведенный авторами [32], показал перспективность использования этих материалов в твэлах реакторов SCWR CANDU.

В концепции водографитового реактора ВГЭРС [4] предлагается использовать в топливных каналах реактора керметные твэлы, которые успешно эксплуатировались в пароперегревательных каналах Белоярской АЭС. Сердечник таких твэлов (рис. 2.21) имеет ге-

терогенную структуру, состоящую из металлической матрицы, в которой дисперсно распределены гранулы UO_2 . Хороший тепловой контакт топливного сердечника с оболочкой обеспечивается находящейся между ними металлической прослойкой. Повышенная теплопроводность керметных твэлов ($\lambda > 10 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$) позволяет существенно снизить температуру топлива.

Рис. 2.21. Твэл с керамико-металлическим топливом: 1 – оболочка твэла; 2 – прослойка металлической матрицы; 3 – металлическая матрица с гранулами UO_2



Наличие водорода в гидридном ядерном топливе приводит к улучшению характеристик замедления и смягчению спектра нейтронов, что особенно важно в случае тепловых реакторов СКД, в которых плотность воды сильно уменьшается на участках, расположенных ближе к выходу из активной зоны. Расчеты нейтронно-физических и теплогидравлических параметров модели ТВС реактора HPLWR с твэлами из UO_2 и $U-ZrH$, выполненные в работе [33], показали более равномерное распределение тепловыделения по высоте активной зоны с гидридным топливом, а также значительное снижение температурных градиентов в твэлах за счет высокого коэффициента теплопроводности композиции $U-ZrH$.

Оболочки твэлов и другие элементы активной зоны. Оболочка – важнейшая составляющая тепловыделяющего элемента любого ядерного реактора, которая исключает взаимодействие теплоносителя с ядерным топливом и является одним из главных барьеров, препятствующих выходу из твэла радиоактивных продуктов деления. Эта функция имеет особое значение в случае одноконтурных установок, к которым принадлежат ВВЭР СКД, так как нарушение герметичности оболочек может привести к серьезному ухудшению радиационной обстановки в машинном зале. Таким образом, от правильного выбора материала, обеспечивающего целостность оболочек твэлов за весь период их работы в активной

зоне, в конечном итоге зависит надежность и безопасность эксплуатации ЯЭУ.

Среди разнообразных требований, предъявляемых к материалу оболочек твэлов, главными являются:

- 1) минимальное сечение захвата нейтронов;
- 2) механическая надежность и размерная стабильность;
- 3) коррозионная и эрозионная стойкость в теплоносителе;
- 4) высокая теплопроводность;
- 5) совместимость с ядерным топливом.

Очевидно, что первые три из этих требований относятся ко многим элементам конструкции активной зоны реактора (дистанцирующие решетки, кожухи ТВС, выгородка активной зоны, трубы рабочих каналов, опорные плиты, перегородки и другие устройства).

При выборе конструкционных материалов необходимо учитывать условия, в которых должны работать эти материалы в данном реакторе. Например, в конструкциях обычных ВВЭР из-за малого поглощения нейтронов широкое применение нашли циркониевые сплавы. Однако при температурах выше 350 °С эти сплавы быстро теряют прочностные свойства и подвергаются значительному коррозионному разрушению. В ВВЭР СКД условия работы материалов более жесткие: температура воды на выходе из реактора достигает 540 – 600 °С при давлении 24 – 25 МПа существенно более высоком, чем в обычных ВВЭР. В этом случае в качестве кандидатов для изготовления оболочек твэлов и ряда других элементов конструкции активной зоны ВВЭР СКД должны рассматриваться материалы, способные длительное время выдерживать температуры выше 600 °С. Исключение могут составлять кожухи водяных элементов, замедляющих нейтроны, топливные сборки реакторных установок канального типа (CANDU, ВГЭРС), в которых трубы технологических каналов, несущие высокое давление, в целях экономии нейтронов выгоднее изготавливать из сплавов на основе циркония. При этом необходимо принимать специальные меры по снижению температуры циркониевых труб до 300 °С или менее.

В настоящее время при оценке возможного применения в конструкциях ВВЭР СКД тех или иных современных материалов разработчиками концептуальных проектов пока не сделан окончатель-

ный выбор. Общее мнение складывается в пользу некоторых марок коррозионно-стойких нержавеющей сталей аустенитного класса, жаропрочных ферритно-мартенситных хромистых сталей и сплавов с высоким содержанием никеля. Рассматриваются также некоторые другие новые материалы.

В российских вариантах ЯЭУ с водой сверхкритического давления в качестве кандидатных материалов для оболочек твэлов и кожухов ТВС на начальной стадии разработки проектов теплового и быстро резонансного реакторов рассматриваются [13, 34] хромоникелевые стали аустенитного класса марок ЧС-68 (06X16N15M2Г2ТФР) и ЭП-172 (15,3 % Cr, 14,7 % Ni с дополнительным легированием молибденом и ниобием).

Данные стали высокотехнологичны и легко свариваются. Они обладают достаточно хорошими прочностными характеристиками, отличаются высокой пластичностью и радиационной стойкостью. Так сталь ЧС-68 при облучении до уровня радиационных повреждений 40 сна имеет практически нулевой уровень распухания и остается пластичной. В паре при температуре 600 °С коррозионная стойкость аустенитных хромоникелевых сталей значительно выше, чем сталей ферритно-мартенситного класса.

Стали ЧС-68, ЭП-172 практически не уступают по прочностным характеристикам высоконикелевым сплавам до температур 650 – 700 °С.

Общим недостатком аустенитных хромоникелевых сталей является сравнительно низкий коэффициент теплопроводности и высокое значение температурного коэффициента линейного расширения. Кроме того, при относительно небольшом количестве никеля в материале такие стали подвержены коррозионному растрескиванию под напряжением при наличии в воде ионов хлора и кислорода, а также в щелочной среде при отсутствии кислорода.

В случае реактора с тепловым спектром нейтронов использование для изготовления оболочек твэлов сталей с высоким содержанием никеля заметно ухудшает нейтронный баланс в активной зоне. Поэтому для данного варианта ЯЭУ желательно иметь новый, слабо поглощающий нейтроны, коррозионно-стойкий при высоких температурах конструкционный материал.

Исследования прочности и коррозионной стойкости различных сталей и сплавов с целью определения допустимости их примене-

ния в конструкциях активных зон реакторов SCWR и HPLWR проводятся в странах Европейского Союза, Японии и Китае. О том, как развиваются эти исследования, можно проследить по материалам регулярно проводимых международных симпозиумов по проблемам ISSCWR.

Специалисты Чехии, Финляндии и Нидерландов [35 – 37] сообщили результаты экспериментов, в которых в условиях автоклава с водой сверхкритических параметров (25 МПа, 500 и 550 °С) изучалась общая коррозия и коррозионное растрескивание под напряжением различных сталей, которые могут рассматриваться как кандидатные материалы для оболочек твэлов ядерных реакторов. Исследовались аустенитные хромоникелевые стали лицензионных зарубежных марок: 1.4970, 316L, 316Ti, 347H, сталь 08Cr18Ni10Ti российского производства, а также безникелевые ODS (Oxide Dispersion Strengthened) стали⁶ ферритно-мартенситного класса с содержанием хрома 12 и 14 %. Полученные результаты показывают, что аустенитные хромоникелевые стали обладают удовлетворительной коррозионной стойкостью в воде СКД при температурах 500 – 550 °С. Среди них наибольшее сопротивление коррозии оказывает сталь 08Cr18Ni10Ti. Коррозионная стойкость ODS сталей ферритно-мартенситного класса значительно ниже, однако по сравнению с аустенитными сталями они имеют существенно более высокие прочностные характеристики. Скорость окисления ODS сталей уменьшается с ростом содержания в них хрома, поэтому перспективными могут оказаться стали, которые содержат в своем составе более чем 14 % Cr.

Исследования и сравнительный анализ механических свойств и коррозионной стойкости различных материалов, принадлежащих к отмеченным выше трем группам (аустенитные хромоникелевые стали, хромистые стали с ферритно-мартенситной структурой, сплавы с высоким содержанием никеля), проведены в ряде работ китайских специалистов.

Заслуживает внимания разработанная фирмой Allegheny Ludlum Corporation относительно новая марка аустенитной хромоникелевой стали с упрочняющей добавкой азота AL-6XN

⁶ Наноструктурные стали, содержащие диспергированные наночастицы (кластеры) Y-Ti-O.

(Cr20Ni24Mo6N), которая по своим характеристикам при повышенных температурах (порядка 600 °С) превосходит стали типа 304L и 316L [38, 39]. Еще лучше свойства модифицированной стали AL-6XN, которая получается при добавке небольших количеств циркония и титана [40].

В группе хромистых сталей ферритно-мартенситного класса можно отметить разработанные в Китае марки CNS-I (9 % Cr) и CNS-II (12 % Cr) [40, 41]. Эти стали не содержат такие активирующие элементы как Nb и Ti. По сравнению с аустенитными хромоникелевыми сталями данную группу сталей отличает высокая теплопроводность, низкое значение термического коэффициента расширения и хорошая размерная стабильность, выражающаяся в отсутствии заметного распухания материала при интенсивном облучении нейтронами. Содержание хрома в CNS-II было доведено до 12 %, что привело к улучшению механических характеристик стали и увеличению сопротивления коррозии при повышенных температурах, которые характерны для оболочек твэлов SCWR. Установлено значительное снижение коррозии образцов сталей CNS-I и CNS-II с нанесением на их поверхность покрытия из хрома методом магнитного распыления.

В докладах китайских ученых [40, 42] сообщается о разработке хромистых ODS ферритных сталей с содержанием хрома 12, 14 и 18 % и хромоникелевой ODS аустенитной стали, содержащей 18 % Cr и 8 % Ni. Испытания образцов этих сталей показали их высокую прочность и хорошую сопротивляемость окислению при температурах свыше 1000 °С. Наилучшие показатели по указанным признакам обнаружены у стали состава Fe-18Cr-2W-4Al-0,2Si-0,5Ti-0,35Y₂O₃. Ожидается, что хромистые ODS ферритные стали найдут применение в элементах конструкций SCWR с рабочими температурами выше 600 °С.

Полезные сведения о механических свойствах, коррозионных и радиационных характеристиках сплавов на основе никеля (С276, 625 и Х750) при температурах 550 – 600 °С содержатся в недавно выполненных в Китае исследованиях [39, 43, 44]. Незначительная общая коррозия этих сплавов при повышенных температурах объясняется образованием на поверхности металла двойной защитной пленки, внутренний слой которой состоит из Cr₂O₃, а внешний из

NiFe_2O_4 . Устойчивость же к местной (межкристаллитной) коррозии обеспечивается присутствием в данных сплавах сильно карбидообразующих элементов (Nb, Ti, Mo), которые препятствуют образованию и выпадению богатых хромом карбидов по границам зерен. Однако, как уже отмечалось, использование сплавов с высоким содержанием никеля (порядка 40 – 50 % и более) в активных зонах тепловых реакторов потребует применения топлива с повышенным обогащением.

Наконец, интересное предложение об использовании в качестве материала оболочек твэлов SCWR карбида кремния (SiC) сделано авторами доклада [45]. Как показали нейтронно-физические расчеты, в активной зоне теплового реактора с оболочками твэлов, изготовленными из SiC, обеспечивается существенно большая экономия нейтронов по сравнению со случаем, когда применяются оболочки из хромоникелевой стали или из сплавов на основе никеля. Достоинствами карбида кремния являются также высокий коэффициент теплопроводности, высокая температура плавления, радиационная и коррозионная стойкость. Однако требуются дальнейшие исследования свойств SiC, а также освоение технологии производства изделий для реакторной техники из этого материала.

Корпус реактора. Изготовление корпуса реактора – одна из ключевых проблем создания реакторных установок корпусного типа, в том числе ВВЭР СКД, SCWR или HPLWR. Элементы корпуса – обечайка, днище и крышка – испытывают механические напряжения вследствие избыточного давления в реакторе, термических и вибрационных нагрузок. Материал корпуса должен иметь высокую прочность при достаточном уровне пластичности; находясь в условиях облучения, он должен быть радиационно-стойким. Чтобы не возникали высокие температурные напряжения, материал корпуса должен иметь хорошую теплопроводность и низкий коэффициент теплового расширения. При многократных циклических изменениях механических и термических нагрузок в процессе эксплуатации в материале не должны возникать усталостные повреждения, при этом особое значение имеет малоцикловая усталость. Материал корпуса должен обладать высокой стойкостью по отношению к общей и отдельным видам местной коррозии. Применяемый материал должен быть технологичным и хорошо свариваться при большой толщине изделий. Немаловажным фактором является

также стоимость материала, используемого для изготовления корпуса.

В российских проектах ВВЭР СКД за основу принята конструкция корпусов реакторов ВВЭР-1000 и ВВЭР-1500 с доработкой, в которой должны быть учтены параметры рабочих режимов реактора с водой сверхкритического давления [34].

В отечественной практике для изготовления корпусов водяных реакторов в настоящее время наиболее широко применяются низколегированные перлитные стали, содержащие 0,08 – 0,4 % углерода. Суммарное содержание легирующих элементов в них не превосходит 5 – 6 %. Перлитные стали технологичны, хорошо освоены промышленностью, имеется богатый опыт их использования в обычной энергетике. Стали перлитного класса в отличие от аустенитных хромоникелевых сталей не подвержены таким опасным видам местной коррозии как межкристаллитная коррозия и коррозионное растрескивание. Стоимость перлитных сталей значительно ниже стоимости аустенитных хромоникелевых сталей. Однако в случае применения перлитных сталей необходимо принимать меры по уменьшению скорости их общей коррозии в воде, в частности путем поддержания соответствующего водно-химического режима, использования защитных покрытий и ряда других мероприятий. В отечественной практике защита корпуса реактора от коррозии создается наплавкой на его внутреннюю поверхность двухслойного покрытия из хромоникелевой стали общей толщиной около 8 мм. Первый слой толщиной ~ 4 мм выполняется лентой из коррозионно-стойкой стали 07X25N13, второй слой – лентой из стали 08X19N10Г2Б.

В России для корпусов водоохлаждаемых реакторов разработаны две группы марок высокопрочной стали перлитного класса на основе легирующих композиций Cr – Mo – V и Cr – Ni – Mo – V. Наибольшее распространение получила принадлежащая к первой группе хорошо свариваемая сталь 15X2МФА. По сравнению со сталью 15X2МФА сталь из второй группы марки 15X2НМФА обладает большей прокаливаемостью и прочностью, в ней больше содержится никеля (до 1,5 %) и меньше ванадия. Сталь 15X2НМФА является самой высокопрочной из всех отечественных и зарубежных марок сталей, применяемых для корпусов реакторов. По уровню радиационной стойкости она не уступает зарубежным

корпусным сталям, однако наличие в ней никеля повышает чувствительность к нейтронному охрупчиванию по сравнению со сталью 15Х2МФА. Поэтому для обечаек, подверженных нейтронному облучению, разработана сталь 15Х2НМФА, кл. 1, в которой дополнительно ограничено содержание примесей, а содержание никеля снижено до 1,3 %.

Низколегированные перлитные стали обладают более высокой теплопроводностью и более низким коэффициентом линейного расширения по сравнению с хромоникелевыми сталями аустенитного класса. Эти характеристики очень важны для оценки термических напряжений в корпусе реактора.

В реакторных установках ВВЭР СКД давление и уровень температур теплоносителя существенно превышают аналогичные параметры, характерные для РУ докритического давления ($p \approx 16$ МПа, $t \approx 300$ °С). Для снижения температуры и температурных градиентов, приводящих к возникновению термических напряжений в корпусной стали, в проектах одноконтурных РУ с водой СКД предусматривается охлаждение внутренних поверхностей всех элементов корпуса, включая выходные патрубки, водой, температура которой близка к температуре питательной воды (порядка 280 °С).

Высокая радиационная стойкость стали 15Х2МФА подтверждается многолетним опытом эксплуатации корпусов ВВЭР-440, у которых флюенс нейтронов в конце службы достигает $2 \cdot 10^{24} \text{ м}^{-2}$. Недавно выполненные исследования образцов из стали 15Х2МФА и ее сварного шва [46] также показали высокое сопротивление радиационному охрупчиванию при флюенсе $1,7 \cdot 10^{24} \text{ м}^{-2}$ после облучения в исследовательском реакторе нейтронами с энергией больше 0,1 МэВ при температуре 450 °С.

Водно-химический режим. Главными задачами организации водно-химического режима ЯЭУ с водой СКД являются:

- 1) подавление радиолиза воды;
- 2) уменьшение коррозии конструкционных материалов на всех участках пароводяного тракта;
- 3) предотвращение отложений на поверхностях основного (ядерный реактор, турбина, конденсатор) и вспомогательного оборудования, соприкасающихся с рабочей средой;

4) обеспечение возможно меньшей активации воды за счет находящихся в ней примесей с целью снижения переноса радиоактивных продуктов рабочим телом из ядерного реактора в паротурбинную часть установки.

Перечисленные требования к водно-химическому режиму ЯЭУ находят свое выражение в нормировании содержания различных примесей в рабочем теле цикла преобразования энергии. Для конкретной установки, исходя из параметров рабочей среды и свойств используемых конструкционных материалов, устанавливаются нормы качества реакторной и питательной воды, поступающей в реактор, качества пара, направляемого в турбину, показатели качества конденсата и добавочной воды. В соответствии с принятыми нормами определяются способы поддержания выбранного водно-химического режима, а также методы и схемы очистки воды. В целом организация водно-химического режима ЯЭУ представляет собой комплексную проблему, которая неразрывно связана с выбором конструкционных материалов, от правильного ее решения в значительной степени зависит надежная и бесперебойная работа, как самого ядерного реактора, так и всего остального энергетического оборудования.

В настоящее время на этапе разработки концептуальных проектов вопросы организации водно-химического режима реакторных установок с водой СКД решаются с учетом опыта эксплуатации водоохлаждаемых не кипящих и кипящих реакторов, а также тех рекомендаций, которые разработаны для обычных паровых котлов сверхкритических параметров [47].

Очевидная, но еще не решенная проблема, – радиационная физикохимия внутриконтурных процессов в области давлений и температур, характерных для реакторов с водой СКД. Не изучен механизм радиолитического разложения теплоносителя в условиях сильного изменения физико-химических свойств воды вблизи критической точки. Изменение плотности воды по длине контура в широких пределах (от плотной среды до газоподобной при $p \approx 24$ МПа и увеличении температуры от 280 до 500 – 600 °С) может существенно повлиять на выход продуктов радиолитического разложения и кинетику взаимодействия между ионами и радикалами вследствие изменения их растворимости. Изменение плотности воды и других ее свойств может

оказывать влияние на рН раствора и величину электродных потенциалов при электрохимической коррозии, на процессы отложения и переноса в контуре естественных примесей и коррозионных продуктов и т.д.

Некоторые ответы на перечисленные вопросы дают исследования радиолитического разложения воды, проведенные в контурах канальных кипящих реакторов АМБ-1 и АМБ-2 Белоярской АЭС с ядерным перегревом пара до температуры 510 – 550 °С. Однако давление в этих реакторах не превышало 15 МПа, что значительно ниже критического. Поэтому крайне необходимы как расчетно-теоретические, так и экспериментальные данные по радиационной физикохимии воды для условий, максимально приближенных к условиям работы будущих реакторов 4-го поколения. Отдельные результаты анализа рассматриваемой проблемы приведены в докладах [48 – 51].

Список литературы к главе 2

1. Pioro I.L., Duffey R.B. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. ASME Press, New York. NY, USA, 2007.
2. Super Light Water Reactors and Super Fast Reactors / Y. Oka, S. Koshizuka, Ishiwatari Y., Yamaji A. – New York, Springer, 2010.
3. Duffey R., Pioro I., Khartabil H. Supercritical water-cooled pressure channel nuclear reactors: Review and status // Proceedings of GLOBAL 2005. Tsukuba, Japan, October 9 – 13, 2005. Paper 020.
4. Водографитовый энергетический реактор со сверхкритическим давлением теплоносителя ВГЭРС / В.К. Викулов, В.Е. Гмырко, И.И. Гроздов и др. // Отраслевой семинар «Реакторы на сверхкритических параметрах воды», 6 – 7 сентября 2007 г., ФЭИ, Обнинск. С. 40 – 47.
5. Концептуальное предложение быстрого канального реактора БКЭР, охлаждаемого водой СКД / С.В. Баринов, В.К. Викулов, В.Е. Гмырко и др. // 6-ая Международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 26 - 29 мая 2009 г. Подольск, ОКБ «ГИДРОПРОЕСС», 2009.
6. Buongiorno J., MacDonald P.E. Supercritical Water Reactor (SCWR). Progress Report for the FY-03 Generation-IV. R&D Activities for the Development of the SCWR in the U.S. Report INEEL/EXT03-03-01210, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, USA. September 30, 2003.
7. Oka Y., Koshizuka S. Supercritical pressure, once-through cycle light water cooled reactor concept // Journal of Nuclear Science and Technology. 2001. Vol. 38, No. 12. P. 1081 – 1089.
8. Yamaji A., Oka Y., Koshizuka S. Three-dimensional Core Design of High Temperature Supercritical-Pressure Light Water Reactor with Neutronic and Thermal-Hydraulic Coupling // Journal of Nuclear Science and Technology. 2005. Vol. 42, No. 1. P. 8 – 19.

9. Progress of Super Fast Reactor Phase 2 Project and Studies of Waseda University / Y. Oka, S. Morooka, M. Yamakawa et al. // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13035.
10. Schulenberg T., Starflinger J., Heinecke J. Three pass core design proposal for a high performance light water reactor // Progress in Nuclear Energy. 2008. Vol. 50. P. 526 – 531.
11. Koehly C., Schulenberg T., Starflinger J. HPLWR reactor design concept // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 37.
12. Draft layout of the HPLWR power plant / C. Koehly, J. Starflinger, T. Schulenberg et al. // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 048.
13. Проблемы и перспективы ЛБР нового поколения со сверхкритическим давлением / Ю.М. Семченков, А.С. Духовенский, П.Н. Алексеев и др. // Отраслевой семинар «Реакторы на сверхкритических параметрах воды», 6–7 сентября 2007 г., ФЭИ, Обнинск. С. 48 – 61.
14. Водоохлаждаемые реакторы со сверхкритическими параметрами (ВВЭР-СКД) – перспективные реакторы 4-го поколения / Ю.Г. Драгунов, С.Б. Рыжов, М.П. Никитенко и др. // Отраслевой семинар «Реакторы на сверхкритических параметрах воды», 6 – 7 сентября 2007 г., ФЭИ, Обнинск. С. 16 – 27.
15. Core problems of VVER-SCP vessel-type reactor / V.A. Mokhov, I.N. Vasilchenko, M.P. Nikitenko et al. // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 42.
16. Concept of a single-circuit RP with vessel type supercritical-cooled reactor / S.B. Ryzhov, V.A. Mohov, M.P. Nikitenko et al. // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 76.
17. Research and development of supercritical water-cooled reactor in CGNPC / Hongbo Li, Jue Yang, Xian-gang Fu et al. // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13078.
18. A stability analysis of Supercritical Water-Cooled Reactor CSR1000 / Xiaoyan Tian, Wenxi Tian, Dahuan Zhu et al. // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13044.
19. Transient analyses of a new SCWR concept / Pan Wu, Junli Gou, Jianqiang Shan, Bo Zhang // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13117.
20. Brandauer M., Schlagenhauser M., Schulenberg T. Steam cycle optimization for the HPLWR // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 36.
21. Schlagenhauser M., Starflinger J., Schulenberg T. Steam cycle analyses and control of the HPLR plant // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 38.

22. Schulenberg T., Starflinger J. // European research project on the High Performance Light Water Reactor // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 54.
23. Pioro I., Naidin M., Zirn U. Thermodynamic considerations for SCW NPP cycles // 6-ая Международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 26 – 29 мая 2009 г. Подольск, ОКБ «ГИДРОПРЕСС», 2009.
24. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water / J. Hofmeister, C. Waata, J. Starflinger et al. // Nuclear Engineering and Design. 2007. Vol. 237. P. 1513 – 1521.
25. Ядерные реакторы на воде сверхкритического давления / Ю.Д. Баранаев, П.Л. Кириллов, В.М. Поплавский, В.Н. Шарапов // Атомная энергия. 2004. Т. 96. Вып. 5. С. 374 – 380.
26. Реакторы, охлаждаемые водой сверхкритического давления при двухходовой схеме движения теплоносителя / Ю.Д. Баранаев, А.П. Глебов, А.В. Клушин и др. // Отраслевой семинар «Реакторы на сверхкритических параметрах воды», СКП-2007. Обнинск, 06 – 07 сентября 2007. Доклад № 3. С. 28 – 39.
27. Conceptual mechanical design for a pressure-tube type supercritical water-cooled reactor / M. Yetisir, W. Diamond, L.K.H. Leung et al. // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 055.
28. Yetisir M., Gaudet M., Rhodes D. Development and integration of Canadian SCWR concept with counter-flow fuel assembly // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13059.
29. Canadian SCWR bundle optimization for the new fuel channel design / A. Nava-Domingues, E.N. Onder, J. Pencer, D. Watts // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13022.
30. Прохоров В.И., Рисованная Ф.В. Проблема материалов для ядерных реакторов с водой сверхкритических параметров и опыт современных тепловых электростанций. – Димитровград: ФГУП «ГНЦ РФ НИИАР», 2008.
31. Кириллов П.Л., Терентьева М.И., Денискина Н.Б. Теплофизические свойства материалов ядерной техники: Учебно-справочное пособие / Под общ. ред. проф. П.Л. Кириллова; 2-е изд., перераб. и доп. – М.: ИздАт, 2007.
32. On the potential use of high thermal-conductivity fuels in Supercritical Water-cooled Reactors (SCWRs) / W. Peiman, I. Pioro, K. Gabriell et al. // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 63.
33. Tsige-Tamirat H., Ammirabile L., Fuetterer M. On use of hydride fuel in HPLWR // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 49.
34. Концепция активных зон ВВЭР-СКД: Условия эксплуатации твэлов и кандидатные материалы / И.Н. Васильченко, В.В. Вьялицын, С.Н. Кобелев и др. // Отраслевой семинар «Реакторы на сверхкритических параметрах воды», 6 – 7 сентября 2007 г., ФЭИ, Обнинск. С. 109 – 117.

35. Penttilä S., Toivonen A. Oxidation and SCC behaviour of austenitic and ODS steels in supercritical water // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13029.
36. Pre-qualification of cladding materials for SCWR fuel qualification testing facility – stress corrosion cracking testing / P. Janik, R. Novotny, K.F. Nilsson // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13034.
37. Pre-qualification of cladding materials for SCWR fuel qualification testing facility / R. Novotny, P. Janik, K.F. Nilsson et al. // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13069.
38. Serrated flow, fatigue and creep behaviors of AL6XN austenitic stainless steel / L. Meng, J. Sun, H. Xing, G. Pang // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 61.
39. Corrosion screening test of several candidate materials for SCWR cladding / L. Zhang, R. Tang, F. Zhu et al. // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 62.
40. Status of cladding materials for SWCR in USTB / C. Ge, Q. Yan, Z. Zhou et al. // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13104.
41. Study on tensile and impact properties of CNS-II RAF/M steels / X. Li, Q. Yan, R. Ma et al. // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 82.
42. Development of oxide dispersion strengthened steels for supercritical water-cooled reactors core application / Z. Zhou, M. Li, P. He et al. // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 63.
43. Study of small sample's high temperature creep behaviors under argon's protection / Q. Xie, D. Lu, X. Qian et al. // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13082.
44. Hardening and microstructure evolution on ion irradiated C276 / X. Qian, D. Lu, T. Li, Q. Xie // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13109.
45. Silicon carbide as a candidate cladding material in SCWR / Y. Zhang, W. Yang, J. Yang et al. // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13113.
46. Gillemot F., Horváth M., Horváth Á. Study of 15H2MFA steel properties for use in SCWR reactor // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 55.

47. Акользин П.А., Маргулова Т.Х., Мартынова О.И. Водный режим паротурбинных блоков сверхкритических параметров. – М.: Энергия, 1972.
48. Application of high-temperature/pressure phase separation to a supercritical water-cooled reactor / J.A. Kozinski, I.S. Butler, D.H. Ryan, S.G. Xu // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 65.
49. Guzonas D., Tremaine P., Brosseau F. Predicting activity transport in a supercritical water cooled pressure tube reactor // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 67.
50. Kysela J., Růžičková M., Petr J. Water chemistry specifications for supercritical water cooled reactors – possible options // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4), March 8 – 11, 2009, Heidelberg, Germany. Paper 68.
51. Guzonas D., Qiu L. Activity transport in a supercritical water-cooled reactor // The 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6). Shenzhen, Guangdong, China, 03 – 07 March 2013. Paper 13085.

Глава 3

МЕТОДИКА ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ТЕПЛООВОГО РАСЧЕТА АКТИВНОЙ ЗОНЫ

3.1. Цель и задачи теплового расчета реакторной установки

Целью теплового расчета реакторной установки является оценка тепловой экономичности энергетического блока и определение основных теплогидравлических характеристик реактора для обоснования его теплотехнической надежности.

В рамках студенческого курсового проекта тепловой расчет проводится для стационарных режимов работы РУ с учетом особенностей предлагаемого типа реактора и на основе совокупности заданных в проекте исходных параметров.

Основные задачи теплового расчета РУ с ВВЭР СКД на этапе эскизного проектирования включают:

1) оценку коэффициента полезного действия АЭС для выбранной тепловой схемы преобразования тепловой энергии в электрическую;

2) определение тепловой мощности ядерного реактора и массового расхода теплоносителя;

3) выбор состава и определение размеров активной зоны в целом (объем, эквивалентный диаметр, высота);

4) расчет необходимого количества и геометрических характеристик отдельных элементов активной зоны (тепловыделяющих сборок, ТВЭЛов, водяных “стержней”, пэлов, дистанционирующих решеток, проходных сечений для теплоносителя и замедлителя, поверхностей теплообмена и т.д.);

5) обоснование выбора топливных композиций, поглощающих, конструкционных и других материалов с учетом их теплофизических, ядерных, радиационных, нейтронно-физических, прочностных и коррозионных характеристик, а также требований не превышения эксплуатационных пределов;

6) определение средних по активной зоне значений теплогидравлических параметров (удельной энергонапряженности, мощности единичной ТВС, массовой скорости теплоносителя, плотности

теплового потока на поверхности твэлов, теплового потока на единицу длины и т.д.);

7) оценку неравномерности выделения энергии в активной зоне (по радиусу, высоте, объему) и выбор соответствующих коэффициентов неравномерности энерговыделения (на этапе предварительного теплового расчета эти коэффициенты задаются, а впоследствии уточняются по данным нейтронно-физических расчетов);

8) расчет тепловыделений в наиболее нагруженной ТВС с целью оценки значений максимальных тепловых нагрузок на поверхности твэлов и решения вопроса о необходимости (целесообразности) гидравлического профилирования активной зоны;

9) расчет температурных условий эксплуатации элементов теплонапряженной ТВС, определение максимальных значений температуры оболочек твэлов и топлива⁷;

10) расчет гидравлических сопротивлений при движении теплоносителя в активной зоне, определение затрат мощности на его прокачку;

11) анализ теплотехнической надежности активной зоны по предельным значениям температуры используемых материалов;

12) анализ устойчивости режимов эксплуатации;

13) определение максимальной температуры корпуса реактора с целью оценки его прочностных свойств.

3.2. Исходные данные для проведения тепловых расчетов

Для проведения тепловых расчетов ядерного реактора используются заданные в проекте характеристики (исходные данные), которые можно разбить на следующие основные группы:

общие характеристики энергоблока (АЭС) – установленная электрическая мощность, МВт (эл.); тип реактора, количество петель; тип турбины, параметры рабочего тела, особенности тепловой схемы АЭС;

⁷ Функция предполагаемого распределения мощности тепловыделения по высоте ТВС на данном этапе может задаваться на основании данных, известных из литературных источников.

схема движения и режимные параметры теплоносителя – количество заходов в активную зону, давление, температура воды на входе и выходе реактора;

конструкционные характеристики – тип, форма и конструкционные данные ТВС, конструкция твэлов, водяных “стержней” и пэлов; общее число ТВС и картограмма их расположения в активной зоне; высота активной зоны; конструкционные данные дистанционирующих решеток, входных и выходных устройств каналов;

тепловые и теплофизические характеристики – распределение тепловыделения по объему активной зоны (сначала задается, а затем уточняется в процессе нейтронно-физических расчетов); теплофизические свойства воды, топлива и оболочек, поглощающих, конструкционных и других материалов, входящих в активную зону.

3.3. Коэффициент полезного действия АЭС

Последовательное изложение методики расчета тепловой экономичности АЭС, количественным показателем которой является коэффициент полезного действия, приводится в известной книге Т.Х. Маргуловой [1]. В соответствии с этой методикой КПД-брутто для одноконтурной АЭС, что характерно для проектируемых атомных энергоблоков с ВВЭР СКД, можно выразить как

$$\eta_{\text{АЭС}} = \eta_{\text{э}} \eta_{\text{р}} \eta_{\text{тр}}, \quad (3.1)$$

где $\eta_{\text{э}}$ – абсолютный электрический КПД-брутто турбоустановки, а $\eta_{\text{р}}$ и $\eta_{\text{тр}}$ – коэффициенты, учитывающие потери теплоты в реакторном контуре и трубопроводах. Величина $\eta_{\text{э}}$ в свою очередь вычисляется как

$$\eta_{\text{э}} = \eta_{\text{т}} \eta_{\text{oi}} (1 - \zeta_{\text{тр}}) \eta_{\text{м}} \eta_{\text{г}}. \quad (3.2)$$

В формуле (3.2) $\eta_{\text{т}}$ – термический КПД идеального цикла Ренкина (Хирна), определяемый параметрами используемого паросилового цикла с применяемой на АЭС системой регенеративного подогрева питательной воды реактора; η_{oi} – внутренний относительный КПД

турбины, зависящий от типа турбины, ее характеристик, влажности пара и некоторых других величин; $\zeta_{\text{пр}}$ – коэффициент, учитывающий потери работы в связи с протечками пара через уплотнения и отсосом его эжекторами; $\eta_{\text{м}}$ – механический КПД турбоустановки; $\eta_{\text{г}}$ – КПД электрогенератора.

Чтобы пояснить, как можно достаточно быстро получить оценку термического КПД паротурбинной установки η_t , рассмотрим в качестве примера два характерных регенеративных цикла, которые могут применяться на АЭС с реакторами ВВЭР СКД. В первом цикле (рис. 3.1) после расширения рабочего тела в первых ступенях турбины от начальных параметров (p_0 , T_0), характеризуемых точкой b , до точки c пар остается слегка перегретым. После совершения работы этот пар при давлении $p_{\text{пр}}$ направляется в промежуточный пароперегреватель, где температура пара повышается до ее значения в точке d . Затем пар снова расширяется в части низкого давления турбины (линия de), и наконец при температуре $T_{\text{к}}$ влажный пар поступает в конденсатор турбинной установки, где полностью конденсируется до состояния насыщенной жидкости в точке a . Подогрев конденсата до температуры питательной воды $T_{\text{п.в}}$ (точка h) осуществляется в регенеративных подогревателях паром, отбираемым из турбины.

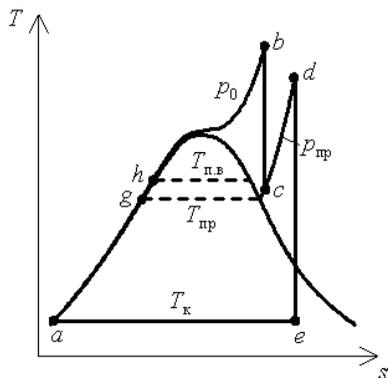


Рис. 3.1. Паротурбинный цикл с промежуточным перегревом пара

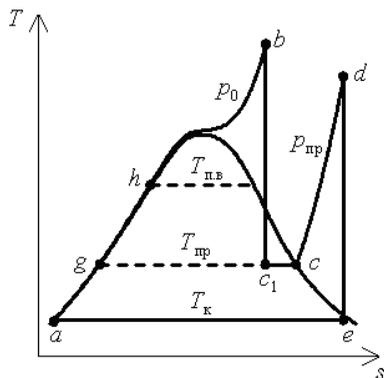


Рис. 3.2. Паротурбинный цикл с промежуточной сепарацией и перегревом пара

Главное отличие второго паротурбинного цикла (рис. 3.2) от первого состоит в том, что здесь пар начальных параметров, совершая работу в части высокого и среднего давления турбины, расширяется до точки c_1 , в которой температура рабочего тела $T_{пр}$ значительно ниже, чем в аналогичной точке c на диаграмме рис. 3.1. Эта точка во втором паротурбинном цикле расположена в двухфазной области, где влажность пара достигает предельно допустимой величины и поэтому требуется осушка пара. Чтобы исключить эрозионный износ проточной части турбины, влажный пар при температуре $T_{пр}$ направляется в вынесенный промежуточный сепаратор, где капли влаги отделяются от пара (на рис. 3.2 этот процесс изображается линией c_1c), а собранная влага затем сбрасывается в один из регенеративных подогревателей питательной воды. Далее сухой насыщенный пар при давлении $p_{пр}$ поступает в промежуточный пароперегреватель, и его температура повышается до значения в точке d .

Чтобы определить термический КПД циклов, изображенных на рис. 3.1 и 3.2, можно воспользоваться приближенной методикой расчета, подробно изложенной в учебном пособии [2].

Для цикла с промежуточным перегревом пара (рис. 3.1), когда число регенеративных подогревателей равно n , термический КПД определяется формулой

$$\eta_t = 1 - \frac{T_k(s_{пер} - s'_{пр}) \left/ \left[1 - \frac{T_{пр} - T_k}{T_{пр} + T_k} \frac{(i'_{пр} - i'_k)/m}{T_1(s_{пер} - s'_k)} \right] \right.}{(i_0 - i_{п.в.}) \frac{s_0 - s'_{пр}}{s_0 - s_{п.в.}} \left[1 - \frac{T_{п.в.} - T_{пр}}{T_{п.в.} + T_{пр}} \frac{(i_{п.в.} - i'_{пр})/(n-m)}{T_2(s_0 - s'_{пр})} \right] + (i_{пер} - i_{пр1})}. \quad (3.3)$$

В аналогичном случае, но для цикла с промежуточной сепарацией и перегревом пара (рис. 3.2),

$$\eta_t = 1 - \frac{T_k(s_{пер} - s'_{сеп}) \left/ \left[1 - \frac{T_{пр} - T_k}{T_{пр} + T_k} \frac{(i'_{сеп} - i'_k)/m}{T_1(s_{пер} - s'_k)} \right] \right.}{(i_0 - i_{п.в.}) \frac{s''_{сеп} - s'_{сеп}}{s_0 - s_{п.в.}} \left[1 - \frac{T_{п.в.} - T_{пр}}{T_{п.в.} + T_{пр}} \frac{(i_{п.в.} - i'_{сеп})/(n-m)}{T_2(s_0 - s'_{сеп})} \right] + (i_{пер} - i''_{сеп})}. \quad (3.4)$$

В формулах (3.3) и (3.4) m – число регенеративных теплообменников, обеспечивающих подогрев конденсата до температуры $T_{пр}$; $T_1 = (T_{пр} - T_k)/m + T_k$; $T_2 = (T_{п.в} - T_{пр})/(n - m) + T_{пр}$. Величины, относящиеся к параметрам пара перед входом в турбину (точка b на рисунках), имеют индекс 0. Одним штрихом (') и двумя штрихами (") помечены величины, принадлежащие соответственно воде на линии насыщения и насыщенному пару. Другие индексы: пер – относится к состоянию пара на выходе из промежуточного пароперегревателя (точка d на рисунках); к – означает, что величина выбирается при температуре в конденсаторе T_k (например, влажный пар – точка e , вода на линии насыщения – точка a); п.в – относится к питательной воде (точка h); пр – величина выбирается при давлении в промежуточном пароперегревателе (то же самое при давлении в сепараторе на рис. 3.2); пр1 – соответствует параметрам пара на входе в промежуточный пароперегреватель (точка c); сеп – относится к сепаратору (точки c_1 и c на рис. 3.2).

Для других величин, входящих в качестве множителей в формулы (3.1) и (3.2), в оценочных расчетах КПД АЭС с ВВЭР СКД рекомендуется принимать следующие значения: $\eta_p = 0,97 - 0,98$; $\eta_{тр} \approx 0,99$; $\eta_{oi} = 0,80 - 0,92$; $1 - \zeta_{пр} \approx 0,99$; $\eta_m = \eta_r = 0,97 - 0,99$.

Выработанная на АЭС электроэнергия W_3 частично расходуется на собственные нужды станции, поэтому количество отпускаемой энергии потребителю уменьшается на величину затрат на собственные нужды $W_{с.н.}$. С учетом этого КПД по отпуску электроэнергии, или КПД-нетто, определяется как

$$\eta_{АЭСнт} = \eta_{АЭС} \frac{W_3 - W_{с.н.}}{W_3}. \quad (3.5)$$

По сравнению с двухконтурными ВВЭР, работающими на воде докритических параметров, затраты энергии на собственные нужды в случае ВВЭР СКД оказываются существенно меньше, при этом основная составляющая этих потерь приходится на привод питательных насосов.

3.4. Тепловая мощность реактора и размеры активной зоны

Тепловая мощность реактора. Если электрическая мощность $W_э$ атомной электростанции в проекте задана, то тепловая мощность ядерного реактора рассчитывается как

$$Q_p = \frac{W_э}{\eta_{АЭС}}, \quad (3.6)$$

где $\eta_{АЭС}$ определяется выражениями (3.1) и (3.2).

Размеры активной зоны. Для любого ядерного реактора одной из важнейших характеристик, от которой во многом зависят экономичность и теплотехническая надежность установки, является средняя удельная энергонапряженность $q_{v\text{ ср}}$ активной зоны. Она представляет собой отношение тепловой мощности реактора к так называемому эквивалентному объему активной зоны $V_{a.з}$

$$\bar{q}_v = \frac{Q_p}{V_{a.з}}. \quad (3.7)$$

Обыкновенно эта величина выражается в МВт/м³ или кВт/л.

В современных водоохлаждаемых энергетических реакторах средняя удельная энергонапряженность активной зоны составляет приблизительно $80 \div 120$ МВт/м³. В предварительных расчетах ВВЭР СКД величина $q_{v\text{ ср}}$ может быть выбрана в указанных пределах, тогда эквивалентный объем активной зоны

$$V_{a.з} = \frac{Q_p}{\bar{q}_v}. \quad (3.8)$$

В целях экономии нейтронов (снижения их утечки из реактора) эквивалентный диаметр $D_{a.з}$ и высота $H_{a.з}$ активной зоны обычно выбираются примерно равными друг другу. Если $D_{a.з} = H_{a.з}$, то

$$D_{a.3} = \sqrt[3]{\frac{4V_{a.3}}{\pi}}. \quad (3.9)$$

Выбранные на предварительном этапе значения $q_{v \text{ ср}}$, $D_{a.3}$ и $H_{a.3}$ должны затем уточняться в процессе выполнения теплогидравлических и нейтронно-физических расчетов, конструирования и компоновки активной зоны, а также реактора в целом.

3.5. Расход и схема движения теплоносителя

Массовый расход теплоносителя. Массовый расход теплоносителя через реактор рассчитывается по уравнению

$$G_{\text{ТН}} = \frac{Q_{\text{р}}}{i_{\text{ВЫХ}} - i_{\text{ВХ}}}, \quad (3.10)$$

где значения энтальпий $i_{\text{ВХ}}$ и $i_{\text{ВЫХ}}$ определяются по таблицам свойств воды в зависимости от заданных значений давления и температуры на входе и выходе реактора.

Приращение энтальпии теплоносителя $\Delta i = i_{\text{ВЫХ}} - i_{\text{ВХ}}$ в активной зоне проектируемых реакторов СКД более чем в десять раз превышает эту же величину в традиционных ВВЭР с водой докритических параметров. Отсюда из уравнения (3.10) следует, что при сопоставимой мощности сравниваемых здесь типов реакторов расход теплоносителя в ВВЭР СКД составляет менее одной десятой доли расхода воды в обычном ВВЭР. В связи с этим в некоторых проектах ВВЭР СКД рассматриваются многоходовые схемы движения теплоносителя (два – три захода в активную зону, см. п. 2.3 гл. 2).

Схема движения теплоносителя. Многоходовые схемы движения теплоносителя в активной зоне реактора имеют ряд преимуществ по сравнению с одноходовой схемой. В частности, использование многоходовой схемы позволяет:

- уменьшить перепад температуры по высоте активной зоны;
- значительно повысить скорость движения воды (а, следовательно, увеличить коэффициент теплоотдачи и уменьшить перегрев твэлов);

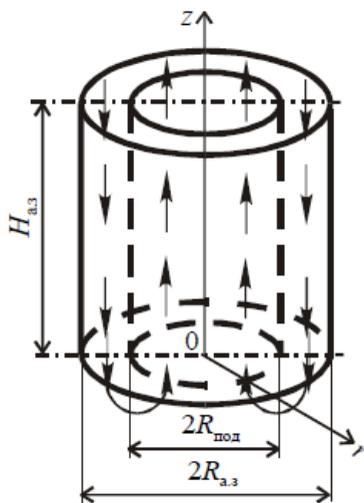
сместить зону потока, где достигается псевдокритическая температура теплоносителя и может ухудшиться теплоотдача, в область сравнительно небольших тепловых нагрузок;

путем смешения потоков обеспечить более равномерную температуру теплоносителя на входе в центральную часть активной зоны.

Вместе с тем, в случае многоходовых схем в условиях неравномерного тепловыделения в активной зоне возникает задача оптимального распределения каналов с опускным и подъемным течением, а также разумного выбора их количества и величины подогрева воды в них в пределах каждого хода теплоносителя.

Рассмотрим эту задачу более подробно на примере двухходовой активной зоны, схематическое изображение которой показано на рис. 3.3. Здесь теплоноситель сначала совершает опускное движение в кольцевой периферийной части активной зоны. Пройдя опускной участок, он поступает в расположенную внизу смесительную камеру, поворачивает в ней на 180° , а затем движется вверх по центральному подъемному участку.

Рис. 3.3. Схематическое изображение двухходовой активной зоны



Принимая во внимание вышеизложенное, положим, что температура воды в нижней камере выбрана равной температуре псевдофазового перехода t_m . Тогда из уравнений теплового баланса следует, что отношение мощности подъемного участка $Q_{\text{под}}$ к мощности опускного участка $Q_{\text{оп}}$ должно равняться

$$\frac{Q_{\text{под}}}{Q_{\text{оп}}} = \frac{i_{\text{ВЫХ}} - i_m}{i_m - i_{\text{ВХ}}}. \quad (3.11)$$

Выражение (3.11) эквивалентно следующему:

$$\frac{Q_{\text{под}}}{Q_p} = \frac{i_{\text{ВЫХ}} - i_m}{i_{\text{ВЫХ}} - i_{\text{ВХ}}}. \quad (3.12)$$

Если распределение энерговыделения в активной зоне реактора можно описать функцией

$$q_v(r, z) = q_{v0} R(r) Z(z), \quad (3.13)$$

где q_{v0} находится из условий нормировки⁸, то для определения размера подъемного участка, а именно его эквивалентного радиуса $R_{\text{под}}$, следует решить уравнение

$$\frac{\int_0^{R_{\text{под}}} R(r) r dr}{\int_0^{R_{\text{а.з}}} R(r) r dr} = \frac{i_{\text{ВЫХ}} - i_m}{i_{\text{ВЫХ}} - i_{\text{ВХ}}}. \quad (3.14)$$

Геометрические размеры тепловыделяющей сборки реактора могут быть в проекте заданы или определены заранее в процессе расчетов и конструкторской проработки. В этом случае при компоновке активной зоны (рис. 3.4) должно соблюдаться следующее условие: площади поперечных сечений, занимаемые ТВС на подъемном и опускном участках, должны быть с учетом зазоров s_3 между чехлами ТВС приблизительно равны вычисленным площадям $\pi D_{\text{под}}^2/4$ и $\pi D_{\text{оп}}^2/4 = \pi (D_{\text{а.з}}^2 - D_{\text{под}}^2)/4$ соответственно. Исходя из

⁸ Интеграл от $q_v(r, z)$ по объему активной зоны должен равняться тепловой мощности реактора Q_p .

этого условия, рассчитывается количество ТВС на опускном и подъемном участках, а затем уточняются размеры активной зоны.

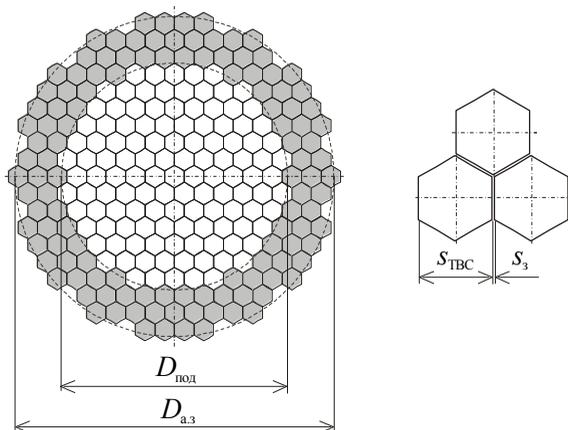


Рис. 3.4. Вариант компоновки активной зоны реактора ВВЭР СКД:
 $N_{\text{ТВС оп}} = 120$, $N_{\text{ТВС под}} = 121$

При равномерном распределении теплоносителя по ТВС величина расхода $G_{\text{ТВС}}$ на опускном участке определяется как

$$G_{\text{ТВС оп}} = \frac{k_G G_{\text{ТН}}}{N_{\text{ТВС оп}}}, \quad (3.15)$$

где $N_{\text{ТВС оп}}$ – количество ТВС на опускном участке; $k_G \approx 0,98$ – коэффициент расхода, учитывающий протечки теплоносителя за пределами ТВС⁹. Аналогично рассчитывается $G_{\text{ТВС}}$ на подъемном участке

$$G_{\text{ТВС под}} = \frac{k_G G_{\text{ТН}}}{N_{\text{ТВС под}}}, \quad (3.16)$$

⁹ К таким протечкам относятся, в частности, протечки по зазорам между чехлами ТВС.

с той лишь разницей, что здесь $N_{\text{ТВС под}}$ – количество ТВС на подъемном участке.

Если предусматривается гидравлическое профилирование по радиусу активной зоны, то распределение расходов теплоносителя по ТВС должно следовать принятому в проекте закону профилирования, что обычно достигается установкой на входных участках в ТВС дроссельных шайб.

Массовая скорость движения воды ρw как на опускном, так и на подъемном участках активной зоны вычисляется по формуле

$$\rho w = \frac{G_{\text{ТВС}}}{S_{\text{ТН}}}, \quad (3.17)$$

где $G_{\text{ТВС}}$ – массовый расход воды в ТВС; $S_{\text{ТН}}$ – “живое” сечение каналов ТВС (площадь поперечного сечения, рассчитанная по внутреннему размеру чехла ТВС, за вычетом площади поперечного сечения всех элементов, находящихся внутри ТВС).

В отличие от массовой скорости, которая сохраняет постоянное значение по длине каналов ТВС, средняя по поперечному сечению ТВС линейная скорость зависит от координаты z (расстояния от входа в ТВС), так как плотность воды вследствие ее нагрева изменяется, в результате имеем

$$\bar{w}(z) = \frac{\rho w}{\rho(z)}. \quad (3.18)$$

Таким образом, для того чтобы вычислить линейную скорость, необходимо располагать зависимостью $\rho(z)$, которую можно найти, если рассчитать распределение температуры $t(z)$ по высоте ТВС.

3.6. Энергетические характеристики активной зоны и ТВС

Средние характеристики активной зоны. Кроме средней энергонапряженности $q_{\nu \text{ ср}}$ реактора важными его характеристиками являются рассчитанная в среднем по активной зоне величина мощности отдельной ТВС, а также такие удельные показатели как:

средняя линейная (на единицу высоты активной зоны) мощность ТВС;

средний линейный тепловой поток от твэлов;

средняя плотность теплового потока на поверхности твэлов.

Следует иметь в виду, что часть тепловой энергии реактора выделяется не в твэлах, а в других его элементах (поглощающих, конструкционных и других материалах, теплоносителе). Определить эту долю энергии довольно трудно, поэтому при расчете двух последних характеристик рекомендуется вместо полной тепловой мощности реактора использовать величину $k_Q Q_p$, где $k_Q \approx 0,98$.

Таким образом, если количество ТВС в реакторе равно $N_{\text{ТВС}}$, а количество твэлов в ТВС равно $n_{\text{ТВЭЛ}}$, то средний линейный тепловой поток от твэлов будет

$$\bar{q}_l = \frac{k_Q Q_p}{H_{\text{а.з.}} N_{\text{ТВС}} n_{\text{ТВЭЛ}}}, \quad (3.19)$$

а средняя плотность теплового потока на поверхности твэлов –

$$\bar{q}_F = \frac{k_Q Q_p}{\pi d_{\text{ТВЭЛ}} H_{\text{а.з.}} N_{\text{ТВС}} n_{\text{ТВЭЛ}}} = \frac{\bar{q}_l}{\pi d_{\text{ТВЭЛ}}}. \quad (3.20)$$

В проектируемых ВВЭР СКД \bar{q}_l и \bar{q}_F имеют порядок величины 15 кВт/м, или 150 Вт/см и 500 кВт/м² соответственно.

Что касается реакторов с многоходовой схемой движения теплоносителя, у которых активная зона состоит из нескольких подзон, то для них важно оценить все рассмотренные выше характеристики не только для всей зоны в целом, но и отдельно для каждой подзоны.

Коэффициенты неравномерности энерговыделения. Энергия в ядерном реакторе выделяется не равномерно по объему активной зоны. Чтобы охарактеризовать неравномерность энерговыделения количественно, используют различные коэффициенты неравномерности. Так, неравномерность тепловыделения по объему активной зоны характеризуют коэффициентом k_v , который равен отношению максимального значения удельного энерговыделения к среднему,

или $k_v = q_v^{\max} / \bar{q}_v$. Вводятся также понятия радиального k_r и высотного k_z коэффициентов неравномерности. Значениями этих коэффициентов характеризуют неравномерность тепловыделения соответственно по радиусу и высоте активной зоны. В необходимых случаях аналогичные коэффициенты могут использоваться для описания неравномерности тепловыделения в отдельных элементах активной зоны, например в ТВС.

Для активной зоны, поле энерговыделения в которой можно описать функцией (3.13), $k_v = k_r k_z$, где

$$k_r = \left[\frac{2}{R_{a.3}^2} \int_0^{R_{a.3}} R(r)r dr \right]^{-1}; \quad k_z = \left[\frac{1}{H_{a.3}} \int_0^{H_{a.3}} Z(z) dz \right]^{-1}. \quad (3.21)$$

Тепловыделяющие сборки с максимальным энерговыделением в тепловом отношении наиболее нагружены, они являются одними из самых ответственных элементов конструкции реактора, поэтому им необходимо уделять особое внимание. Максимальные значения линейных тепловых нагрузок q_l^{\max} и плотности тепловых потоков на поверхности твэлов q_F^{\max} в таких сборках превосходят в k_v раз средние значения в активной зоне (формулы (3.19) и (3.20)). Для выравнивания подогревов воды в различных ТВС активной зоны, а также с целью интенсификации теплообмена в высоконапряженных ТВС обычно предусматривают увеличение расхода теплоносителя (так называемое гидравлическое профилирование).

3.7. Распределение температур по высоте ТВС

Распределение температуры теплоносителя. Чтобы рассчитать распределение температуры теплоносителя $t_{ж}(z)$ по высоте ТВС, нужно сначала найти изменение энтальпии воды $i_{ж}(z)$, которое определяется из уравнения теплового баланса.

Для каналов ТВС с расходом воды $G_{\text{ТВС}}$ и линейной тепловой мощностью $q_l^{\text{ТВС}}(z)$ будем иметь

$$i_{\text{ж}}(z) = i_{\text{вх}} + \frac{1}{G_{\text{ТВС}}} \int_0^z q_l \text{ТВС}(z) dz, \quad (3.22)$$

где $i_{\text{вх}}$ – значение энтальпии воды на входе в ТВС.

На практике, для того чтобы выполнить расчеты по формуле (3.22), приходится разбивать ТВС по высоте на ряд последовательных отрезков с координатами сечений z_i . Далее, используя вычисленные значения $i_{\text{ж}}(z_i)$ и считая давление в каналах ТВС неизменным, из табличных данных о свойствах воды находятся значения $t_{\text{ж}}(z_i)$.

Распределение температур оболочки твэла и топлива. Температура наружной поверхности оболочки твэла, находящегося в ТВС, определяется по найденной зависимости $t_{\text{ж}}(z)$ с учетом термического сопротивления теплоотдачи $R_{\alpha}(z) = 1/\alpha(z)$:

$$t_{\text{об}}(z) = t_{\text{ж}}(z) + \frac{q_l(z)R_{\alpha}(z)}{\pi d_{\text{ТВЭЛ}}}, \quad (3.23)$$

где линейный тепловой поток от твэлов $q_l(z) = k_Q q_l \text{ТВС}(z) / n_{\text{ТВЭЛ}}$; коэффициент теплоотдачи α рассчитывается по формулам, приведенным в гл. 1, п. 1.4.

При определении температуры топлива на оси твэла учитываются термические сопротивления оболочки $R_{\text{об}}$ (если оболочка тонкая, то $R_{\text{об}} = \delta_{\text{об}}/\lambda_{\text{об}}$), контакта топлива с оболочкой $R_{\text{к}}$ и топливного сердечника $R_{\text{т.с}}$. В случае стержневого твэла без центрального отверстия

$$R_{\text{т.с}} = \frac{d_{\text{ТВЭЛ}}}{4\lambda_{\text{т}}}; \quad (3.24)$$

для твэла с центральным отверстием диаметром $d_{\text{отв}}$

$$R_{\text{т.с}} = \frac{d_{\text{ТВЭЛ}} \left\{ 1 - \left(\frac{d_{\text{ОТВ}}}{d_{\text{т.с}}} \right)^2 \left[1 - 2 \ln \left(\frac{d_{\text{т.с}}}{d_{\text{ОТВ}}} \right) \right] \right\}}{4\lambda_{\text{т}} \left[1 - \left(\frac{d_{\text{ОТВ}}}{d_{\text{т.с}}} \right)^2 \right]}, \quad (3.25)$$

где $d_{\text{т.с}}$ – диаметр топливного сердечника.

Таким образом, температура в центре твэла

$$t_{\text{ц.т}}(z) = t_{\text{об}}(z) + \frac{q_l(z)}{\pi d_{\text{ТВЭЛ}}} (R_{\text{об}} + R_{\text{к}} + R_{\text{т.с}}). \quad (3.26)^{10}$$

Максимальные температуры оболочки твэла и топлива. Чтобы найти значения максимальных температур оболочки твэла и топлива в рассматриваемой тепловыделяющей сборке, используется обычная, хорошо известная процедура. Сначала определяются координаты максимумов температур путем дифференцирования зависимостей (3.23), (3.26) и приравнивания полученных производных нулю. Затем в этих координатах находятся значения соответствующих максимумов.

Для оценки теплотехнической надежности реактора особое значение имеют максимальные значения температур оболочек твэлов и ядерного топлива в наиболее нагруженных ТВС. Выполненные для них расчеты по формулам (3.23), (3.26) позволяют сравнить полученные максимальные температуры оболочек твэлов и топлива с предельно допустимыми значениями.

Максимальные температуры оболочек твэлов и топлива непосредственно связаны с распределением энерговыделения в активной зоне реактора, т.е. зависят от принятых в расчетах значений коэффициентов неравномерности k_r , k_z и k_v . При выборе коэффициентов неравномерности энерговыделения необходимо учитывать два обстоятельства.

¹⁰ В формулах (3.24) – (3.26) предполагается, что коэффициенты теплопроводности оболочки $\lambda_{\text{об}}$ и топлива $\lambda_{\text{т}}$ не зависят от температуры.

С одной стороны, для того чтобы обеспечить высокие технико-экономические показатели разрабатываемой конструкции реактора и вместе с тем удовлетворить нормативным требованиям, стремятся максимально снизить коэффициенты неравномерности энерговыделения в активной зоне, чем, в основном, и достигается уменьшение максимальных температур оболочек твэлов и топлива. С другой стороны, выравнивание тепловыделения по радиусу (снижение k_r) приводит к увеличению нейтронного потока на периферии активной зоны и повышению радиационного воздействия на корпус реактора. С учетом этого, для того чтобы сохранить работоспособность корпуса в течение длительного времени (по современным требованиям 60 лет), приходится ограничивать снижение k_r до приемлемой величины.

В современных проектных разработках ВВЭР СКД согласно нейтронно-физическим расчетам, выполненным в [3], в реакторе с быстро резонансным спектром нейтронов при одноходовой схеме движения теплоносителя может быть получен коэффициент неравномерности энерговыделения по объему активной зоны 2,33, а в случае двухходовой схемы – 2,19. Для реактора с тепловым спектром нейтронов в этих же расчетах найдено $k_v = 2,50$. Если нет других данных, то полученные значения k_v рекомендуются для выполнения предварительных тепловых расчетов.

Список литературы к главе 3

1. Маргулова Т.Х. Атомные электрические станции: Учебник для вузов. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Высшая школа, 1978. (4-е изд. – М.: Высшая школа, 1984.)
2. Киселев Н.П., Радовский И.С. Термический КПД паротурбинных установок: Учебное пособие. – М.: МИФИ, 1992.
3. Реакторы, охлаждаемые водой сверхкритического давления при двухходовой схеме движения теплоносителя / Ю.Д. Баранаев, А.П. Глебов, А.В. Клушин и др. // Отраслевой семинар «Реакторы на сверхкритических параметрах воды». Обнинск, 6 – 7 сентября 2007. С. 28 – 39.

Глава 4

СИСТЕМЫ БЕЗОПАСНОСТИ РЕАКТОРОВ СКД

4.1. Общие положения обеспечения безопасности ядерных реакторов

Успешное решение задач обеспечения безопасности реакторной установки предполагает создание таких условий, при которых радиационное воздействие на персонал, население и окружающую среду при нормальной эксплуатации, нарушениях нормальной эксплуатации, включая проектные аварии¹¹, не приводит к превышению установленных доз облучения персонала и населения, нормативов по выбросам и сбросам, содержанию радиоактивных веществ в окружающей среде, а также ограничивается при запроектных авариях¹².

Действующие в России нормативные документы, относящиеся к безопасности АЭС [1, 2], и ряд других руководящих документов разработаны на основе единых требований и рекомендаций Международного агентства по атомной энергии (МАГАТЭ) с учетом многолетнего отечественного опыта проектирования, сооружения и эксплуатации ЯЭУ, а также федеральных норм и правил в области использования атомной энергии. В этих документах определены основные принципы обеспечения безопасности реакторных установок, установлены общие требования к конструкции, характеристикам и условиям эксплуатации систем и элементов РУ, а также требования организационно-технического характера, определяющие совокупность мероприятий по обеспечению безопасности ЯЭУ

¹¹ Проектная авария – авария, для которой проектом определены исходные события и конечные состояния и предусмотрены системы безопасности, обеспечивающие с учетом единичного отказа систем безопасности или одной независимой от исходного события ошибки персонала ограничение ее последствий установленными для таких аварий пределами.

¹² Запроектная авария – авария, вызванная не учитываемыми для проектных аварий исходными событиями или сопровождающаяся дополнительными по сравнению с проектными авариями отказами систем безопасности сверх единичного отказа, реализацией ошибочных решений персонала.

на всех этапах ее жизненного цикла, начиная от проектирования до снятия с эксплуатации и консервации.

Принципы обеспечения безопасности. В целом безопасность ЯЭУ обеспечивается системой технических и организационных мер, в том числе за счет:

использования и развития свойств внутренней самозащищенности¹³;

применения концепции глубоко эшелонированной защиты;

использования систем безопасности, построенных на основе принципов резервирования, пространственного и физического разделения, функциональной независимости, единичного отказа и т.д.;

использования надежных, проверенных практикой технических решений и обоснованных методик;

выполнения норм, стандартов, требований правил и других нормативных документов по безопасности, а также строгого соблюдения требований, указанных в проекте реакторной установки;

формирования и внедрения культуры безопасности;

комплектования персонала ЯЭУ в соответствии с требованиями нормативных документов.

В соответствии с концепцией глубоко эшелонированной защиты на ЯЭУ создается ряд последовательных уровней защиты от вероятных отказов технических средств и ошибок персонала и организуется система физических барьеров на пути выхода радиоактивных продуктов деления из топливной композиции в окружающую среду в количествах, превышающих установленные нормы. Принцип глубоко эшелонированной защиты обеспечивает ограничение последствий нарушения нормальной эксплуатации РУ в рамках каждого уровня (эшелона) и гарантирует, что единичный отказ технических средств или ошибка персонала не приведет к опасным последствиям.

Система последовательных физических барьеров включает топливную матрицу, оболочку твэла, границу контура теплоносителя реактора, герметичное ограждение реакторной установки и биологическую защиту.

¹³ Внутренняя самозащищенность – свойство реакторной установки обеспечивать безопасность на основе естественных обратных связей, процессов и характеристик.

Проектирование и изготовление каждого физического барьера осуществляется с обязательным соблюдением специальных норм и правил, что обеспечивает его повышенную надежность. В процессе эксплуатации ЯЭУ барьеры безопасности должны находиться в работоспособном состоянии. Для этого параметры реакторной установки должны поддерживаться в заданных проектных пределах, кроме того, должен осуществляться постоянный контроль целостности барьеров безопасности как прямыми, так и косвенными методами.

Система технических и организационных мер обеспечения безопасности ЯЭУ должна образовывать пять уровней глубоко эшелонированной защиты.

Первый уровень определяет условия размещения ЯЭУ и устанавливает требования по предотвращению нарушений нормальной эксплуатации реакторной установки.

Обеспечение и поддержание условий нормальной эксплуатации ЯЭУ достигается в результате:

разработки проекта ЯЭУ на основе консервативного подхода с учетом возможностей реализации внутренней самозащищенности реакторной установки;

качественного выполнения работ на стадиях проектирования, изготовления и монтажа оборудования и систем ЯЭУ, при их испытании, ремонте и модернизации;

поддержания технологических параметров ЯЭУ в заданных эксплуатационных пределах в соответствии с требованиями нормативных документов и инструкциями по эксплуатации;

поддержания в исправном состоянии важных для безопасности систем (элементов) путем своевременного технического обслуживания и ремонта, принятия профилактических мер, замены выработавшего ресурс оборудования и организации эффективно действующей системы документирования результатов работ и контроля;

подбора и обеспечения необходимого уровня квалификации персонала ЯЭУ для действий при нормальной эксплуатации, нарушениях нормальной эксплуатации, включая аварии, формирования культуры безопасности.

Второй уровень – предотвращение проектных аварий системами нормальной эксплуатации путем выявления и устранения отказов и

надлежащего управления РУ при нарушениях нормальной эксплуатации. Технически этот уровень обеспечивается:

наличием диагностических средств контроля состояния оборудования и систем ЯЭУ, важных для безопасности;
надежным резервированием оборудования;
необходимой эксплуатационной документацией.

Третий уровень – предотвращение развития отклонений от режимов нормальной эксплуатации в проектные аварии, а проектных аварий – в тяжелые запроектные аварии. Третий уровень предусматривает:

использование систем безопасности для защиты физических барьеров от разрушения, своевременного останова реактора, его расхолаживания и поддержания в подкритическом состоянии;

принятие мер по ослаблению последствий аварий, которые не удалось предотвратить, путем локализации выделяющихся радиоактивных веществ.

Четвертый уровень – управление запроектными авариями. Основными задачами на этом уровне являются:

предотвращение развития запроектных аварий и ослабление их последствий;

обеспечение целостности и работоспособности защитной оболочки или защитного ограждения реактора;

возвращение РУ в контролируемое состояние, при котором прекращается цепная реакция деления, обеспечивается постоянное охлаждение ядерного топлива и удержание радиоактивных веществ в установленных границах.

В процессе управления запроектной аварией эксплуатационный персонал использует любые имеющиеся технические средства и системы безопасности, в том числе и системы, специально предназначенные для управления тяжелыми авариями. На данном этапе должны поддерживаться в исправном состоянии системы локализации радиоактивных веществ.

Пятый уровень – подготовка и выполнение в случае необходимости планов противоаварийных мероприятий на площадке ЯЭУ и за ее пределами.

Функции безопасности и системы безопасности. В соответствии с концепцией глубоко эшелонированной защиты ЯЭУ должна

иметь системы безопасности для выполнения следующих основных функций безопасности¹⁴:

аварийный останов реактора и удержание его в подкритическом состоянии;

аварийный отвод тепла от реактора;

удержание радиоактивных веществ и ионизирующего излучения в установленных проектом границах.

Реализация функций безопасности на ЯЭУ обеспечивается как специально предназначенными для выполнения этих функций элементами и системами безопасности, так и системами (элементами) нормальной эксплуатации. Системы (элементы) ЯЭУ, отказы которых нарушают нормальную эксплуатацию реакторной установки или препятствуют устранению отклонений от нормальной эксплуатации и могут приводить к проектным и запроектным авариям, в нормативных документах называются системами (элементами), важными для безопасности.

При проектировании систем безопасности для достижения их надежности используется ряд следующих основных принципов:

принцип *единичного отказа* – принцип, в соответствии с которым система должна выполнять заданные функции при любом требующем ее работы исходном событии и при независимом от исходного события отказе одного, любого из активных элементов или пассивных элементов, имеющих механические движущиеся части;

принцип *приоритетности* – превалирование функции безопасности над всеми остальными управляющими воздействиями;

принцип *независимости* – повышение надежности системы путем применения функционального и (или) физического разделения каналов (элементов), для которых отказ одного канала (элемента) не приводит к отказу другого канала (элемента);

принцип *консервативного подхода* – подход к анализу аварии, при котором для параметров и характеристик принимаются значения и пределы, а также условия, заведомо приводящие к наиболее неблагоприятным результатам;

¹⁴ Функция безопасности – специфическая конкретная цель и действия, обеспечивающие ее достижение и направленные на предотвращение аварий или ограничение их последствий.

принцип *разнообразия* – повышение устойчивости системы против отказов по общей причине¹⁵ путем применения в разных системах (либо в пределах одной системы в разных каналах) по возможности различных средств и (или) аналогичных средств, основанных на различных принципах действия, для выполнения заданной функции.

При проектировании систем (элементов) ЯЭУ должно отдаваться предпочтение системам, устройство которых основано на пассивном принципе действия и свойствах внутренней самозащитности.

В проектах реакторных установок и комплексных систем управления техническими средствами должны учитываться:

отказы систем (элементов), важных для безопасности, приводящие к нарушениям нормальной эксплуатации;

внешние по отношению к ЯЭУ природные и техногенные воздействия;

возникающие на ЯЭУ внутренние воздействия (взрывы, ударные волны, пожары и др.);

ошибки персонала.

По характеру выполняемых функций системы безопасности ЯЭУ разделяются на управляющие, защитные, локализирующие, обеспечивающие.

Управляющие системы (элементы) безопасности (УСБ) – системы (элементы), предназначенные для инициирования действий систем безопасности, осуществления контроля и управления ими в процессе выполнения заданных функций. УСБ должны автоматически включаться в работу при наступлении условий, требующих их действия. Отказ автоматических средств управления не должен препятствовать дистанционному или ручному приведению в действие систем безопасности. В УСБ должна предусматриваться непрерывная автоматизированная диагностика работоспособности систем управления.

Защитные системы (элементы) безопасности (ЗСБ) – системы (элементы), предназначенные для предотвращения или ограниче-

¹⁵ Отказы по общей причине – отказы систем (элементов), возникающие вследствие одного отказа или ошибки персонала, или внешнего или внутреннего воздействия.

ния повреждений ядерного топлива, оболочек твэлов, оборудования и трубопроводов, содержащих радиоактивные вещества. ЗСБ должны обеспечивать надежный аварийный останов реактора и поддержание его в подкритическом состоянии в любых режимах нормальной эксплуатации и при их нарушениях, включая проектные аварии. Эффективность и быстрдействие систем аварийного останова реактора должны быть достаточны для ограничения энерговыделения уровнем, не приводящим к повреждению твэлов или элементов и систем контура теплоносителя сверх пределов, установленных для нормальной эксплуатации или для проектных аварий. Они должны быть рассчитаны на подавление положительной реактивности, возникающей в результате проявления любого эффекта реактивности или возможного сочетания эффектов реактивности при нормальной эксплуатации и проектных авариях. Аварийный останов реактора должен обеспечиваться независимо от того, имеется или потерян источник электрической энергии. В составе ЗСБ должны быть предусмотрены системы для аварийного отвода тепла от реактора, состоящие из нескольких независимых каналов. Допускается использование систем (каналов) охлаждения, предназначенных для нормальной эксплуатации, в качестве систем (каналов) аварийного отвода тепла от реактора. В этом случае они должны удовлетворять требованиям, предъявляемым к системам безопасности. Должны быть предусмотрены меры, предотвращающие выход реактора в критическое состояние и превышение допустимого давления в контуре теплоносителя при включении и работе системы аварийного отвода тепла от реактора.

Локализирующие системы (элементы) безопасности (ЛСБ) – системы (элементы), предназначенные для удержания выделяющихся при авариях радиоактивных веществ и ионизирующего излучения в предусмотренных проектом границах. Реактор и содержащие радиоактивные вещества системы (элементы) ЯЭУ должны размещаться в герметичных помещениях. Должно быть обосновано, что при нормальной эксплуатации и проектных авариях не будут превышены установленные нормами радиационной безопасности основные дозовые пределы облучения персонала и населения, а также нормативы по выбросам и содержанию радиоактивных веществ в окружающей среде. Реакторная установка, как правило, должна иметь двойную локализирующую систему – защитную оболочку и

герметичное ограждение. Защитная оболочка должна быть рассчитана на внутреннее давление, обусловленное аварийным выбросом теплоносителя при мгновенном разрыве трубопровода контура, с учетом действия системы снижения давления в защитной оболочке.

Обеспечивающие системы (элементы) безопасности (ОСБ) – системы (элементы), предназначенные для снабжения систем безопасности энергией, рабочей средой и создания условий для их функционирования. Электроснабжение систем безопасности ЯЭУ должно осуществляться от основного, резервного и аварийного источников. Резервный и аварийный источники электроснабжения должны быть независимы от работы ЯЭУ.

Проектом должны быть предусмотрены необходимые средства для противопожарной защиты ЯЭУ.

К системам безопасности относится часть СУЗ, обеспечивающая аварийную защиту реактора. Средства воздействия на реактивность должны по сигналам АЗ переводить реактор в подкритическое состояние и удерживать его в таком состоянии и в случаях прекращения электропитания. СУЗ должна исключать введение положительной реактивности средствами воздействия на реактивность, если рабочие органы АЗ не взведены. Должны быть предусмотрены две системы остановки реактора, основанные на разных принципах действия.

Реактор ВВЭР СКД – новый тип водоохлаждаемого энергетического реактора, в активной зоне которого плотность теплоносителя претерпевает значительные изменения. Поэтому одна из основных проблем, которая должна быть решена при разработке проекта этого типа ВВЭР, – обеспечение требований п. 1.4 Правил ядерной безопасности реакторных установок атомных станций (НП-082-07): «Значения коэффициентов реактивности по удельному объему теплоносителя и температуре топлива, по мощности реактора, суммарного коэффициента реактивности по температуре теплоносителя и температуре топлива не должны быть положительными во всех критических состояниях, возможных во всем диапазоне изменения параметров реактора при нормальной эксплуатации и при нарушениях нормальной эксплуатации, включая проектные аварии».

Другая задача вытекает из требований п. 1.2.5 Положений ОПБ-88/97: «Технические и организационные решения, принимаемые

для обеспечения безопасности АС, должны быть апробированы прежним опытом или испытаниями, исследованиями, опытом эксплуатации прототипов и соответствовать требованиям нормативных документов. Такой подход должен применяться не только при разработке оборудования и проектировании АС, но и при изготовлении оборудования, сооружении и эксплуатации АС, при реконструкции АС и модернизации ее систем (элементов)». Таким образом, важным этапом в освоении ВВЭР-СКД является создание установки-прототипа [3]. Целесообразно также использовать опыт эксплуатации энергоблоков тепловой энергетики со сверхкритическими параметрами пара [4].

4.2. Примеры систем обеспечения безопасности

ВВЭР СКД. Концепция построения систем безопасности ВВЭР СКД [5, 6] опирается на опыт эксплуатации одноконтурных реакторных установок БАЭС (блоки № 1 и 2), ВК-50 и ВWR с кипящим теплоносителем – водой.

Аварийная защита реактора. На аварийную защиту возлагается функция аварийного останова реактора и поддержания его в подкритическом состоянии. Предполагается, что основной системой, выполняющей данную функцию, будет механическая система управления и защиты реактора, обеспечивающая быстрый ввод в активную зону рабочих органов СУЗ (поглощающих стержней). В качестве второй системы, вступающей в действие при отказе основной системы защиты при запроектных авариях, рассматриваются следующие варианты:

ввод в контур реактора жидкого поглотителя (в случае теплового реактора);

расположение в периферийных ТВС сухих каналов, предназначенных для ввода поглощающих стержней под действием пружин;

применение в зоне расположения периферийных ТВС кластеров с поглотителем (для быстрых реакторов) или замедлителем (для тепловых реакторов), которые приводятся в движение (при вводе или выводе) гидравлическим приводом за счет избыточного давления в реакторе.

Принципиальные технологические схемы, иллюстрирующие основные системы безопасности реактора ВВЭР СКД, показаны на рис. 4.1 и 4.2.

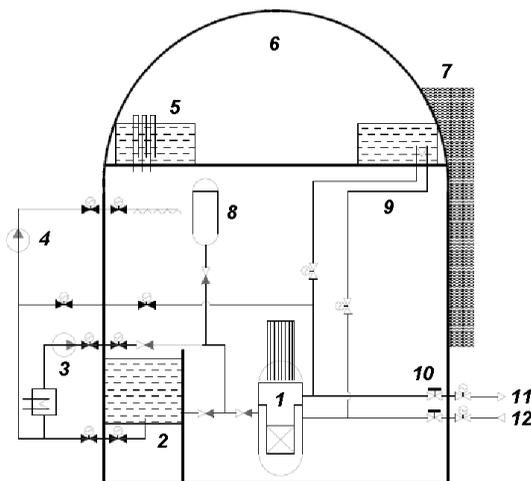


Рис. 4.1. Принципиальная технологическая схема систем безопасности реактора ВВЭР СКД: 1 – реактор; 2 – бак аварийного запаса воды; 3 – электронасос; 4 – спринклерная система; 5 – водяной бассейн; 6 – защитная оболочка (контейнмент); 7 – теплообменник контейнмента; 8 – гидроаккумулятор; 9 – пассивная система отвода от активной зоны остаточных тепловыделений; 10 – быстродействующие запорные отсечные клапаны; 11 – паропровод; 12 – трубопровод питаельного насоса

Система аварийного охлаждения активной зоны (САОАЗ) (см. рис. 4.1) предназначена для подачи в реактор воды с целью охлаждения твэлов в авариях с потерей теплоносителя. Подача воды в реактор 1 осуществляется из бака аварийного запаса воды 2 электронасосом 3. Охлаждение активной зоны может быть реализовано также с помощью *системы пассивного залива активной зоны (СПЗАЗ)*. Система СПЗАЗ, основанная на пассивном принципе действия, подает воду через патрубки САОАЗ из гидроаккумулятора 8 или бака 2. Это происходит автоматически вследствие открытия обратных клапанов при снижении давления в реакторе ниже давле-

ния в емкости 8 или при низком давлении в реакторе под действием гидростатического давления столба жидкости в баке 2.

Каждая из проектируемых систем САОАЗ и СПЗАЗ имеет по три независимых друг от друга канала.

Система САОАЗ автоматически включается в работу без вмешательства оператора при обесточивании блока, при течах теплоносителя первого контура и при полном прекращении подачи питательной воды в реакторную установку. Энергоснабжение всех элементов отдельного канала системы САОАЗ обеспечивается дизель-генератором соответствующего канала системы аварийного электропитания. В проекте предусмотрено также следующее требование: пассивная система безопасности СПЗАЗ должна снабжать реактор водой в таком количестве, которое необходимо для охлаждения активной зоны при авариях с гильотинным разрывом паропровода или трубопровода питательной воды до момента подачи воды от насосов САОАЗ (в течение примерно 40 с).

Система пассивного отвода тепла (СПОТ) (9 на рис. 4.1). Основной функцией этой системы является отвод в течение длительного времени остаточных тепловыделений в активной зоне реактора при запроектных авариях с потерей всех источников электропитания. Система СПОТ состоит из трех каналов, каждый из которых включает теплообменник для охлаждения теплоносителя, поступающего из паропровода реактора, а также трубопроводы горячей и холодной веток с необходимой арматурой.

Спринклерная система (4 на рис. 4.1). Основными функциями спринклерной системы являются снижение давления и температуры под защитной оболочкой реактора и связывание радиоактивного йода, содержащегося в паре и воздухе при нарушениях нормальной эксплуатации. В аварийной ситуации включение спринклерной системы в работу происходит автоматически без вмешательства оператора.

Система защиты реактора от превышения давления (см. рис. 4.2). Эта система предназначена для защиты оборудования и трубопроводов реакторной установки от превышения давления более чем на 15 % над заданным в проекте рабочим значением в проектных и запроектных авариях (при снижении расхода пара на турбину, неконтролируемом увеличении мощности активной зоны,

непреднамеренном увеличении количества теплоносителя в контуре циркуляции).

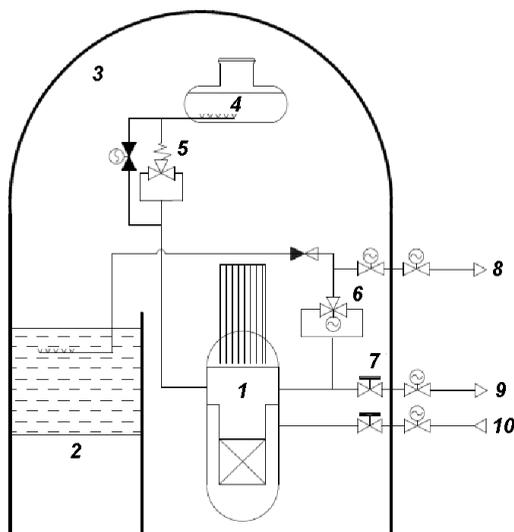


Рис. 4.2. Система защиты реактора ВВЭР СКД от превышения давления: 1 – реактор; 2 – бак с водой; 3 – защитная оболочка (контейнмент); 4 – барботер; 5 – ИПУ; 6 – БРУ; 7 – быстродействующие запорные отсечные клапаны; 8 – трубопровод, ведущий к конденсатору; 9 – паропровод; 10 – трубопровод питательного насоса

При избыточном повышении давления в реакторе 1 происходит сброс среды через импульсные предохранительные устройства (ИПУ) 5 в барботер 4 и через быстродействующие редуцирующие установки (БРУ) 6 либо в конденсатор турбины по трубопроводу 8, либо под защитную оболочку 3 через сопла, расположенные под уровнем воды в баках 2. ИПУ и БРУ резервируются по принципу $3 \times 50\%$.

HPLWR. В основу концепции реактора HPLWR положены принципы, сформулированные Международным форумом «Generation-IV», и требования по безопасности, содержащиеся в нормативных документах европейских стран [7, 8]. В соответствии с этими требованиями при разработке HPLWR проектируются *активные* и *пассивные* системы (рис. 4.3 и 4.4) для выполнения в переходных

процессах и аварийных ситуациях функций безопасности, указанных в табл. 4.1.

Т а б л и ц а 4.1

Функции безопасности и системы безопасности HPLWR [5, 6]

Функция безопасности	Системы безопасности
Управление реактивностью реактора	Две независимые системы (поглощающие стержни, борное регулирование)
Изоляция контейнента	Два главных запорных клапана на трубопроводах
Контроль давления в корпусе реактора и снижение давления	Восемь предохранительных клапанов
Снабжение активной зоны водой и отвод тепла из корпуса реактора	Активная и пассивная системы подачи воды в реактор для отвода остаточного тепловыделения (в каждой системе по четыре независимых канала)
Отвод тепла от контейнента	Охладитель контейнента

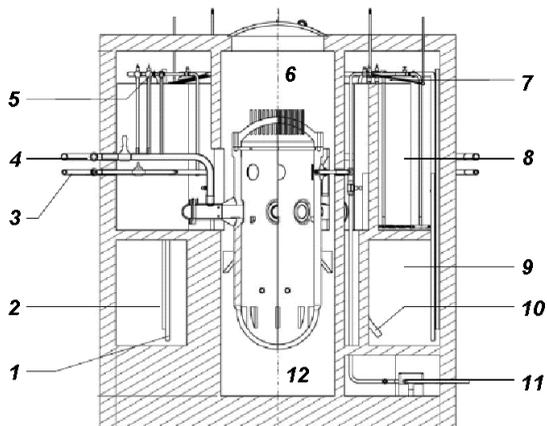


Рис. 4.3. Продольный разрез контейнента HPLWR с системами безопасности: 1 – трубка для выпуска водорода; 2 – переливная труба для воды; 3 – трубопроводы питательной воды; 4 – паропроводы; 5 – автоматические предохранительные клапаны; 6 – сухой бокс; 7 – охладитель контейнента; 8 – водяной бассейн; 9 – водяной бак системы снижения давления; 10 – выпускная труба; 11 – система отвода остаточного тепловыделения; 12 – ловушка кориума

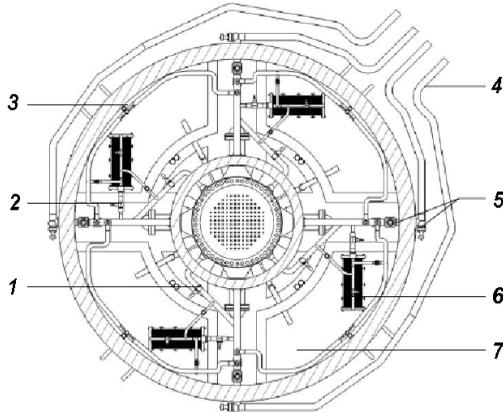


Рис. 4.4. Поперечный разрез контейнента HPLWR с системами безопасности: 1 – главный трубопровод питательной воды; 2 – пароструйный насос; 3 – сопло; 4 – главный паропровод; 5 – запорные клапаны главных трубопроводов; 6 – теплообменник пассивной системы рециркуляции теплоносителя; 7 – водяной бассейн

После выключения реактора (при плановом режиме эксплуатации или в случае крайней необходимости) охлаждение активной зоны осуществляется путем прокачки теплоносителя питательными насосами по байпасной линии, соединяющей реактор с главным конденсатором турбины, до тех пор, пока давление в контуре циркуляции не снизится до уровня около 2 МПа. В дальнейшем для отвода остаточного тепловыделения становится возможным подключение к работе активной системы безопасности II (см. рис. 4.3). Эта система представляет собой контур, по которому вода из бака 9 подается электронасосом в реактор, а из него в бассейн 8 через сопла, находящиеся под уровнем воды. С течением времени, когда уровень воды в бассейне 8 превысит максимальную отметку, вода из бассейна будет перетекать в бак 9 по переливным трубам 2.

Работа описанной активной системы расхолаживания реактора возможна только при бесперебойном электроснабжении. При обесточивании электросети требуется подключение к системе дизель-генераторов.

В случае разрыва трубопроводов питательной воды или пара снаружи контейнента закрываются главные запорные клапаны 5

(см. рис. 4.4), изолируя контеймент от остального оборудования станции. Давление в корпусе реактора затем быстро снижается путем сброса части среды в водяной бассейн через систему сопел. Спустя примерно 10 с давление становится равным 7 МПа. С этого момента начинается кипение воды, в результате чего скорость снижения давления несколько уменьшается. Если сброс пара через сопла продолжается долго, то это может привести к потере большей части теплоносителя реактора. Поэтому требуется рециркуляция воды.

В проекте HPLWR рассматриваются разные варианты пассивных схем рециркуляции с охлаждением теплоносителя в специальных теплообменниках. Один из них с использованием механических насосов с паропроводом, другой более дешевый – с применением пароструйных насосов.

ВГЭРС. При проектировании систем безопасности разработчиками ВГЭРС сделана ставка на сбалансированное сочетание пассивных и активных систем, при этом предпочтение отдано схемам, основанным на пассивном принципе действия [9]. Это позволило повысить устойчивость реакторной установки в режимах, требующих работы систем безопасности, и увеличить интервал времени, необходимый для принятия решений оперативным персоналом.

Реакторная установка, перегрузочный комплекс, оборудование секций, а также системы безопасности (см. рис. 2.19) – система пассивного отвода тепла (СПОТ), система защиты от превышения давления (СЗПД), а также быстродействующая система аварийного охлаждения реактора (БД САОР) находятся под герметичной оболочкой.

Реактор имеет две независимые системы останова: БСМ (быстрое снижение мощности) и АЗ (аварийная защита). Эффективность каждой из этих систем достаточна для заглушения реактора и удержания его в подкритическом состоянии.

Расчеты аварийных и переходных режимов позволили оценить динамические особенности реакторной установки и сделать выводы о достаточной ее безопасности. Были исследованы режимы:

обесточивание систем собственных нужд энергоблока;

прекращение подачи питательной воды в реактор;

разрыв паропровода полным сечением;

разрыв раздаточно-группового коллектора.

Анализ результатов расчетов показал, что во всех исследованных режимах температура элементов конструкции реактора находится на безопасном уровне. В ситуациях без разгерметизации петель расхолаживание реактора протекает в режиме устойчивой естественной циркуляции теплоносителя со сбросом тепла в баки СПОТ, которые рассчитаны на автономную работу в течение не менее 3-х суток. В случаях с разгерметизацией петель успешное охлаждение реактора может осуществляться системой САОР.

Список литературы к главе 4

1. Общие положения обеспечения безопасности атомных станций. ОПБ-88/97 (ПНАЭ Г-1-011-97). – М., 1997.
2. Правила ядерной безопасности реакторных установок атомных станций. НП-082-07. – М., 2007.
3. Conceptual proposals on the test reactor of VVER-SCP / V.A. Mokhov, V. Ya. Berkovich, M.P. Nikitenko et al, // The 7th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-7). Helsinki, Finland, March 15 – 18, 2015. Paper 2053.
4. Основы современной энергетики. Том 1. Современная теплоэнергетика / Под общей ред. проф. А.Д. Трухния / А.Д. Трухний, М.А. Изюмов, О.А. Поваров, С.П. Малышенко. – М.: Издательский дом МЭИ, 2008.
5. Чуркин А.Н., Мохов В.А., Махин В.М. Общее описание систем безопасности и систем нормальной эксплуатации проекта ВВЭР СКД // Отраслевой семинар «Реакторы на сверхкритических параметрах воды», СКП-2007. Обнинск, 06 – 07 сентября 2007. С. 91 – 108.
6. Concept of a single-circuit RP with vessel type supercritical water-cooled reactor / S.B. Ryzhov, V.A. Mohov, M.P. Nikitenko et al. // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 76.
7. Containment design proposal with active and passive safety systems for a High Performance Light Water Reactor / B. de Marsac, D. Bittermann, J. Starflinger, T. Schulenberg // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 10.
8. Bittermann D., Schulenberg T., Andreani M. The safety concept of the HPLWR // The 4th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-4). Heidelberg, Germany, March 8 – 11, 2009. Paper 11.
9. Водографитовый энергетический реактор со сверхкритическим давлением теплоносителя ВГЭРС / В.К. Викулов, В.Е. Гмырко, И.И. Гроздов и др. // Отраслевой семинар «Реакторы на сверхкритических параметрах воды», СКП-2007. Обнинск, 06 – 07 сентября 2007. С. 40 – 47.

СПИСОК РЕКОМЕНДУЕМОЙ УЧЕБНОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Безопасность при эксплуатации атомных станций: Учебное пособие / С.Б. Выговский, Н.Н. Давиденко, В.И. Наумов и др.; Под ред. Н.Н. Давиденко. – М.: МИФИ, 2007.
2. Герасимов В.В., Монахов А.С. Материалы ядерной техники: Учебник для вузов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоиздат, 1982.
3. Киселев Н.П., Радовский И.С. Термический КПД паротурбинных установок: Учебное пособие. – М.: МИФИ, 1992.
4. Конструирование ядерных реакторов: Учебное пособие для вузов / И.Я. Емельянов, В.И. Михан, В.И. Солонин и др.; Под общ. ред. акад. Н.А. Доллежала. – М.: Энергоиздат, 1982.
5. Маргулова Т.Х. Атомные электрические станции: Учебник для вузов. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Высшая школа, 1978. (4-е изд. – М.: Высшая школа, 1984.)
6. Новиков И.И., Воскресенский К.Д. Прикладная термодинамика и теплопередача. – 2-е изд. – М.: Атомиздат, 1977.
7. Теплообмен в ядерных энергетических установках: Учебное пособие для вузов. – 3-е изд., перераб. и доп. / Б.С. Петухов, Л.Г. Генин, С.А. Ковалев, С.Л. Соловьев. – М.: МЭИ, 2003.

УКАЗАТЕЛЬ СОКРАЩЕНИЙ

АЗ	аварийная защита
АЭС	атомная электростанция
БАЭС	Белоярская атомная электростанция
БКЭР	быстрый каналный энергетический реактор
БРУ	быстродействующая редукционная установка
ВГЭРС	водографитовый энергетический реактор с водой сверхкритического давления
ВВЭР	водо-водяной энергетический реактор
ВК	корпусной реактор с кипящей водой
ЗСБ	защитная система безопасности
ИПУ	импульсное предохранительное устройство
КН	конденсатный насос
КПД	коэффициент полезного действия
ЛСБ	локализирующая система безопасности
МАГАТЭ	Международное агентство по использованию атомной энергии
ОСБ	обеспечивающая система безопасности
ПВД	подогреватель высокого давления
ПН	питательный насос
ПНД	подогреватель низкого давления
ПП	промежуточный пароперегреватель
пэл	поглощающий элемент
РБМК	реактор большой мощности каналный
РУ	реакторная установка
САОАЗ	система аварийного охлаждения активной зоны
САОР	система аварийного охлаждения реактора
СЗПД	система защиты от превышения давления
СКД	сверхкритическое давление
СПАЗ	система пассивного залива активной зоны
СПОТ	система пассивного отвода тепла
СУЗ	система управления и защиты
ТВС	тепловыделяющая сборка
твэл	тепловыделяющий элемент
УСБ	управляющая система безопасности
ЦВД	цилиндр высокого давления
ЦНД	цилиндр низкого давления
ЦСД	цилиндр среднего давления
ЭГ	электрогенератор
ЯЭУ	ядерная энергетическая установка
BWR	Boiling Water Reactor (реактор с кипящей водой)
CANDU	Canada Deuterium Uranium Reactor (канадский тяжеловодный урановый реактор)
CSR	China Supercritical Reactor (китайский реактор с водой сверхкритического давления)

FR	Fast Reactor (реактор на быстрых нейтронах)
HPLWR	High Performance Light Water Reactor (легководный реактор с высокими экономическими показателями)
MOX	Mixed Oxide Fuel (смешанное оксидное топливо)
ODS	Oxide Dispersion Strengthened Steel (сталь, упрочненная дисперсией оксидов)
PWR	Pressurized Water Reactor (реактор с водой под давлением)
SCFR	Supercritical Fast Reactor (быстрый реактор с водой сверхкритического давления)
SCLWR	Supercritical Light Water Reactor (легководный реактор сверхкритического давления)
SCW	Supercritical Water (вода сверхкритического давления)
SCWR	Supercritical Water Reactor (реактор с водой сверхкритического давления)

П р и л о ж е н и е

ПРИМЕР ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ТЕПЛООВОГО РАСЧЕТА РЕАКТОРНОЙ УСТАНОВКИ С ВОДОЙ СКД

В приложении приводится пример теплового расчета РУ типа ВВЭР СКД с двухходовой схемой движения теплоносителя в активной зоне. Показано применение изложенных в учебном пособии расчетных методик и рекомендаций, приведены результаты предварительных расчетов основных характеристик реакторной установки, полученные на этапе эскизного проектирования.

П.1. Исходные данные проекта

В исходных данных за основу приняты принципиальная тепловая схема, параметры и конструктивные характеристики реакторной установки ВВЭР СКД-1600 МВт (эл.) [1].

На начальной стадии выполнения проекта заданными являются (табл. П.1):

- тип турбины и параметры паротурбинного цикла;
- принципиальная конструктивная схема реактора и параметры теплоносителя;
- тип твэла, состав и конструкция ТВС.

Т а б л и ц а П.1

Исходные данные для проектируемой АЭС с реактором ВВЭР СКД

Наименование характеристики	Значение характеристики
Общие характеристики	
Установленная мощность АЭС, МВт (эл.)	1600
Тип реактора	ВВЭР СКД
Схема движения теплоносителя в активной зоне реактора	Двухходовая
Количество петель	2
Давление воды в реакторе, МПа	24,5
Температура пара на выходе из реактора, °С	540
Температура воды на входе в реактор, °С	280
Тепловая схема АЭС	Одноконтурная

Наименование характеристики	Значение характеристики
Общие характеристики	
Тип турбины	К-800-240-5
Давление пара на входе в турбину, МПа	24
Температура пара на входе в турбину, °С	540
Температура промежуточного перегрева, °С	480
Число отборов пара	8
Давление питательной воды, МПа	25
Температура питательной воды, °С	280
Давление в конденсаторе, МПа	0,0035
Номинальная температура охлаждающей воды, °С	12
Характеристики ТВС	
Форма ТВС	Шестигранная
Размер чехла ТВС под ключ, мм	205
Толщина чехла, мм	2,25
Материал чехла	ЭП-172
Шаг решетки твэлов, мм	12
Тип твэла	Стержневой
Количество твэлов в ТВС, шт.	252
Состав топливного сердечника	UO ₂ + PuO ₂
Диаметр твэла, мм	10,7
Длина активной части твэла, мм	4000
Толщина оболочки твэла, мм	0,55
Материал оболочки	ЭП-172
Количество каналов под пэл, шт.	18
Размер каналов, мм	10,7x0,55
Размер центральной трубки, мм	10,7x1,0
Количество ТВС в активной зоне, шт.	241
Зазор между чехлами ТВС, мм	2,0

П.2. Коэффициент полезного действия АЭС

Расчет КПД АЭС выполнен применительно к тепловой схеме АЭС, показанной на рис. П.1. Перегретый водяной пар спецификационных параметров p_0 , T_0 из ядерного реактора 1 поступает в турбину, совершает в ней работу, расширяясь в цилиндрах сначала высокого 2 , а затем среднего 3 давления, в результате чего влажность пара увеличивается. В последней ступени цилиндра среднего

давления количество влаги в паре достигает предельно допустимой величины, поэтому требуется осушка пара. Отделение влаги от пара происходит в сепараторе 4, после чего сухой насыщенный пар направляется в промежуточный пароперегреватель 5, питаемый острым паром. После расширения в цилиндре низкого давления турбины 6 влажный пар поступает в конденсатор 8, где отработавший в турбине пар полностью конденсируется. Подогрев образующегося конденсата до температуры питательной воды реактора осуществляется в регенеративных подогревателях низкого 11 и высокого 14 давлений и деаэраторе 12 паром, отбираемым из турбины, а также потоками дренажа, поступающими из сепаратора и промежуточного пароперегревателя.

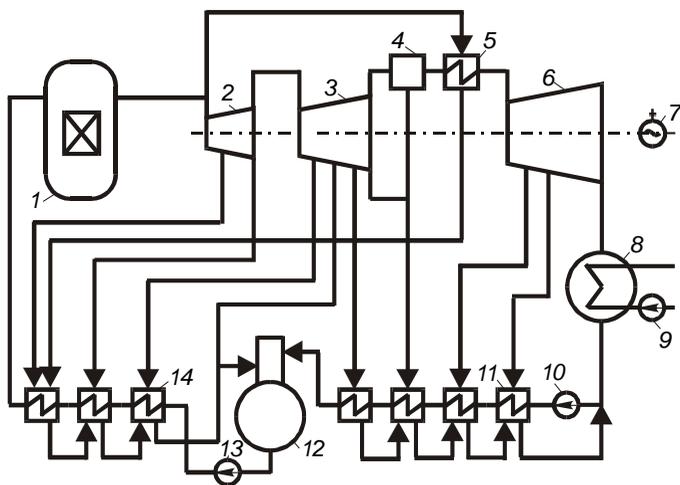


Рис. П.1. Структурная тепловая схема АЭС с реактором ВВЭР СКД мощностью 1600 МВт (эл.): 1 – реактор; 2 – ЦВД турбины; 3 – ЦСД турбины; 4 – сепаратор; 5 – промежуточный пароперегреватель; 6 – ЦНД турбины; 7 – электрогенератор; 8 – конденсатор; 9 – насос охлаждающей воды; 10 – конденсатный насос; 11 – регенеративный подогреватель низкого давления; 12 – деаэратор; 13 – питательный насос; 14 – регенеративный подогреватель высокого давления

Значения величин для расчета КПД АЭС

Величина	Значение
Давление пара на входе в турбину p_0 , МПа	24
Температура пара t_0 , °С	540
Энтальпия пара i_0 , кДж/кг	3319
Энтропия пара s_0 , кДж/(кг·К)	6,172
Давление в сепараторе $p_{сеп}$, МПа	0,28
Температура насыщения в сепараторе $t_{сеп}$, °С	131,2
Энтальпия насыщенной воды $i'_{сеп}$, кДж/кг	551,5
Энтропия насыщенной воды $s'_{сеп}$, кДж/(кг·К)	1,647
Энтальпия насыщенного пара $i''_{сеп}$, кДж/кг	2722
Энтропия насыщенного пара $s''_{сеп}$, кДж/(кг·К)	7,015
Температура промежуточного перегрева $t_{пер}$, °С	480
Энтальпия перегретого пара $i_{пер}$, кДж/кг	3444
Энтропия перегретого пара $s_{пер}$, кДж/(кг·К)	8,303
Давление в конденсаторе p_k , МПа	0,0035
Температура воды в конденсаторе t_k , °С,	26,7
Энтальпия воды в конденсаторе i'_k , кДж/кг	111,8
Энтропия воды в конденсаторе s'_k , кДж/(кг·К)	0,391
Давление питательной воды $p_{п.в.}$, МПа	25
Температура питательной воды $t_{п.в.}$, °С	280
Энтальпия питательной воды $i_{п.в.}$, кДж/кг	1230
Энтропия питательной воды $s_{п.в.}$, кДж/(кг·К)	3,013
Общее число регенеративных теплообменников n	8
Число регенераторов, в которых конденсат подогревается от температуры t_k до температуры $t_{сеп}$, m	4
Внутренний относительный КПД турбины η_{oi}	0,88
Коэффициент протечек пара $\zeta_{пр}$	0,01
Механический КПД η_m	0,99
КПД электрогенератора η_r	0,99
Коэффициент потерь теплоты в реакторном контуре η_p	0,98
Коэффициент потерь теплоты в трубопроводах $\eta_{тр}$	0,99

Примечание. Свойства воды и водяного пара взяты из таблиц: Александров А.А., Григорьев Б.А. Таблицы теплофизических свойств воды и водяного пара: Справочник. Рек. службой стандартных справочных данных. ГСССД Р-776-98. – 2-е изд., стереотип. – М.: Издательский дом МЭИ, 2006.

Описанной выше тепловой схеме полностью соответствует t - s диаграмма, представленная на рис. 3.2 в гл. 3 основной части пособия, поэтому для расчета термического КПД паротурбинного цикла можно использовать уравнение (3.4).

Используя заданные в проекте исходные параметры, а также другие величины, перечисленные в табл. П.2, в результате расчетов по формулам (3.1), (3.2) и (3.4) получим следующие значения КПД:

термический КПД паротурбинного цикла η_t – 0,525;
 электрический КПД турбоустановки $\eta_{э}$ – 0,448;
 КПД-брутто атомной электростанции $\eta_{АЭС}$ – 0,435.

П.3. Геометрические характеристики активной зоны и ТВС

Вид поперечного сечения ТВС реактора ВВЭР СКД-1600, конструкция которого положена в основу данного проекта, показан на рис. П.2.

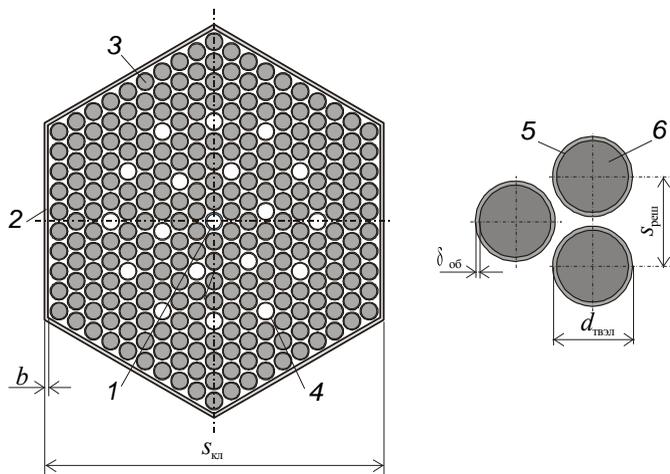


Рис. П.2. Поперечное сечение ТВС реактора ВВЭР СКД: 1 – центральная трубка; 2 – чехол ТВС; 3 – ТВЭЛ; 4 – направляющий канал под пэл; 5 – оболочка ТВЭЛа; 6 – ядерное топливо

Поскольку размеры $H_{a.3}$, $s_{кл}$ и число ТВС в проекте заданы, известен также размер зазоров s_3 между чехлами ТВС, то эквивалентные значения площади поперечного сечения $S_{a.3}$, диаметра $D_{a.3}$ и объема $V_{a.3}$ активной зоны будут равны соответственно

$$S_{a.3} = \frac{\sqrt{3}}{2} (s_{кл} + s_3)^2 N_{ТВС} = 8,94 \text{ м}^2;$$

$$D_{a.3} = \sqrt{\frac{4S_{a.3}}{\pi}} = 3,374 \text{ м};$$

$$V_{a.3} = S_{a.3} H_{a.3} = 35,77 \text{ м}^3.$$

В теплогидравлических расчетах тепловыделяющих сборок важными геометрическими характеристиками ТВС являются площадь проходного (“живого”) сечения для теплоносителя $S_{тн}$, площадь поверхности теплообмена $F_{то}$ и гидравлический (или тепловой) диаметр $d_{г}$. В случае рассматриваемых здесь ТВС с чехлом шестигранной формы для первых двух характеристик получим

$$S_{тн} = \frac{\sqrt{3}}{2} (s_{кл} - 2b)^2 - \frac{\pi}{4} (d_{ТВЭЛ}^2 n_{ТВЭЛ} + d_{к}^2 n_{к} + d_{тр}^2) = 0,0104 \text{ м}^2;$$

$$F_{то} = \pi d_{ТВЭЛ} H_{a.3} n_{ТВЭЛ} = 33,88 \text{ м}^2.$$

Гидравлический (тепловой) диаметр тепловыделяющей сборки определим так, как это принято для бесконечной решетки стержней:

$$d_{г} = d_{ТВЭЛ} \left[\frac{2\sqrt{3}}{\pi} \left(\frac{s_{реш}}{d_{ТВЭЛ}} \right)^2 - 1 \right] = 4,14 \text{ мм}.$$

Найденные здесь геометрические характеристики будут использованы в последующих расчетах.

П.4. Тепловая мощность реактора и расход теплоносителя

Согласно уравнению (3.6) тепловая мощность реактора

$$Q_p = \frac{W_3}{\eta_{\text{АЭС}}} = 3682 \text{ МВт},$$

при этом средняя удельная энергонапряженность активной зоны составит

$$\bar{q}_v = \frac{Q_p}{V_{\text{а.з}}} = 102,9 \text{ МВт/м}^3.$$

Массовый расход теплоносителя через реактор определяется по формуле (3.10)

$$G_{\text{ТН}} = \frac{Q_p}{i_{\text{ВЫХ}} - i_{\text{ВХ}}} = 1768 \text{ кг/с},$$

где энтальпия воды на выходе из активной зоны $i_{\text{ВЫХ}} = 3312,7$ кДж/кг, а энтальпия воды на входе в реактор $i_{\text{ВХ}} = 1230,3$ кДж/кг.

Для двухходовой схемы движения теплоносителя в соответствии с формулой (3.11) получим рекомендуемое соотношение между мощностями подъемного и опускного участков активной зоны

$$\frac{Q_{\text{ПОД}}}{Q_{\text{ОП}}} = \frac{i_{\text{ВЫХ}} - i_m}{i_m - i_{\text{ВХ}}} = 1,289,$$

где энтальпия воды при псевдокритической температуре 383 °С $i_m = 2140$ кДж/кг.

П.5. Средние и максимальные энергетические характеристики активной зоны

На основании полученных выше результатов мощность единичной ТВС для проектируемого реактора в среднем составит

$$\bar{Q}_{\text{ТВС}} = \frac{Q_p}{N_{\text{ТВС}}} = 15,28 \text{ МВт},$$

а средняя линейная мощность (мощность на единицу длины ТВС) будет равна

$$\bar{q}_l \text{ТВС} = \frac{Q_{\text{ТВС}}}{H_{\text{а.з}}} = 3,82 \text{ МВт/м}.$$

Согласно выражениям (3.19) и (3.20), если коэффициент k_Q принять равным 0,98, то средний линейный тепловой поток \bar{q}_l и средняя плотность теплового потока \bar{q}_F на поверхности твэлов соответственно будут равняться 14,86 кВт/м (или 148,6 Вт/см) и 441,9 кВт/м².

Максимальные значения энергетических характеристик зависят от распределения в активной зоне энерговыделения. На этапе предварительных тепловых расчетов зададим коэффициенты неравномерности энерговыделения. Пусть $k_r = k_z = 1,5$, $k_v = k_r k_z = 2,25$. Тогда будем иметь

$$Q_{\text{ТВС}}^{\text{max}} = k_r \bar{Q}_{\text{ТВС}} = 22,92 \text{ МВт};$$

$$q_v^{\text{max}} = k_v \bar{q}_v = 231,6 \text{ МВт/м}^3;$$

$$q_l^{\text{max}} \text{ТВС} = k_v \bar{q}_l \text{ТВС} = 8,60 \text{ МВт/м};$$

$$q_l^{\text{max}} = k_v \bar{q}_l = 33,43 \text{ кВт/м (или 334,3 Вт/см)};$$

$$q_F^{\max} = k_v \bar{q}_F = 994,4 \text{ кВт/м}^2.$$

Полученные значения максимальных тепловых нагрузок в дальнейшем должны быть уточнены в ходе совместных нейтронно-физических и тепловых расчетов.

П.6. Расчет количества и основных тепловых характеристик ТВС на опускном и подъемном участках активной зоны

Чтобы рассчитать в соответствии с рекомендациями п. 3.5 главы 3 основной части пособия количество ТВС на опускном и подъемном участках двухходовой активной зоны, нужно знать распределение в ней энерговыделения.

На этапе предварительных тепловых расчетов будем считать, что закон распределения энерговыделения по объему активной зоны можно описать функцией, по форме аналогичной (3.13)

$$q_v(r, z) = q_v^{\max} R(r)Z(z),$$

где $R(r) = J_0\left(\frac{2,405r}{R_{a.з} + \Delta_r}\right)$; $Z(z) = \cos\left(\frac{\pi}{2} \frac{H_{a.з}/2 - z}{H_{a.з}/2 + \Delta_z}\right)$; Δ_r и Δ_z – так

называемые эффективные добавки, связанные с необходимостью учета утечки нейтронов из активной зоны. При заданных коэффициентах неравномерности k_r и k_z значения эффективных добавок определяются выражениями (3.21). В нашем случае имеем соответственно $\Delta_r = 0,646$ м и $\Delta_z = 0,100$ м.

Решив уравнение (3.14), найдем эквивалентный радиус подъемного участка $R_{\text{под}} = 1,128$ м. Далее, рассматривая возможные варианты компоновки активной зоны, приходим к выводу, что из конструктивных соображений количество ТВС на подъемном участке $N_{\text{ТВС под}}$ следует выбрать равным 109 (рис. П.3). В этом варианте

$$R_{\text{под}} = \sqrt{\frac{S_{a.з} N_{\text{ТВС под}}}{\pi N_{\text{ТВС}}}} = 1,135 \text{ м},$$

что очень близко к найденному в расчетах значению. Таким образом, количество ТВС на опускном участке активной зоны $N_{\text{ТВС оп}}$ составит 132.

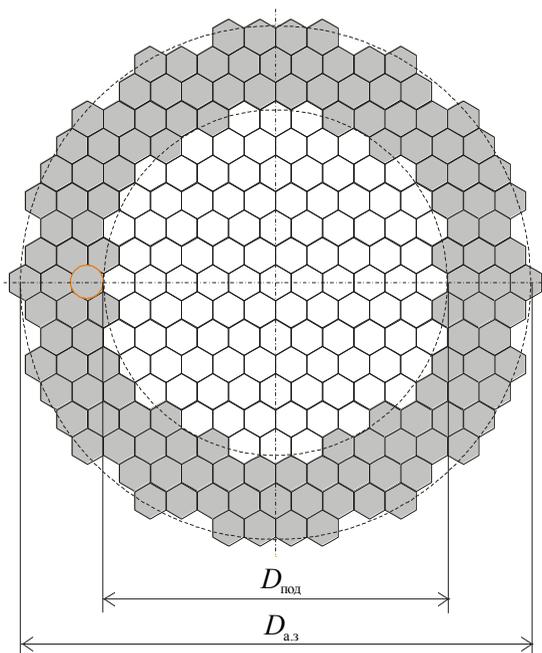


Рис. П.3. Вариант компоновки активной зоны реактора ВВЭР СКД:
 $N_{\text{ТВС оп}} = 132$, $N_{\text{ТВС под}} = 109$

Выбрав границу раздела опускного и подъемного участков, найдем мощности этих участков $Q_{\text{оп}}$ и $Q_{\text{под}}$ и значение энтальпии воды в нижней камере реактора $i_{\text{н.к}}$:

$$Q_{\text{оп}} = 2\pi q_v^{\max} \int_{R_{\text{под}}}^{R_{\text{а.з}}} R(r)rdr \int_0^{H_{\text{а.з}}} Z(z)dz = 1588 \text{ МВт};$$

$$Q_{\text{под}} = 2\pi q_v^{\text{max}} \int_0^{R_{\text{под}}} R(r) r dr \int_0^{H_{a,3}} Z(z) dz = 2095 \text{ МВт};$$

$$i_{\text{н.к}} = i_{\text{вх}} + \frac{Q_{\text{оп}}}{G_{\text{тн}}} = 2128,1 \text{ кДж/кг}.$$

Из этих расчетов видно, что энтальпия воды в нижней камере лишь немного не достигает значения в псевдокритической точке $i_m = 2140$ кДж/кг.

При температуре, близкой к псевдокритической, возможно выделение примесей, содержащихся в воде СКД, и их отложение на поверхностях контура теплоносителя [2, 3]. В рассматриваемом случае такие отложения в нижней камере реактора и в нижней части опускающего и подъемного участков активной зоны наименее опасны. Тепловые нагрузки здесь относительно невелики, и поэтому отложения примесей на поверхности твэлов не приведут к значительному их перегреву.

Представляют интерес коэффициенты неравномерности энерговыделения по радиусу опускающего и подъемного участков активной зоны. Значения этих коэффициентов можно определить по соотношениям

$$k_{r \text{ оп}} = \frac{R(R_{\text{под}})}{\frac{2}{R_{a,3}^2 - R_{\text{под}}^2} \int_{R_{\text{под}}}^{R_{a,3}} R(r) r dr} ;$$

$$k_{r \text{ под}} = \frac{R(0)}{\frac{2}{R_{\text{под}}^2} \int_0^{R_{\text{под}}} R(r) r dr} ,$$

в результате расчетов получим $k_{r \text{ оп}} = 1,307$, $k_{r \text{ под}} = 1,193$.

Используя формулы, аналогичные приведенным в п. П.5, можно найти другие тепловые характеристики опускного и подъемного участков. Результаты расчетов представлены в табл. П.3.

Т а б л и ц а П.3

Тепловые характеристики опускного и подъемного участков активной зоны

Характеристика	Значение характеристики
Опускной участок	
Тепловая мощность, МВт	1588
Наружный / внутренний эквивалентный радиус, м	1,687 / 1,135
Энтальпия / температура воды на входе, кДж/кг / °С	1230,3 / 280
Энтальпия / температура воды на выходе, кДж/кг / °С	2128,1 / 382,9
Коэффициент неравномерности энерговыделения k_r / k_z	1,307 / 1,5
Плотность энерговыделения, МВт/м ³ : средняя / максимальная	81,03 / 158,91
Количество ТВС, шт.	132
Мощность единичной ТВС, МВт: средняя / максимальная	12,03 / 15,72
Линейная мощность ТВС, МВт/м: средняя / максимальная	3,01 / 5,90
Линейный тепловой поток от твэла, Вт/см: средний / максимальный	116,9 / 229,3
Плотность теплового потока на поверхности твэла, кВт/м ² : средняя / максимальная	347,8 / 682,2
Подъемный участок	
Тепловая мощность, МВт	2095
Эквивалентный радиус, м	1,135
Энтальпия / температура воды на входе, кДж/кг / °С	2128,1 / 382,9
Энтальпия / температура воды на выходе, кДж/кг / °С	3312,7 / 540
Коэффициент неравномерности энерговыделения k_r / k_z	1,193 / 1,5
Плотность энерговыделения, МВт/м ³ : средняя / максимальная	129,46 / 231,61
Количество ТВС, шт.	109
Мощность единичной ТВС, МВт: средняя / максимальная	19,22 / 22,92
Линейная мощность ТВС, МВт/м: средняя / максимальная	4,80 / 8,60
Линейный тепловой поток от твэла, Вт/см: средний / максимальный	186,8 / 334,3
Плотность теплового потока на поверхности твэла, кВт/м ² : средняя / максимальная	555,8 / 994,4

II.7. Гидравлическое профилирование активной зоны

При равномерном распределении расходов воды по ТВС в соответствии с выражениями (3.15) и (3.16) получим расход в ТВС на опускном участке активной зоны $G_{\text{ТВС оп}} = 13,13$ кг/с и на подъемном участке $G_{\text{ТВС под}} = 15,90$ кг/с. Однако в этом случае подогрев воды в разных ТВС каждого участка будет сильно различаться. Чтобы обеспечить одинаковый подогрев, используем принцип гидравлического профилирования, в соответствии с которым расход теплоносителя распределяется между ТВС пропорционально плотности энерговыделения. Тогда максимальный расход на опускном участке будет в ТВС, расположенных вблизи внутренней границы этого участка, а минимальный – вблизи внешней границы (на периферии активной зоны). На подъемном участке максимальный расход должен быть в ТВС, находящихся вблизи центра активной зоны, а минимальный – на границе с опускным участком. Таким образом, максимальные значения расходов воды будут равны:

$$\text{на опускном участке } G_{\text{ТВСоп}}^{\text{max}} = k_{r \text{ оп}} \bar{G}_{\text{ТВСоп}} = 17,16 \text{ кг/с};$$

$$\text{на подъемном участке } G_{\text{ТВСпод}}^{\text{max}} = k_{r \text{ под}} \bar{G}_{\text{ТВСпод}} = 18,96 \text{ кг/с}.$$

II.8. Распределение температур по высоте активной зоны

Одна из главных задач, которые приходится решать при оценке теплотехнической надежности активной зоны, – расчет распределения температур теплоносителя, оболочек твэлов и ядерного топлива в наиболее энергонапряженных ТВС. В нашем случае такая задача должна быть решена, прежде всего, для ТВС, расположенной на подъемном участке в центре активной зоны, где температуры и тепловые нагрузки максимальны. Кроме того, следует рассмотреть и температурный режим работы опускного участка активной зоны, а именно принадлежащих ему тепловыделяющих сборок, находящихся на границе с подъемным участком.

Расчеты проведем по формулам, приведенным в п. 3.7 гл. 3 настоящего пособия, используя исходные данные и результаты, полученные в предыдущих разделах приложения.

Не будем учитывать неравномерность тепловыделения в пределах одной ТВС. В качестве расчетного канала будем рассматривать

элементарную ячейку тепловыделяющей сборки размером d_T , которую выделим вокруг стержневого твэла, расположенного в бесконечной решетке таких же стержней. Изменение тепловыделения по высоте ячейки примем по закону косинуса с заданным значением коэффициента неравномерности энерговыделения k_z .

Будем считать свойства оболочки и топлива в твэле постоянными, а теплофизические свойства воды – зависящими от температуры (давление в канале можно считать неизменным). Расчет теплогидравлических параметров будем проводить в отдельных сечениях канала, для чего разобьем его равномерно по длине на ряд последовательно расположенных участков (в данном примере число участков выбрано равным десяти, количество сечений – одиннадцати).

Как показывает анализ имеющихся литературных данных, коэффициенты теплоотдачи при течении сред сверхкритических параметров в пучках стержней с дистанционирующими элементами должны быть несколько выше, чем при движении теплоносителей в прямых гладких трубах. Поэтому, имея в виду, что результаты будут получены с некоторым запасом, для расчета локальных коэффициентов теплоотдачи используем формулу Мокри и др. (формула (1.17) гл. 1) для круглых труб, где в качестве характерного (определяющего) размера используем гидравлический диаметр ячейки d_T

$$\text{Nu}_{\text{ж}} = 0,0061 \text{Re}_{\text{ж}}^{0,904} \overline{\text{Pr}}_{\text{ж}}^{-0,684} \left(\frac{\rho_c}{\rho_{\text{ж}}} \right)^{0,564}.$$

Кроме того, как видно из табл. 1.4 гл. 1, выбор формулы Мокри и др. должен обеспечить в расчетах еще и дополнительный запас по температуре теплоотдающей стенки.

Так как формула Мокри и др. содержит теплофизические параметры воды при температуре стенки, которая вначале неизвестна, процедура расчетов неизбежно включает итерационный, пошаговый процесс, который необходимо продолжать до тех пор, пока не будет достигнута необходимая точность расчетов. В нашем примере зададим следующее условие: отклонение итогового значения коэффициента теплоотдачи от значения, полученного в расчетах на предыдущем шаге, не должно превышать 2 %.

Заданные в расчетах величины, значения которых соответствуют параметрам наиболее нагруженных ТВС в опускном и подъемном участках активной зоны, приведены в табл. П.4.

Т а б л и ц а П.4

Исходные данные для проведения теплогидравлических расчетов

Величина	Значение
Конструкционные характеристики	
Диаметр твэла $d_{\text{ТВЭЛ}}$, мм	10,7
Длина активной части твэла $H_{\text{а.з.}}$, мм	4000
Ядерное топливо	UO ₂ + PuO ₂
Диаметр топливного сердечника $d_{\text{т.с.}}$, мм	9,6
Коэффициент теплопроводности $\lambda_{\text{т.}}$, Вт/(м·К)	2,5
Материал оболочки твэла	ЭП-172
Толщина оболочки $\delta_{\text{об.}}$, мм	0,55
Коэффициент теплопроводности $\lambda_{\text{об.}}$, Вт/(м·К)	18
Контактное термическое сопротивление $R_{\text{к.}}$, м ² ·К/Вт	10 ⁻⁴
Гидравлический диаметр расчетной ячейки $d_{\text{г.}}$, мм	4,14
Теплогидравлические характеристики опускного участка	
Максимальная линейная мощность ТВС $q_{l \text{ ТВС}}$, МВт/м	5,90
Максимальный линейный тепловой поток q_l , Вт/см	229,3
Максимальная плотность теплового потока q_{F_2} , кВт/м ²	682,2
Коэффициент неравномерности тепловыделения k_z	1,5
Давление воды p , МПа	24,5
Температура воды на входе $t_{\text{вх.}}$, °С	280
Температура воды на выходе $t_{\text{вых.}}$, °С	382,9
Расход воды внутри ТВС, $G_{\text{ТВС}}$, кг/с	17,16
Массовая скорость ρw , кг/(м ² ·с)	1643
Теплогидравлические характеристики подъемного участка	
Максимальная линейная мощность ТВС $q_{l \text{ ТВС}}$, МВт/м	8,60
Максимальный линейный тепловой поток q_l , Вт/см	334,3
Максимальная плотность теплового потока q_{F_2} , кВт/м ²	994,4
Коэффициент неравномерности тепловыделения k_z	1,5
Давление воды p , МПа	24,5
Температура воды на входе $t_{\text{вх.}}$, °С	382,9
Температура воды на выходе $t_{\text{вых.}}$, °С	540
Расход воды внутри ТВС, $G_{\text{ТВС}}$, кг/с	18,96
Массовая скорость ρw , кг/(м ² ·с)	1815

В табл. П.5 представлены результаты выполненных расчетов.

Т а б л и ц а П.5

Теплогидравлические характеристики наиболее нагруженных ТВС

z, м	q_b , Вт/см	q_F , кВт/м ²	$i_{ж}$, кДж/кг	$t_{ж}$, °С	$w_{ж}$, м/с	α , кВт/(м ² ·К)	Δt , °С	$t_{об}$, °С	$t_{цт}$, °С
Опускной участок									
0	17,2	51,1	1230,3	280,0	2,1	18,2	2,8	282,8	344
0,4	83,8	249,3	1260,2	286,0	2,1	18,3	13,7	299,7	599
0,8	143,0	425,4	1327,3	299,2	2,2	18,7	22,7	321,9	833
1,2	189,5	563,7	1425,6	317,6	2,3	19,7	28,6	346,2	1023
1,6	219,1	651,9	1546,5	338,1	2,5	21,9	29,7	367,8	1150
2,0	229,3	682,2	1679,2	357,2	2,8	28,9	23,6	380,8	1200
2,4	219,1	651,9	1811,9	371,4	3,1	42,1	15,5	386,9	1170
2,8	189,5	563,7	1932,7	378,9	3,7	55,6	10,1	389,0	1066
3,2	143,0	425,4	2031,1	381,5	4,3	79,8	5,3	386,8	898
3,6	83,8	249,3	2098,2	382,5	4,8	105,6	2,4	384,9	684
4,0	17,2	51,1	2128,1	382,9	5,1	130,7	0,4	383,3	445
Подъемный участок									
0	25,1	74,5	2128,1	382,9	5,6	141,3	0,5	383,4	473
0,4	122,2	363,4	2167,5	383,3	6,0	86,2	4,2	387,5	824
0,8	208,4	620,1	2256,1	384,5	6,9	46,4	13,4	397,9	1142
1,2	276,2	821,6	2385,8	387,5	8,5	27,4	30,0	417,5	1404
1,6	319,4	950,2	2545,3	395,2	10,6	18,2	52,3	447,5	1588
2,0	334,3	994,4	2720,4	411,3	13,3	13,7	72,8	484,1	1678
2,4	319,4	950,2	2895,4	437,3	16,1	11,5	82,8	520,1	1661
2,8	276,2	821,6	3054,9	470,1	18,7	10,5	78,2	548,3	1535
3,2	208,4	620,1	3184,7	503,0	21,0	10,2	60,9	563,9	1308
3,6	122,2	363,4	3273,3	528,2	22,5	10,3	35,2	563,4	1000
4,0	25,1	74,5	3312,7	540,0	23,1	10,7	7,0	547,0	636

Графики, иллюстрирующие изменение энтальпии воды $i_{ж}$ и температур $t_{ж}$, $t_{об}$ и $t_{цт}$ по высоте ТВС, показаны отдельно для опускного и подъемного участков активной зоны на рис. П.4 и П.5.

Максимальная температура оболочки твэла на опускном участке достигается на расстоянии 2,775 м от входа теплоносителя в активную зону, температура оболочки здесь равна 389,0 °С. На этом же участке температура центра твэла максимальна на расстоянии 2,044 м вниз по ходу теплоносителя, она составляет 1200 °С.

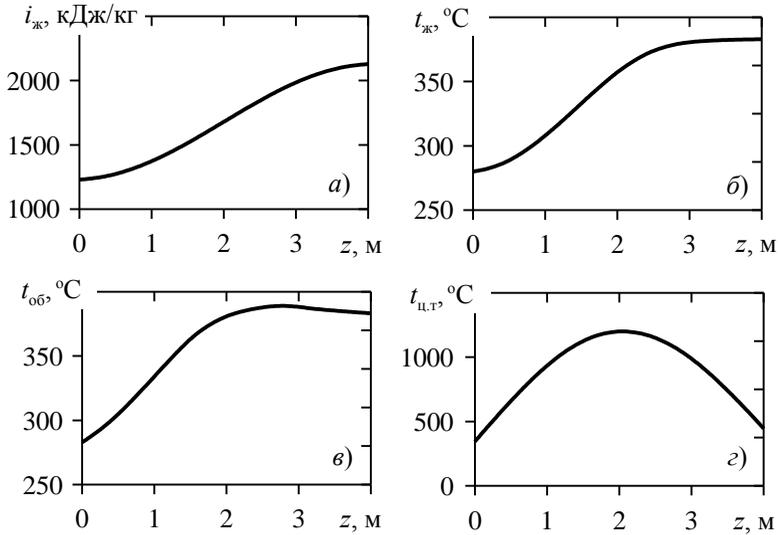


Рис. П.4. Изменение теплогидравлических параметров по высоте наиболее нагруженной ТВС в опускном участке активной зоны: а) энтальпия воды; б) температура воды; в) температура оболочки твэла; г) температура центра твэла

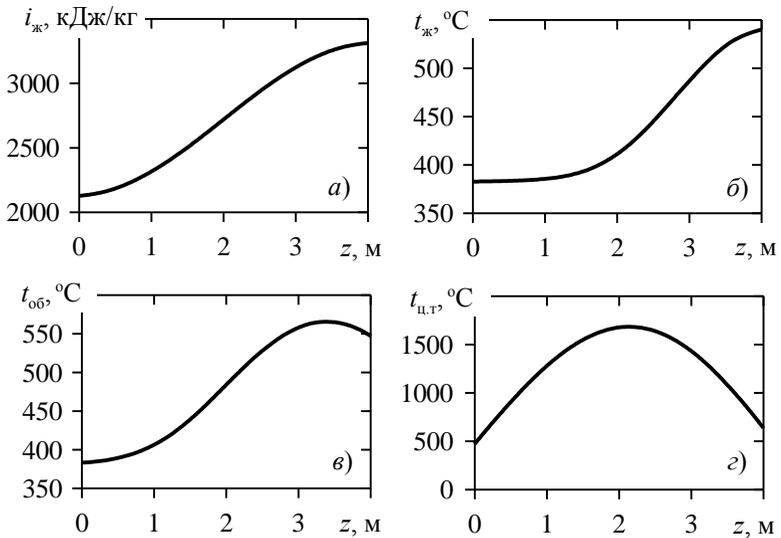


Рис. П.5. Изменение теплогидравлических параметров по высоте центральной ТВС активной зоны: а) энтальпия воды; б) температура воды; в) температура оболочки твэла; г) температура центра твэла

На подъемном участке соответствующие температуры равны 565,7 и 1684 °С, они достигаются на расстояниях 3,388 и 2,138 м от входа теплоносителя в активную зону из нижней камеры реактора.

II.9. Гидравлические сопротивления и мощность на прокачку теплоносителя через активную зону

Расчет гидравлических сопротивлений в активной зоне проектируемого реактора проводился в соответствии с рекомендациями, изложенными в п. 1.5 гл. 1. Ввиду отсутствия данных для коэффициента сопротивления трения в пучках гладких стержней, омываемых водой сверхкритических параметров, для расчета этого коэффициента на опускном и подъемном участках активной зоны использовалась формула (1.31) для гладких труб диаметром d_f с поправкой на неизотермичность течения. Суммарный коэффициент местных сопротивлений, включающий сопротивления на входе и выходе сборок твэлов опускного и подъемного участков, сопротивление поворота теплоносителя в нижней камере, сопротивления опорных и дистанционирующих решеток, на основе рекомендаций, приводимых в справочниках, а также данных, известных для ТВС реакторов ВВЭР, принят равным 15. Потери давления из-за ускорения теплоносителя и гидростатический напор в пределах каждого из участков активной зоны определялись по формулам (1.34) и (1.35) соответственно. Полный перепад давления на активной зоне рассчитывался по формуле (1.29).

Результаты расчета гидравлических сопротивлений на опускном и подъемном участках и на активной зоне реактора в целом приведены в табл. II.6.

Т а б л и ц а II.6

Гидравлические сопротивления активной зоны

Участок активной зоны	$\Delta p_{тр},$ кПа	$\Sigma \Delta p_m,$ кПа	$\Delta p_{уск},$ кПа	$\Delta p_{гидр},$ кПа	$\Delta p_{полн},$ кПа
Опускные каналы	39,2	35,4	4,8	- 22,4	57,0
Подъемные каналы	183,0	148,2	31,9	6,5	369,6
Активная зона в целом	222,2	183,6	36,7	- 15,9	426,6

Затраты мощности на прокачку теплоносителя через активную зону определим по формуле

$$W_{\text{пр}} = \frac{G_{\text{тн}} \Delta p_{\text{полн}}}{\rho_{\text{вх}} \eta_{\text{н}}},$$

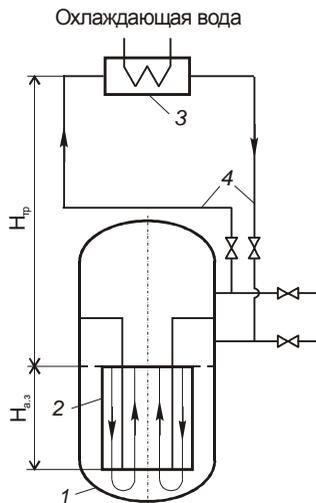
где $\rho_{\text{вх}}$ – плотность воды на входе, $\eta_{\text{н}}$ – коэффициент полезного действия насоса. Если принять $\eta_{\text{н}} = 0,8$, то при $\rho_{\text{вх}} = 776,3 \text{ кг/м}^3$ получим $W_{\text{пр}} = 1,21 \text{ МВт}$, что составляет менее 0,1 % от электрической мощности АЭС.

П.10. Режим естественной циркуляции теплоносителя

Естественная циркуляция воды через реактор позволяет осуществить в определенных пределах отвод тепла от активной зоны при отключенном питательном насосе реакторной установки. Этот режим обычно используется для съема остаточного тепловыделения после останова реактора в процессе его расхолаживания. Для того чтобы оценить возможности естественной циркуляции в реакторе СКД, рассмотрим циркуляционный контур, включающий ядерный реактор, теплообменник и систему трубопроводов (рис. П.6).

Рис. П.6. Контур естественной циркуляции: 1 – реактор; 2 – активная зона реактора; 3 – теплообменник; 4 – трубопроводы

Естественное движение теплоносителя здесь происходит под действием движущего напора, возникающего в результате разности плотностей воды в опускной и подъемной ветвях контура высотой $H_{\text{аз}} + H_{\text{тр}}$. На рассматриваемой схеме движущий напор $P_{\text{дв}}$ представляется как сумма движущих напоров в активной зоне и за ее пределами



$$P_{\text{дв}} = g(\bar{\rho}_{\text{оп}} - \bar{\rho}_{\text{под}})H_{\text{а.з}} + g(\rho_{\text{вх}} - \rho_{\text{вых}})H_{\text{тр}},$$

где $\bar{\rho}_{\text{оп}}$ и $\bar{\rho}_{\text{под}}$ – средние значения плотности воды на опускном и подъемном участках активной зоны соответственно; $\rho_{\text{вх}}$ и $\rho_{\text{вых}}$ – плотности воды на входе и выходе реактора.

В режиме естественной циркуляции движущий напор расходуется на преодоление гидравлических сопротивлений всего контура. В последующих количественных оценках будем предполагать, что суммарное гидравлическое сопротивление теплообменника, подводящих и отводящих коммуникаций и трубопроводов примерно равно сопротивлению активной зоны реактора. Расчет расхода теплоносителя через проектируемый реактор и снимаемой с него мощности выполним для стационарного режима естественной циркуляции в условиях, когда приращение энтальпии воды в реакторе равно номинальному значению ($\Delta i = 2082,4$ кДж/кг). Будем считать, что распределение энерговыделения в активной зоне в рассматриваемом режиме остается таким же, как при номинальных условиях. Чтобы получить аналитические выражения и упростить расчеты, при определении сопротивления трения и потерь давления на местных сопротивлениях опускного и подъемного участков активной зоны пренебрежем неизотермичностью течения и будем считать коэффициент трения на каждом из участков постоянным¹⁶. На опускном участке примем значение $\xi_{\text{тр}}$ равным 0,03, а на подъемном участке, так как скорость движения теплоносителя здесь больше, – равным 0,02.

При сделанных предположениях суммарные потери давления вследствие трения, на местных сопротивлениях, а также из-за ускорения потока опишутся следующим выражением:

$$\Delta p = \left(\frac{G_{\text{тн}} k_G k_r}{S_{\text{тн}}} \right)^2 \left[\left(\xi_{\text{тр}} \frac{H_{\text{а.з}}}{d_{\Gamma}} + \sum \zeta_{\text{м}} \right) \frac{1}{2\bar{\rho}} + \left(\frac{1}{\rho_{\text{вых}}} - \frac{1}{\rho_{\text{вх}}} \right) \right],$$

¹⁶ Можно показать, что учет изменения коэффициента трения и неизотермичности течения в каналах активной зоны приводит лишь к небольшому уточнению (приблизительно на 5 %) результатов расчетов.

где $\bar{\rho} = (\rho_{\text{вх}} + \rho_{\text{вых}})/2$. Приведенная формула справедлива как для опускного, так и для подъемного участков активной зоны, необходимо лишь помнить, что величины k_r , $S_{\text{тн}}$, $\xi_{\text{тр}}$, $\rho_{\text{вх}}$ и $\rho_{\text{вых}}$ для этих участков различны.

Приравнивая движущий напор потерям давления в циркуляционном контуре, получим так называемое уравнение циркуляции

$$P_{\text{дв}} = \Delta p_{\text{ц.к}},$$

из которого найдем реализуемый в заданных условиях естественной циркуляции расход теплоносителя $G_{\text{е.ц}}$, а затем и снимаемую с реактора мощность $Q_{\text{е.ц}}$.

В данном примере расчеты проведены при разности высотных отметок теплообменника и активной зоны $H_{\text{тр}} = 5$ м. Предполагалось, что суммарные потери давления в циркуляционном контуре можно представить как $\Delta p_{\text{ц.к}} = k(\Delta p_{\text{оп}} + \Delta p_{\text{под}})$, где $\Delta p_{\text{оп}}$ и $\Delta p_{\text{под}}$ – гидравлические сопротивления опускного и подъемного участков активной зоны, а $k = 2$. Значения некоторых других величин, использованных в расчетах, а также итоговые результаты представлены в табл. П.7 и в графической форме на рис. П.7.

Т а б л и ц а П.7

Параметры режима естественной циркуляции воды при $\Delta i = \Delta i_{\text{ном}}$

Δi , кДж/кг	$i_{\text{вх}}$, кДж/кг	$i_{\text{вых}}$, кДж/кг	$t_{\text{вх}}$, °С	$t_{\text{вых}}$, °С	$P_{\text{дв}}$, кПа	$G_{\text{е.ц}}$, кг/с	$Q_{\text{е.ц}}$, МВт
2082,4	1230,3	3312,7	280	540	47,92	419,9	874

Полученные результаты показывают, что в режиме естественной циркуляции теплоносителя возможен съем с активной зоны реактора СКД значительной мощности, которая составляет около 24 % от номинального значения.

Проанализируем теперь возможности естественной циркуляции для съема остаточного энерговыделения в активной зоне. Известно, что на начальной стадии охлаждения мощность после выключения реактора $Q_{\text{ост}}$ составляет примерно 7 % от номинальной мощности $Q_{\text{р.ном}}$. Используемые уравнения в рассматриваемом случае оста-

нутя такими же, как в предыдущем примере, но энтальпия теплоносителя на выходе активной зоны $i_{\text{вых}}$ здесь рассматривается как переменная величина.

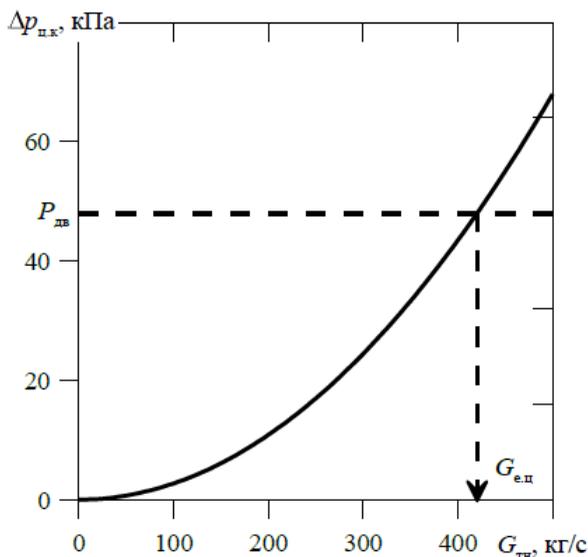


Рис. П.7. Решение уравнения естественной циркуляции при $\Delta i = \Delta i_{\text{ном}}$ в графической форме

Анализ свойств воды при давлении 24,5 МПа показывает, что в диапазоне температур 280 – 400 °С зависимость плотности воды от энтальпии с погрешностью, не превышающей 5 %, можно представить уравнением $\rho(i) = 1377 - 0,473 \cdot 10^{-3} \cdot i$. Вследствие небольших значений расхода и скорости теплоносителя коэффициент трения $\xi_{\text{тр}}$ можно принять одинаковым для опускного и подъемного участков и равным 0,03. Оставляя другие ранее сделанные предположения неизменными, найдем решение уравнения циркуляции относительно энтальпии воды на выходе реактора $i_{\text{е.п}}$ при заданном ее значении на входе $i_{\text{вх}} = \text{const}$. Результаты решения данной задачи приведены в табл. П.8 и на рис. П.8.

Параметры режима естественной циркуляции воды при $Q_{ост} = 0,07Q_{ном}$

$Q_{ост}$, МВт	$i_{вх}$, кДж/кг	$i_{е.п.}$, кДж/кг	$\Delta i_{е.п.}$, кДж/кг	$t_{вх}$, °С	$t_{вых}$, °С	$P_{дв}$, кПа	$G_{е.п.}$, кг/с
258	1230,3	1896,4	666,1	280	377,2	20,35	387

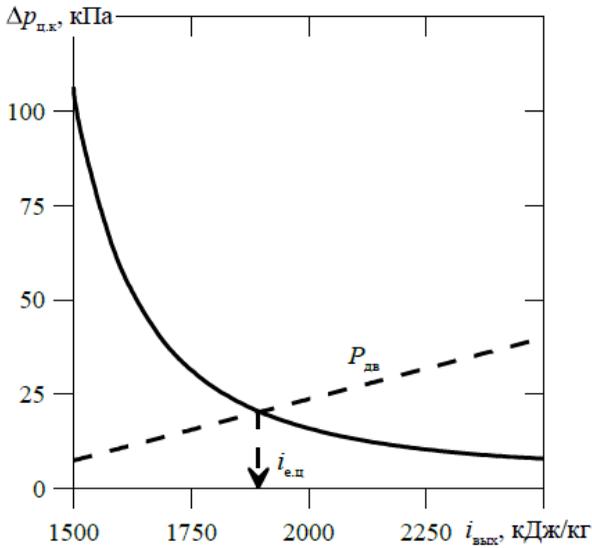


Рис. П.8. Решение уравнения естественной циркуляции при $Q_{ост} = 0,07Q_{ном}$ в графической форме

Из решения последней задачи видно, что расхолаживание реактора после его останова можно осуществить при естественном движении воды в циркуляционном контуре, при этом температура воды на выходе активной зоны меньше псевдокритической.

П.11. Анализ устойчивости течения теплоносителя в ТВС

Поскольку расчет устойчивости течения теплоносителя в общем случае представляет значительные трудности, в рамках данного учебного пособия анализ устойчивости течения воды СКД в сбор-

ках тепловыделяющих элементов проведем лишь для опускной части активной зоны в условиях, когда реактор работает на номинальной мощности. В этом случае для анализа можно воспользоваться обобщенными критериями устойчивости N_1 и N_2 , приведенными в гл. 1 пособия (см. формулы (1.2) и (1.3)). На опускном участке необходимые для расчета теплогидравлические параметры имеют следующие значения: $i_{\text{вх}} = 1230,3$ кДж/кг; $Q_{\text{оп}} = 1588$ МВт; $G_{\text{тн}}k_G = 1733$ кг/с. Используя параметры воды на линии псевдофазового перехода при $p = 24,5$ МПа ($i_m = 2140$ кДж/кг; $c_{p,m} = 85,88$ кДж/(кг·К); $\beta_m = 0,146$ 1/К), найдем $N_1 = 1,55$ и $N_2 = 1,56$. Как видно на карте режимов течения (см. рис. 1.5), точка с полученными координатами N_1 и N_2 находится заведомо вне области неустойчивости, поэтому можно полагать, что течение воды в ТВС, находящихся в опускной части активной зоны реактора, должно быть устойчивым.

П.12. Оценка влияния на теплоотдачу архимедовых сил и термического ускорения

Архимедовы силы и термическое ускорение в потоке жидкости сверхкритического давления в определенных условиях могут приводить к существенному ухудшению теплоотдачи. Проведем анализ возможного влияния указанных факторов на теплоотдачу применительно к условиям работы проектируемого реактора в номинальном режиме, используя рекомендации, изложенные в п. 1.4 гл. 1 настоящего пособия.

Что касается архимедовых сил, то их роль в каналах активной зоны проектируемого реактора пренебрежимо мала. Так расчеты показывают, что параметр Холла – Джексона $\overline{Gr}_j / Re_j^{2,7}$ в активной зоне не превышает $5 \cdot 10^{-8}$, что более чем на два порядка, ниже значения, соответствующего началу влияния подъемных сил. Использование в расчетах другого критерия, а именно $Gr / (Re^{2,8} Pr)$, дает максимальное значение на подъемном участке активной зоны $5,5 \cdot 10^{-6}$, что также значительно (более чем в семьдесят раз), ниже порогового значения $4 \cdot 10^{-4}$ для случая восходящего течения. При

опускном течении ухудшение теплоотдачи, связанное с архимедовыми силами, вообще маловероятно.

Оценку влияния термического ускорения потока проведем, используя критерий $J/(Re^{2,8} \overline{Pr})$. Соответствующие вычисления, выполненные для всего диапазона теплогидравлических параметров, которые были получены на этапе предварительных тепловых расчетов активной зоны, дают максимальное значение $J/(Re^{2,8} \overline{Pr}) = 4,2 \cdot 10^{-5}$. Этот результат существенно ниже значений, при которых может начаться ухудшение теплоотдачи из-за воздействия термического ускорения¹⁷.

Наконец, максимальные значения параметра $q/\rho w$, который в ряде работ рассматривается как величина, определяющая наступление режима ухудшенной теплоотдачи, в данном примере составляют 0,42 кДж/кг на опускном участке и 0,55 кДж/кг на подъемном участке активной зоны (для воды СКД граничное значение $(q/\rho w)_{гр}$ обычно принимается равным 0,6 кДж/кг).

Таким образом, представленные здесь результаты оценочных расчетов в целом показывают, что режим теплообмена в активной зоне проектируемого реактора должен носить устойчивый характер и может быть отнесен к режимам нормального теплообмена при вязкостно-инерционном течении теплоносителя.

II.13. Расчет необходимой толщины стенок корпуса реактора по условиям прочности

Основой для выполнения расчетов на прочность элементов конструкции реакторов являются «Нормы расчета на прочность» [4]. В качестве примера рассмотрим методики выбора толщины стенок цилиндрической обечайки и эллиптического днища корпуса реактора, испытывающего внутреннее давление. В соответствии с нор-

¹⁷ Из материалов, представленных в п. 1.4 гл. 1, следует, что влияние термического ускорения на теплоотдачу начинает сказываться при $J/(Re^{2,8} \overline{Pr}) \geq 3 \cdot 10^{-3}$ в случае $i_{вх} < i_m$ (в рассматриваемом варианте опускной участок реактора) и более $4 \cdot 10^{-4}$ в случае $i_{вх} > i_m$ (подъемный участок реактора).

мами расчета на прочность номинальная толщина стенки рассматриваемых элементов s должна быть не менее

$$s = \frac{pDm_3}{m_1\varphi [\sigma] - p} \cdot \frac{1}{m_2} + c,$$

где p – расчетное давление; D – внутренний диаметр обечайки (днища); φ – коэффициент снижения прочности, учитывающий ослабление рассчитываемого элемента из-за наличия в нем отверстий или сварных соединений; $[\sigma]$ – номинальное допускаемое напряжение; c – прибавка к расчетной толщине стенки, которая складывается из минусового допуска на толщину стенки и прибавок, учитывающих возможное утончение стенки при изготовлении и монтаже изделия, а также в результате коррозионного воздействия рабочей среды. Коэффициенты m_1 , m_2 , и m_3 имеют следующие значения:

для цилиндрической обечайки корпуса $m_1 = 2$, $m_2 = 1$, $m_3 = 1$;

для эллиптического днища $m_1 = 4$, $m_2 = 1$, $m_3 = D/(2H)$, где H – высота днища.

В качестве расчетного давления в приведенной выше формуле согласно действующим правилам [5] используется максимальное избыточное давление, при котором предприятием-изготовителем допускается работа данного оборудования при нормальных условиях эксплуатации. В нашем примере примем это давление равным 28 МПа.

С учетом найденного в расчетах диаметра активной зоны и необходимого зазора между корзиной активной зоны и корпусом реактора оценим внутренний диаметр корпуса как $D = 4,3$ м, а высоту днища выберем равной 1,2 м. Будем считать, что все мероприятия по укреплению отверстий в стенках корпуса выполнены, а необходимые меры по повышению качества сварных швов приняты. Тогда значение коэффициента снижения прочности φ будет равно единице. Прибавку к толщине стенки c в формуле для расчета элемента корпуса реактора на прочность учитывать не будем вследствие ее малости.

Для изготовления корпуса реактора выберем перлитную сталь марки 15Х2НМФА. Согласно нормам расчета на прочность номи-

нальное допускаемое напряжение $[\sigma]$ для рассматриваемых элементов конструкции реактора принимается равным

$$[\sigma] = \min \{ R_m^t / n_m, R_{p,0,2}^t / n_{0,2} \},$$

где R_m^t и $R_{p,0,2}^t$ – соответственно временное сопротивление и предел текучести материала при расчетной температуре t ; $n_m = 2,6$; $n_{0,2} = 1,5$ – коэффициенты запаса прочности. Для стали 15Х2НМФА при температуре 350 °С $R_m = 539$ МПа, а $R_{p,0,2} = 441$ МПа. Приняв эти значения, получим $[\sigma] = 207$ МПа.

Подставив принятые выше значения в расчетную формулу, найдем для обечайки корпуса $s = 312$ мм, а для днища $s = 270$ мм. На основании полученных результатов выберем толщины стенок рассматриваемых элементов корпуса реактора одинаковыми и с небольшим запасом равными 320 мм.

Список литературы к приложению

1. Concept of a single-circuit RP with vessel type supercritical water-reactor / S.B. Ryzhov, V.A. Mohov, M.P. Nikitenko et al // The 5th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-5). Vancouver, British Columbia, Canada, March 13 – 16, 2011. Paper 76.
2. Акользин П.А., Маргулова Т.Х., Мартынова О.И. Водный режим паротурбинных блоков сверхкритических параметров. – М.: Энергия, 1972.
3. Внутритрубные образования в паровых котлах сверхкритического давления / В.П. Глебов, Н.Б. Эскин, В.М. Трубачев и др. – М.: Энергоатомиздат, 1983.
4. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок (ПНАЭ Г-7-002-86) / Госатомэнергонадзор СССР. – М.: Энергоатомиздат, 1989.
5. Правила устройства и безопасной эксплуатации оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок (ПНАЭ Г-7-008-89 с изменением № 1). Госатомнадзор России, 1999.

Виктор Иосифович Деев

Александр Борисович Круглов

Юрий Александрович Маслов

Валентин Михайлович Махин

Владимир Степанович Харитонов

Андрей Николаевич Чуркин

**ЯДЕРНЫЕ РЕАКТОРЫ С ВОДОЙ
СВЕРХКРИТИЧЕСКОГО ДАВЛЕНИЯ
(ОСНОВЫ ТЕПЛОВОГО РАСЧЕТА)**

Учебное пособие

Под общей редакцией профессора В.И. Деева

Редактор Е.Е. Шумакова

Подписано в печать 20.11.2015. Формат 60x84 1/16

Печ. л. 10,0. Уч.-изд. л. 10,0. Тираж 170 экз.

Изд. № 1/56. Заказ № 23.

Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ»

115409, Москва, Каширское ш., 31.

ООО «Баркас»,

115230, Москва, Каширское ш., 4.