

Федеральное унитарное государственное предприятие  
«Центральный научно исследовательский институт «Прометей»

УДК 621.039.526: 539.42  
ГРНТИ 44.33.29

На правах рукописи



**РАМАЗАНОВ Руслан Махмутович**

**РАЗРАБОТКА КРИТЕРИЕВ ОБЕСПЕЧЕНИЯ БЕЗОПАСНОСТИ  
РЕАКТОРНЫХ УСТАНОВОК НА БЫСТРЫХ НЕЙТРОНАХ  
ПРИ РАЗГЕРМЕТИЗАЦИИ ТРУБОПРОВОДОВ С НАТРИЕВЫМ  
ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ В ПРОЦЕССЕ ЭКСПЛУАТАЦИИ**

Специальность 05.16.09 - материаловедение (машиностроение)

Диссертация  
на соискание ученой степени  
кандидата технических наук

Научный руководитель  
д.т.н., профессор,  
заслуженный деятель науки РФ  
Г.П. Карзов

Санкт-Петербург 2015

## Оглавление

ВВЕДЕНИЕ .....	6
1 Постановка задачи .....	11
1.1 Основные технические характеристики и условия работы реакторных установок на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем.....	12
1.2 Анализ аварийных ситуаций с течами и опыт эксплуатации натриевого оборудования .....	14
1.2.1 Общие сведения .....	14
1.2.2 Анализ случаев разгерметизации экспериментальных стендов и контуров с натриевым теплоносителем .....	14
1.3 Существующие процедуры и критерии анализа безопасности реакторных установок при разгерметизации трубопроводов и корпусов оборудования .....	16
1.3.1 Применение концепции ТПП NUREG и Siemens.....	16
1.3.2 Применение концепции ТПП к трубопроводам с натриевым теплоносителем по коду RCC-MR.....	17
1.3.3 Оценка соответствия трубопроводов с натриевым теплоносителем концепции ТПП по СПИР.....	18
1.4 Актуальность разработки критериев оценки безопасности в условиях разгерметизации натриевого контура.....	19
1.5 Выводы по главе 1 .....	21
2 Разработка критериев обеспечения безопасности трубопроводов и корпусов оборудования РУ БН при разгерметизации.....	22
2.1 Исходные события при проектной аварии.....	22
2.1.1 Нормативный сценарий проектной аварии с разгерметизацией трубопровода или корпуса оборудования .....	22
2.1.2 Исходное событие при проектной аварии на трубопроводах РУ MONJU...	23
2.1.3 Разработка исходного события для анализа безопасности при проектной аварии на трубопроводах РУ БН .....	25
2.2 Разработка процедуры и критерии оценки безопасности трубопроводов и корпусов оборудования при разгерметизации.....	27
2.2.1 Сценарий разгерметизации контура.....	27

2.2.2	Блок-схема анализа безопасности трубопроводов и корпусов оборудования при разгерметизации.....	28
2.2.3	Выбор расчетного сечения – сечения-кандидата.....	30
2.2.4	Критерий сохранения герметичности в процессе эксплуатации.....	31
2.2.5	Определение критической длины сквозной трещины.....	35
2.2.6	Критерий своевременного выявления течи.....	36
2.2.7	Критерий стабильности выявляемой трещины.....	39
2.3	Критерии оценки безопасности трубопроводов и корпусов оборудования в условиях истечения и горения натрия.....	42
2.3.1	Анализ сценариев горения натрия.....	42
2.3.2	Формулировка граничных условий при горении под теплоизоляцией .....	44
2.3.3	Определение величин $J$ и $C^*$ интегралов сквозной трещины в условиях температурного градиента .....	45
2.3.4	Расчет критической длины сквозной трещины в условиях температурного градиента .....	47
2.3.5	Применение подхода TDFAD при оценке стабильности сквозной трещины в условиях ползучести.....	48
2.3.6	Определение критической длины трещины по скорости ее распространения .....	51
2.3.7	Критерий допустимого времени при горении натрия .....	52
2.4	Выводы по главе 2 .....	53
3	Расчет гидравлических параметров истечения натрия через сквозную трещину .....	54
3.1	Определение площади раскрытия сквозной трещины.....	54
3.2	Расчет площади раскрытия реальной трещины с переходной геометрией .....	55
3.3	Аналитический метод расчета расхода натрия через сквозную трещину .....	58
3.3.1	Шероховатость изломов сквозных трещин .....	58
3.3.2	Зависимости для расчета расхода через сквозную трещину .....	65
3.4	Численный метод расчета расхода .....	66
3.5	Экспериментальная верификация аналитического подхода к расчету расхода... ..	70

3.6	Выводы по главе 3 .....	72
4	Материаловедческое обеспечение расчетов по разработанным критериям .....	74
4.1	Анализ данных по свойствам сталей аустенитного класса, применяемых на РУ БН в интервале температур 550-800°С .....	74
4.2	Проведение испытаний и разработка расчетных зависимостей .....	74
4.2.1	Испытания на кратковременную и длительную прочность .....	74
4.2.2	Прогнозирование вязкости разрушения в интервале 650-800°С .....	79
4.2.3	Испытания на ползучесть .....	80
4.3	Построение изохронных диаграмм деформирования .....	81
4.4	Скорость трещины при ползучести .....	84
4.5	Вязкость разрушения при ползучести .....	87
4.6	Влияние старения на свойства аустенитных сталей, применяемых в трубопроводах 1-го и 2-го контуров РУ БН .....	88
4.7	Анализ полученных результатов .....	93
4.8	Выводы по главе 4 .....	94
5	Экспериментальное исследование термогидравлических параметров истечения натрия из сквозной трещины при его горении .....	96
5.1	Актуальность экспериментальных исследований .....	96
5.2	Обзор экспериментальных исследований с истечением и горением натрия .....	96
5.3	Описание экспериментального стенда и испытываемой модели .....	98
5.4	Методика проведения эксперимента .....	101
5.5	Проведение экспериментов .....	102
5.5.1	Эксперимент №1 .....	102
5.5.2	Эксперимент №№ 2, 3 .....	106
5.6	Расчеты по проведенным экспериментам .....	109
5.6.1	Исходные данные .....	109
5.6.2	Расчет массы модели .....	109
5.6.3	Расчет объема термостатирующего контура .....	110
5.6.4	Расчет количества тепла от сгоревшего натрия .....	110

5.6.5	Расчет массы сгоревшего натрия по литературным данным.....	110
5.6.6	Расчет КПД горящего натрия .....	110
5.6.7	Расчет теплового потока от горящего натрия к модели.....	112
5.7	Анализ полученных результатов .....	113
5.8	Выводы по главе 5 .....	114
	Выводы .....	115
	Библиографический список.....	118

## ВВЕДЕНИЕ

Актуальность.

Повышение безопасности эксплуатируемых и проектируемых энергоблоков АЭС является одной из центральных задач отрасли. В диссертации описана разработанная концепция для обоснования безопасности реакторной установки на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем (РУ БН) в условиях разгерметизации контура.

Несмотря на действующие консервативные подходы при проектировании, изготовлении оборудования и эксплуатации АЭС существует вероятность нарушения границ герметичности контуров с истечением теплоносителя. Случаи разгерметизации на натриевых стендах, реакторах с натриевым теплоносителем, а также расчетные оценки подтверждают, что вероятности такого события достаточно высокая и в силу опасности протечек натрия требует рассмотрения сценария аварии и обоснования безопасности.

Опасность разгерметизации контура связана в том числе с самовоспламенением натрия при контакте с воздухом. Повышение температуры от горения на оборудовании, опорных и строительных конструкциях может вызвать последующие отказы приборов, защитных и локализирующих систем и устройств. Кроме того, окись натрия в течение короткого времени превращается в гидроокись и карбонат натрия, которые вызывают коррозию конструкционных материалов.

Вполне очевидно, что интенсивность протекания аварии, различные ее гидродинамические, тепловые и силовые эффекты существенно зависят от формы и размеров образовавшегося дефекта, через который происходит истечение натрия, времени и вытесняющего давления. При этом до настоящего времени отсутствовала нормативная база для проведения анализа безопасности при разгерметизации контура. В связи с чем возникла необходимость разработать процедуру количественной оценки параметров, влияющих на безопасность, и учесть в ней приведенные выше факторы.

Существующие процедуры оценки безопасности, основанные на концепции «течь перед разрушением» (ТПР), не учитывают особенности поведения материалов при повышенных температурах и ряд событий, реализующихся на натриевых установках, поскольку они разрабатывались и традиционно применяются для контуров реакторных установок с водяным теплоносителем. По этой причине их применение для контуров РУ БН с натриевым теплоносителем не является достаточным для обеспечения безопасной эксплуатации.

### Степень разработанности диссертации.

В настоящей работе сформулированы критерии и в законченном виде разработана процедура их применения в оценке безопасности при проектной аварии на РУ БН с разгерметизацией 1-го и 2-го контуров. Процедура позволяет получить количественные оценки параметров, влияющих на безопасность, в рамках рассматриваемого сценария проектной аварии и определить допустимые состояния контура со сквозной трещиной.

### Цели и задачи.

Цель диссертационной работы: на основании данных о воздействии комплекса эксплуатационных факторов на механизмы повреждения и разрушения применяемых аустенитных сталей разработать концепцию оценки безопасности трубопроводов и корпусов оборудования РУ БН с натриевым теплоносителем при их разгерметизации в процессе эксплуатации.

Для достижения цели были поставлены следующие задачи:

- исследовать влияние горения натрия на прочностные свойства и характер разрушения применяемых аустенитных сталей;
- учесть влияние ползучести и теплового старения металла трубопроводов в процессе эксплуатации при разработке концепции;
- установить связь между морфологией излома сквозной трещины и гидравлическим сопротивлением при истечении натрия;
- сформировать базу данных по кратковременным и длительным характеристикам и трещиностойкости применяемых сталей в интервале температур 600-800°C при горении натрия.
- провести экспериментальные исследования на полномасштабных моделях трубопровода со сквозной трещиной для верификации расчетных сценариев, используемых при оценке безопасности в соответствии с разработанной концепцией.

### Научная новизна.

1. Сформулированы критерии безопасной эксплуатации трубопроводов и корпусов оборудования с натриевым теплоносителем, в том числе при горении натрия.

2. Показано, что в отличие от трубопроводов реакторов ВВЭР условие нестабильного развития трещины определяется не только механическими факторами (нагрузка, трещиностойкость), но и сценариями горения натрия в зоне со сквозной трещиной.

3. Показано, что для низкого давления в трубопроводах с натриевым теплоносителем при расчете длины выявляемой по расходу сквозной трещины для исключения ошибки в

опасную сторону необходимо корректно учитывать гидравлическое сопротивление, создаваемое шероховатостью берегов трещины.

4. Установлена связь между механизмом разрушения, историей нагружения, исходной структурой материала и её деформацией при образовании свободной поверхности с величиной шероховатости берегов сквозной трещины.

5. Определены и экспериментально обоснованы температурные граничные условия по результатам испытаний полномасштабной модели трубы со сквозной трещиной при истечении и горении натрия под теплоизоляцией.

6. Предложена процедура учета ползучести металла в определениях раскрытия и критической длины сквозной трещины.

#### Теоретическая и практическая значимость.

Разработана концепция оценки безопасности контуров с натриевым теплоносителем при их разгерметизации с учетом возможного горения натрия под теплоизоляцией.

Основные положения концепции и расчетные зависимости, изложенные в диссертации, были использованы при разработке Методики МТ 1.2.1.15.0039-2011 эксплуатирующей организации ОАО «Концерн Росэнергоатом».

Применение Методики МТ 1.2.1.15.0039-2011 позволило выполнить требования федеральных норм и правил по обоснованию безопасности 1-го и 2-го контуров РУ БН-800 при проектных авариях. Обоснование включено в окончательный отчет по обоснованию безопасности и в составе документов представлено в Госатомнадзор для получения лицензии на эксплуатацию 4-го энергоблока БАЭС с РУ БН-800.

#### Методология и методы исследования.

При работе над диссертацией использован расчетный анализ в сочетании с экспериментальными исследованиями. Был систематизирован опыт эксплуатации реакторных установок с натриевым теплоносителем, включающий сценарии разгерметизации. На основании методов механики разрушения, данных о механизмах повреждения, деформирования и разрушения аустенитных сталей 09X18H9, 08X16H11M3, а также анализа экспериментальных исследований и опыта эксплуатации РУ БН сформулирован наиболее вероятный сценарий разгерметизации трубопровода с натриевым теплоносителем. На основании расчетно-экспериментальных исследований верифицированы граничные условия и применяемый в концепции расчетный код.



Положения, выносимые на защиту.

На защиту выносятся разработанные основные положения, критерии оценки безопасности и процедура их применения к натриевым трубопроводам и корпусам оборудования РУ БН.

Степень достоверности и апробация результатов.

Достоверность разработанной концепции и сформулированных критериев обеспечивается за счет консервативного и экспериментально обоснованного подхода, в том числе к зависимостям и параметрам, применяемым в расчетах. Рассматриваемый сценарий проектной аварии является адаптированным и дополненным применительно к натриевому теплоносителю аналогом сценария «течь перед разрушением», традиционно используемого при проектировании и эксплуатации реакторной установки с водяным теплоносителем.

Апробация основных положений концепции и критериев диссертации выполнена в процессе подготовке главы окончательного отчета по обоснованию безопасности (ОООБ) трубопроводов и корпусов оборудования 1 и 2 контуров РУ БН-800 при разгерметизации.

Основные результаты диссертационной работы были представлены на приведенных ниже конференциях и семинарах.

1. Десятая конференция молодых ученых специалистов ГНЦ ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей» // Разработка процедуры и расчет вероятности разгерметизации корпуса реактора БН-800 с постулируемой поверхностной трещиной методами Монте-Карло с использованием двухкритериального подхода. Санкт-Петербург. 7-9 июня 2011.
2. Молодежная отраслевая научно-техническая конференция «Развитие технологии реакторов на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем» // Оценка вероятности разгерметизации сварных швов корпуса реактора БН-800 методами статистического моделирования. Нижний Новгород. 12-13 октября 2011.
3. Седьмой межотраслевой семинар «Прочность и надежность оборудования» // Особенности применения концепции ТПР к РУ с натриевым теплоносителем. Московская обл. г. Звенигород. 25-27 октября 2011.
4. Двенадцатая международная конференция «Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС» // Расчетное обоснование применения концепции «течь перед разрушением» к трубопроводам и корпусам оборудования реакторов типа БН. Санкт-Петербург. 5-8 июня 2012.
5. Седьмая российская конференция «Методы и программное обеспечение расчетов на прочность» // Применение концепции «течь перед разрушением» при обосновании безопасной эксплуатации реакторов на быстрых нейтронах в детерминированной и вероятностной постановках. Краснодарский край, г. Геленджик. 8-12 октября 2012.

6. Двенадцатая конференция молодых ученых специалистов ГНЦ ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей» // Влияние горения натрия при протечках на предельное состояние и условия безопасной эксплуатации трубопроводов из стали аустенитного класса реакторов типа БН. Санкт-Петербург. 7-9 июня 2013.
7. Тринадцатая международная конференция «Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС» // Анализ предельных состояний и условий безопасной эксплуатации трубопроводов 2-го контура при протечках и горении натрия из сквозной трещины применительно к РУ БН. Санкт-Петербург. 2-6 июня 2014.
8. Тринадцатая конференция молодых ученых специалистов ГНЦ ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей» // Анализ безопасной эксплуатации натриевых трубопроводов 2-го контура РУ БН со сквозной трещиной в интервале температур ползучести. Санкт-Петербург. 18-20 июня 2014.
9. Восьмая российская конференция «Методы и программное обеспечение расчетов на прочность» // Анализ условий безопасной эксплуатации трубопроводов 2-го контура РУ БН при протечках натрия из сквозной трещины и его горении. Краснодарский край г. Геленджик. 6-10 октября 2014.
10. Четырнадцатая конференция молодых ученых специалистов ГНЦ ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей» // Анализ соответствия критериям оценки безопасности аустенитного трубопровода 2-го контура РУ БН со сквозной трещиной по параметрам истечения и горения натрия под теплоизоляцией. Санкт-Петербург. 17-19 июня 2015.

## 1 Постановка задачи

В настоящее время и в среднесрочной перспективе основу ядерной энергетики составляют и будут составлять реакторы тепловых нейтронах типа ВВЭР. Тем не менее, общепризнанно, что перспективное развитие ядерной энергетической отрасли основано на использовании замкнутого топливного цикла. В этой связи быстрые реакторы играют системообразующую роль с точки зрения не только организации производственного процесса, но и топливообеспечения.

Настоящая работа посвящена одному из аспектов обоснования безопасности реакторной установки на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем. На сегодняшний день в мире эксплуатируются два энергетических реактора на быстрых нейтронах БН-600 (срок службы 35 лет) и БН-800 (проводятся работы по энергетическому пуску). Реактор БН-800 нацелен на решение следующих важных задач:

- отработка технологии эксплуатации реакторной установки на МОХ-топливе;
- экспериментальная демонстрация ключевых компонентов замкнутого топливного цикла;
- разработка инновационных технологий для будущих реакторов на быстрых нейтронах с жидкометаллическим теплоносителем;
- разработка инновационных технологий для будущих реакторов на быстрых нейтронах с жидкометаллическим теплоносителем.

В то же время реакторные установки на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем (РУ БН) имеют свои особенности, заключающиеся в высокой химической активности натрия, а также в более высокой стоимости энергоблока по сравнению с РУ ВВЭР.

При разгерметизации элемента контура, не имеющего герметичного страховочного кожуха, контакт натрия с воздухом приводит к его самовоспламенению. Минимизация экономического и экологического риска при разгерметизации элементов контура с натриевым теплоносителем может быть обеспечена путем использования референтных конструкторских и технологических решений, обеспечивающих высокую надежность конструкции. При этом рассмотрение сценариев проектных и запроектных аварий, связанных с разгерметизацией элементов контура, позволяет оценить степень безопасности таких решений [1].

### 1.1 Основные технические характеристики и условия работы реакторных установок на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем

Компоновка и основные технические характеристики РУ БН-800 незначительно отличаются от принятых для РУ БН-600. Основные технические характеристики РУ БН 600 и БН-800 приведены в таблице 1.1.

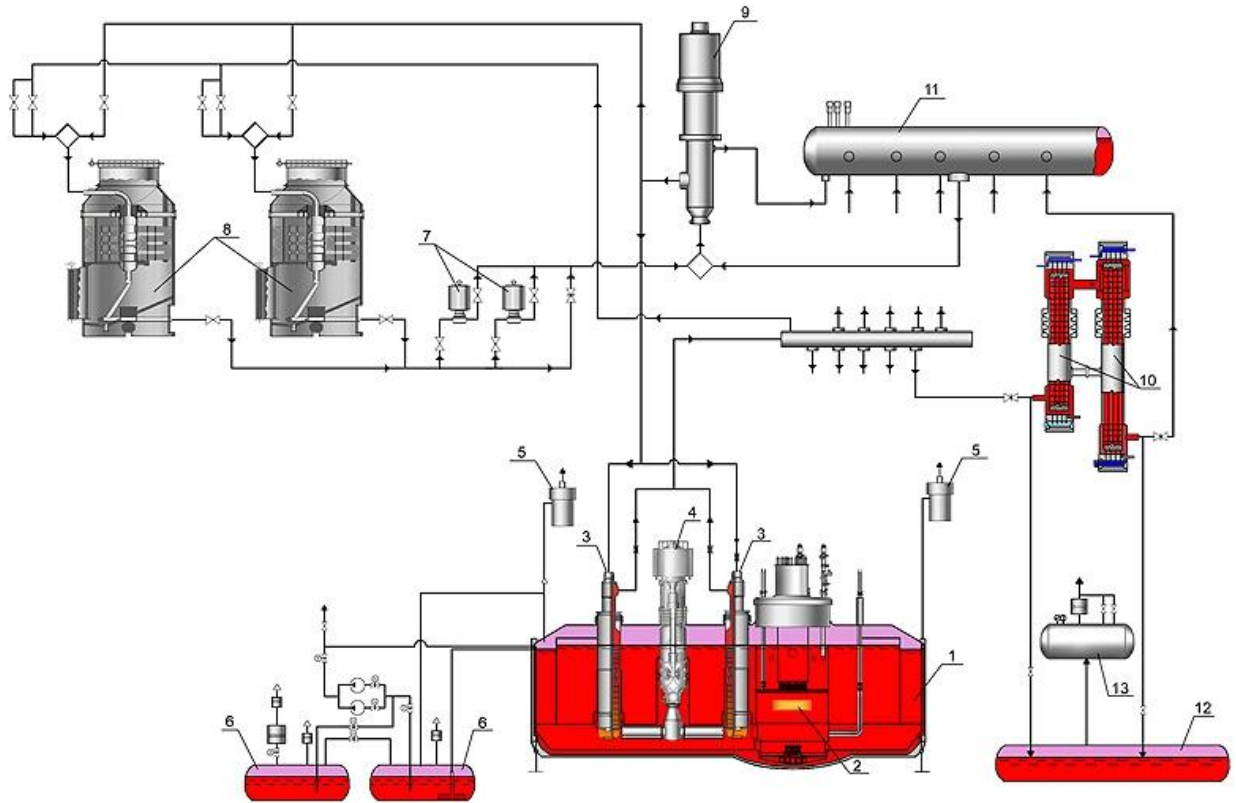
Таблица 1.1 – Основные технические характеристики БН-600 и БН-800

Характеристика	БН-600	БН-800
Номинальная тепловая мощность, МВт	1470	2100
Количество теплоотводящих петель	3	
Температура теплоносителя по первому контуру на входе / выходе ПТО*, °С	537/365 (550/377)	547/354
Избыточное давление в газовом объеме реактора, МПа	0,054	0,054
Температура теплоносителя по второму контуру на входе/ выходе ПГ, °С:	518/328	505/309
Параметры третьего контура:		
- температура острого пара, °С	505	490
- давление острого пара, МПа	14	14
- температура питательной воды, °С	240	210
Удельная масса РУ, т/МВт(э)	13,0	9,7
Материалы трубопроводов и корпусов оборудования 1 и 2 контуров	стали аустенитного класса 09X18H9 и 08X16H11M3	
Срок службы РУ, г	45 (30)	45
КИУМ	0,77-0,8	0,85

\* приведены фактические и проектные (в скобках) данные.

В БН-600 и БН-800 применена интегральная компоновка первого контура, при которой основное оборудование и активный теплоноситель первого контура сосредоточены в корпусе реактора. Для повышения безопасности корпуса БН-600 и БН-800 помещены в равнопрочные страховочные корпуса.

Тепловая схема энергоблока с реактором БН-800 – трехконтурная. Принципиальная схема БН-800 приведена на рисунке 1.1.



1 - Реактор; 2 - Активная зона; 3 - Промежуточный теплообменник; 4 - ГЦН-I; 5 - Гидрозатвор; 6 - Бак-компенсатор; 7 - Насос электромагнитный; 8 - Теплообменник воздушный; 9 - ГЦН-II; 10 - Секция ПГ; 11 - Бак буферный; 12 - Бак дренажный II контура; 13 - Сосуд аварийного сброса.

Рисунок 1.1 – Принципиальная схема РУ БН-800

Первый контур (с натриевым теплоносителем) включает три петли, каждая из которых имеет главный циркуляционный насос (ГЦН-1), управляемый обратный клапан и два промежуточных теплообменника (ПТО). Основное оборудование первого контура за исключением вспомогательных элементов находится внутри корпуса.

Второй контур (с натриевым теплоносителем) также включает три петли, каждая из которых состоит из двух ПТО, модульного парогенератора (ПГ), буферного бака натриевого (ББН), ГЦН-2 и трубопроводов. Трубопроводы второго контура в реакторном зале имеют страховочный кожух.

Третий контур (с пароводяным теплоносителем) состоит из трёх секций модульного ПГ и одного турбоагрегата. ГЦН-1 каждой петли подает натрий в напорную камеру реактора и далее в тепловыделяющие сборки (ТВС) активной зоны и зоны воспроизводства, а также на охлаждение корпуса реактора, нейтронной защиты и внутрибаковой биологической защиты. Натрий, нагретый в активной зоне реактора до температуры  $547^{\circ}\text{C}$ , поступает в ПТО каждой петли, где передает тепло натрию второго контура, и возвращается на вход ГЦН-1. Натрий второго контура, нагретый в ПТО данной петли до температуры  $505^{\circ}\text{C}$ , поступает в модульный ПГ, где генерирует и перегревает пар.

Для исключения попадания радиоактивного натрия первого контура во второй контур давление натрия второго контура принято выше давления натрия первого контура. Проектом предусматривается поддержание разности давлений в контурах как за счет создания соответствующего давления в газовых полостях контуров, так и за счет компоновки оборудования.

## 1.2 Анализ аварийных ситуаций с течами и опыт эксплуатации натриевого оборудования

### 1.2.1 Общие сведения

В практической деятельности любой АЭС и при проектировании большое внимание уделяют анализу и рассмотрению аварийных ситуаций и их последствий, средствам их предотвращения и локализации, обеспечению максимальной безопасности для окружающей среды и населения [2]. Под аварией понимают такое отклонение от предусмотренных условий эксплуатации, которое может создать опасность облучения персонала или населения выше допустимых уровней [3]. Если авария ограничивается только зданием АЭС, то она носит название локальной аварии. Если же радиоактивные вещества распространяются за пределы АЭС, то она квалифицируется как общая авария.

Вероятность разрыва основных трубопроводов первого контура на АЭС с РУ БН оценивается величиной порядка  $10^{-6}$ . Тем не менее, полностью исключить случаи разгерметизации оборудования и коммуникаций, очевидно, невозможно. Поэтому на РУ БН и на РУ ВВЭР рассматриваются ситуации с разгерметизацией контура, и создаются внешние локализирующие и страхующие барьеры. К ним относят герметичные боксы, заполненные инертной атмосферой, защитные герметичные оболочки. К локализирующим системам относят поддоны специальной конструкции, сливные емкости. Для регистрации протечек на трубопроводах используют системы контроля течей (СКТ).

### 1.2.2 Анализ случаев разгерметизации экспериментальных стендов и контуров с натриевым теплоносителем

При работе с натриевым теплоносителем имеют место течи натрия с последующим возгоранием в основном по двум причинам [4]: из-за недостаточного опыта обслуживающего персонала при работе с натрием и недостаточной надежности применяемого оборудования и приборов. Утечки натрия обычно наблюдаются в местах сварных швов или в различных

фланцевых соединениях, где под влиянием температурных напряжений, механических и других воздействий возможно образование трещин, щелей или обрывов трубопроводов [4].

Были проанализированы имеющиеся в литературе сведения о течах натрия и их последствиях на реакторах-прототипах и промышленных реакторах, таких как отечественные реакторы БН-350 и БН-600, а также зарубежных - быстрые реакторы PFR, PHENIX, SUPERPHENIX, MONJU, всего 82 течи (таблица 1.2).

Таблица 1.2 – Распределение объемов вылившегося натрия в результате разгерметизаций

Объём вылившегося натрия, л	Количество случаев разгерметизаций с заданным объемом	Доля от общего количества течей, %
0,01	1	1,22
0,1	4	4,88
0,2	3	3,66
1,0	45	54,88
10	14	17,07
100	7	8,54
600	4	4,88
1000	2	2,44
1300	1	1,22
20000	1	1,22

Из таблицы видно, что 80 % всех проанализированных течей натрия по своему объему не превышали 10 л. Ввиду малого объема они не представляли опасности для персонала и оборудования установок.

В трех случаях объем течи имел порядок  $1 \text{ м}^3$ . Этот объем был превышен только в одном случае - при течи корпуса барабана отработавших сборок реактора SUPERPHENIX, когда вытекло около 20 т натрия. Однако этот натрий фактически не вытек за пределы натриевой системы, т.к. течь происходила в пространство между основным и страховочным корпусами бака.

Горение натрия было отмечено примерно в половине общего числа случаев разгерметизации. Это также является следствием небольших объемов вылившегося натрия.

Ни одна из течей и ни один из возникших случаев горения натрия не угрожали ядерной безопасности реакторов и не привели к серьезному ухудшению радиационной обстановки. Ни одна из течей натрия на реакторах не повлекла за собой разрушение строительных или технологических конструкций. В том числе не было «вторичных» течей, то есть течей, которые были бы вызваны каким-либо воздействием вытекающего натрия на строительные или технологические конструкции. Последствия этих воздействий заключались в основном в повреждении теплоизоляции, систем электроснабжения, контрольно-измерительных приборов

и в повреждении тонкостенных вентиляционных воздуховодов (как это было, например, при течах на реакторе MONJU) [5].

Небольшие объемы течей объясняются тем, что подавляющее большинство течей было обнаружено на ранних стадиях их возникновения. Особенно это касается случаев на отечественных реакторах, что говорит об эффективности применяемых систем контроля течей. Отсутствие случаев разрывов полным сечением и высокая чувствительность СКТ создают предпосылки для применения концепции безопасности «течь перед разрушением».

### 1.3 Существующие процедуры и критерии анализа безопасности реакторных установок при разгерметизации трубопроводов и корпусов оборудования

#### 1.3.1 Применение концепции ТПП NUREG и Siemens

Обоснование безопасности при разгерметизации контура проводится с помощью концепции «течь перед разрушением» (ТПП) [6]. Основная задача концепции ТПП - подтверждение того факта, что при наличии сквозной трещины в системах трубопроводов течь выявится до того, как произойдет разрушение полным сечением.

Для её применения к трубопроводам водяных реакторных установок используются два основных подхода, базирующиеся на процедуре NUREG-1061 [7] и процедуре Siemens [8,9]. Обе процедуры применяются к высоконагруженным трубопроводам большого диаметра ( $D \geq 150$  мм).

На РУ ВВЭР при нормальной эксплуатации давление в контурах составляет порядка 16 МПа. Разрушение полным сечением трубопроводов с таким давлением приводит к реактивному движению разорванного участка с повреждением близлежащего оборудования. Концепция ТПП позволяет отказаться от необходимости разработки и установки (или обосновать отсутствие) дополнительных опор, ограничителей биений труб, защитных экранов и других устройств, требуемых для компенсации последствий внезапного гильотинного разрушения.

В положениях NUREG-1061 и Siemens существует ограничения на область применения. Данные процедуры не применяются к трубопроводам, для которых:

- сравнимый опыт эксплуатации указывает на возможность их разрушения вследствие неучтенных в проекте значительных деградиционных механизмов или специфических воздействий, таких как коррозия, эрозия, растрескивание под действием окружающей среды;



- общая оценка повреждаемости не обеспечивает проектный ресурс эксплуатации.

При соответствии трубопровода концепции ТПР выполняются следующие положения:

- полное разрушение компонентов давления и трубопроводов, изготовленных из вязких материалов, маловероятно;
- поверхностный и подповерхностный дефекты в результате роста образуют сквозную трещину, выявляемую по расходу теплоносителя через нее, при наличии которой невозможно внезапное гильотинное разрушение.

Аналогичный подход использован при разработке Российских нормативных документов по применению концепции ТПР для трубопроводов реакторных установок с водяным теплоносителем. В настоящее время для оценки соответствия концепции ТПР трубопроводов с водяным теплоносителем применяется РД ЭО 1.1.2.05.0939-2013 «Руководство по применению концепции безопасности течь перед разрушением к трубопроводам действующих АЭУ» [10].

### 1.3.2 Применение концепции ТПР к трубопроводам с натриевым теплоносителем по коду RCC-MR

Данный подход аналогичен NUREG и Siemens. Согласно процедуре [11], по известному расходу натрия  $Q_0$ , который выявляется средствами контроля, определяют длину сквозной трещины на наружной поверхности  $2c_{LD}$ . По длине трещины на наружной поверхности  $2c_{LD}$  рассчитывают длину трещины на внутренней поверхности  $2c_D$  (рисунок 1.2).

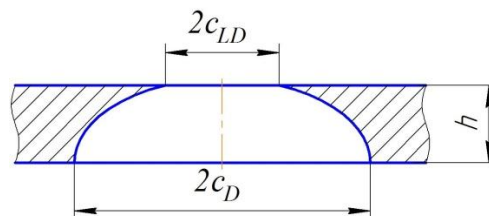


Рисунок 1.2 – Расчетная модель сквозной трещины ( $2c_{LD} < 2c_D$ )

Полученную длину трещины на внутренней поверхности  $2c_D$  сравнивают с допускаемой длиной критической сквозной трещины  $2c_{cr}/n_{cr}$ . Для подтверждения выполнения концепции ТПР необходимо, чтобы длина трещины  $2c_D$  была меньше допускаемой длины сквозной трещины

$$2c_D < \frac{2c_{cr}}{n_{cr}}, \quad (1.1)$$

где  $2c_D$  – длина выявляемой по расходу трещины на внутренней поверхности;  $2c_{cr}$  – критическая длина сквозной трещины;  $n_{cr}=2$  - коэффициент запаса.

Блок-схема данной процедуры приведена на рисунке 1.3.



Рисунок 1.3 – Блок-схема концепции ТПР по коду RCC-MR [11]

### 1.3.3 Оценка соответствия трубопроводов с натриевым теплоносителем концепции ТПР по СПИР

Данная процедура была изложена в проекте свода Правил и Руководств (СПИР) по обеспечению целостности оборудования, устройств и трубопроводов ядерных установок. Разделы СПИР в этой части не введены в действие и носят информационный характер. Подход в СПИР содержит требования для основных трубопроводов второго контура РУ БН - Ду 600 и Ду 800.

При выполнении условий СПИР в качестве максимальной проектной аварии на натриевом трубопроводе РУ БН рассматривается не двухсторонний гильотинный разрыв, а наличие сквозного прямоугольного отверстия длиной  $D/2$  и шириной  $h/2$ , площадь которого на просвет равна  $Dh/4$  ( $D$  – диаметр трубы,  $h$  – толщина стенки).

В соответствии с процедурой в зонах с максимальными напряжениями постулируют начальный (исходный) дефект - продольную или кольцевую трещину. Кольцевые трещины располагают в зонах окружных сварных швов, осевые – в основном металле средней части гига.

Исходный дефект определяют как одиночную поверхностную плоскостную трещину полуэллиптической формы глубиной  $a_i = 0,25h$  и длиной  $2c_i = 1,5h$ .

Размер постулируемой сквозной трещины определяется способностью проектной системы контроля течей зафиксировать ее появление. Чувствительность СКТ принята на уровне 2 л/ч. Для устранения влияния погрешностей введен коэффициент запаса  $n_Q = 5$ .

По допущениям, принятым в СПИР, длины сквозной трещины на наружной и внутренней поверхностях близки друг к другу, поэтому рассматривается сквозная трещина с постоянной длиной по толщине стенки.

Для трубопроводов определяют предельное значение расхода натрия  $Q_{II}$  через постулируемое прямоугольное отверстие длиной  $D/2$  и шириной  $h/2$ . Расчетное значение  $Q_{II}$  сравнивают с величинами  $Q_0$ ,  $Q_{cr}$  и  $Q_A$ .

$$Q_0 < Q_{cr} < Q_{II} < \frac{Q_A}{n_A}, \quad (1.2)$$

где  $Q_0$  – гарантированно выявляемый СКТ расход натрия;  $Q_{cr}$  – расход натрия через трещину критической длины;  $Q_{II}$  – расход натрия при максимальной проектной аварии, равный расходу через прямоугольное отверстие площадью  $Dh/4$ ;  $Q_A$ ,  $n_A$  – аварийный расход и коэффициент запаса соответственно.

Критерием подтверждения концепции ТПР является выполнение условия стабильности постулируемой сквозной трещины с заданным коэффициентом запаса

$$2c_{LD} < \frac{2c_{cr}}{n_{cr}}, \quad (1.3)$$

где  $2c_{LD}$  – длина трещины, определенная по расходу  $Q_0$ .

При этом необходимо выполнение условия по времени безопасной остановки реактора

$$\tau_p > \tau_c + \tau_k, \quad (1.4)$$

где  $\tau_p$  – расчетное время, необходимое для подраста сквозной трещины за счет циклического нагружения от длины  $2c_{LD}$  до критической длины  $2c_{cr}$  при средней скорости роста трещины  $2v_c$ ;

$$\tau_p = \frac{2c_{cr} - 2c_{LD}}{2v_c}, \quad (1.5)$$

где  $\tau_c$  – время срабатывания СКТ, которое включает в себя время, необходимое для того, чтобы зафиксировать расход  $Q_0$  в режиме НЭ и передать сигнал оператору на БЩУ;  $\tau_k$  – время, необходимое для остановки реактора.

#### 1.4 Актуальность разработки критериев оценки безопасности в условиях разгерметизации натриевого контура

Исключить случаи разгерметизации невозможно, что подтверждается опытом эксплуатации натриевых стендов и реакторов с натриевым теплоносителем [2,5,4]. На всем протяжении эксплуатации существует потенциальная опасность разгерметизации и последующего разрушения поврежденного сечения и контура в целом.

Мелкие капли натрия способны самовоспламеняться на воздухе при температуре около 120°C [12]. Струя жидкого натрия и натрий, находящийся в емкости, воспламеняются при

температуре около 200°C. Температура натрия в РУ БН при нормальной эксплуатации значительно выше 200°C, поэтому любые протечки его в атмосферу, содержащую более 5% кислорода, приводят к самовозгоранию и серьезной опасности возникновения пожара. Местное или общее повышение температуры на оборудовании, в опорных и строительных конструкциях может вызвать последующие отказы приборов, защитных и локализирующих систем и устройств. Кроме того, оксид натрия в течение короткого времени превращается в гидроксид и карбонат натрия, которые вызывают коррозию конструкционных материалов [13,14].

Вполне очевидно, что интенсивность протекания аварии, различные ее гидродинамические, тепловые и силовые эффекты существенно зависят от формы и размеров образовавшегося дефекта, через который происходит истечение натрия, времени и вытесняющего давления.

Геометрические размеры сквозного дефекта могут изменяться в процессе истечения, так как образующиеся первоначально в виде мелких капилляров дефекты могут развиваться до больших сквозных трещин и приводить к разрушению трубопровода полным сечением. В связи с чем возникает необходимость в процедуре количественной оценки опасности.

К настоящему времени на трубопроводах РУ БН нормативным подходом к оценке размеров сквозного дефекта в анализе безопасности считалась мгновенная разгерметизация трубопровода круглым отверстием диаметром две толщины стенки  $Du\ 2h$ . Исходное событие в виде разгерметизации отверстием  $Du\ 2h$  не учитывает различные геометрические, гидродинамические, тепловые и силовые эффекты истечения натрия, которые существенно влияют на сценарий проектной аварии, и поэтому не отражает реальное состояние трубопровода при проектной аварии (подробнее исходные события при проектной аварии рассмотрены в § 2.1).

Вышеприведенные традиционные подходы ТПР (NUREG, Siemens, RCC-MR, СПИР) построены на одной платформе, а именно в них рассматривается вариация критерия (1.1) в том или ином виде. Они не учитывают события в сценарии разгерметизации трубопровода с натриевым теплоносителем, такие как:

- возможность горения натрия;
- проявление эффектов ползучести и снижении длительной прочности;
- ограничение на объем вытекшего натрия по условию работоспособности контура;
- особенности истечения натрия из трещины.

Из сказанного выше следует, что применение традиционных подходов ТПР не является достаточным для обеспечения безопасности.

По этой причине в настоящей работе сформулированы критерии и разработана процедура оценки безопасности при проектной аварии РУ БН с разгерметизацией контура.

Процедура позволяет обосновать безопасность контура при разгерметизации, получить количественную оценку сценария проектной аварии (длину сквозной трещины, площадь наименьшего проходного сечения, расход и объем вытекающего натрия) и определить допустимые состояния контура со сквозной трещиной по рассматриваемым предельным состояниям.

### 1.5 Выводы по главе 1

1. Опыт эксплуатации натриевых контуров показывает, что избежать случаев разгерметизации практически невозможно.
2. Существующие варианты процедуры «течь перед разрушением», применяемые на РУ ВВЭР, РБМК, ЭГП, и их аналоги не учитывают конструктивные и технологические особенности РУ БН. По этой причине их применение при обосновании безопасности установок с натриевым теплоносителем не является достаточным.
3. На РУ БН до настоящего времени в анализе безопасности при разгерметизации не рассматривалось наиболее вероятное исходное событие - образование сквозной трещины, которое может спровоцировать разрушение трубопровода полным сечением.
4. В связи с изложенным, необходимо разработать адекватные критерии и процедуру количественной оценки безопасности корпусов оборудования и трубопроводов при их разгерметизации для обоснования безопасности РУ БН при проектных авариях.

## 2 Разработка критериев обеспечения безопасности трубопроводов и корпусов оборудования РУ БН при разгерметизации

### 2.1 Исходные события при проектной аварии

#### 2.1.1 Нормативный сценарий проектной аварии с разгерметизацией трубопровода или корпуса оборудования

На стадии проектирования РУ БН для оценки пожаробезопасности боксов и находящегося в нем оборудования необходимо иметь значение максимально возможного расхода натрия при разгерметизации в рамках нарушения нормальной эксплуатации (ННЭ) и проектной аварии (ПА).

До настоящего времени при формировании сценария ННЭ или ПА в качестве исходного события рассматривалось мгновенное раскрытие круглого отверстия с эквивалентным диаметром, равным двум толщинам стенки аварийного трубопровода.

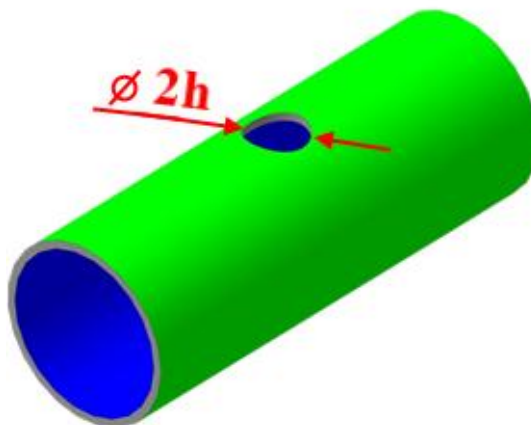


Рисунок 2.1 – Разгерметизация трубопровода в виде круглого отверстия диаметром две толщины стенки

Для БН-800 сквозной расчетный дефект рассматривается как отверстие  $\varnothing 9$  мм для вспомогательных трубопроводов 1 контура и  $\varnothing 25$  мм для основных трубопроводов 2 контура. В начальный момент расход натрия через отверстия указанного диаметра будет примерно равен 4 и 50 м<sup>3</sup>/ч соответственно.

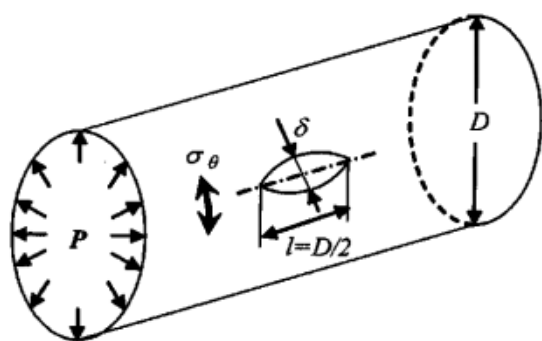
Обоснование безопасности по данному критерию проводится с рядом допущений. Предполагается, что течь ликвидируется эксплуатационным персоналом за 20 минут. В расчетах принимается, что истекающий натрий попадает непосредственно на поверхность поддонов. Горение натрия рассматривается в виде горения лужи, разлившейся на поверхности

поддонов. Принимается, что на поверхности поддонов сгорает не более 10 % вылившегося натрия.

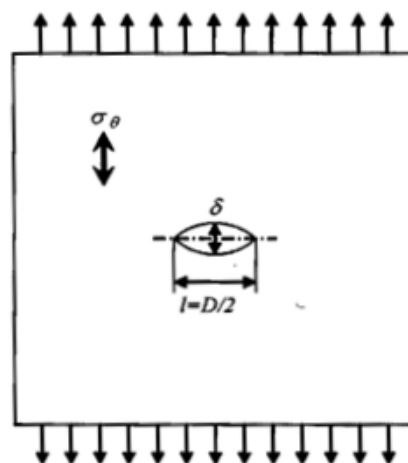
К недостаткам данного исходного события можно отнести тот факт, что оно не учитывает прочность трубопровода со сквозным дефектом в виде трещины, а также не рассматриваются различные геометрические, гидродинамические, тепловые и силовые эффекты, имеющие место в расчетном сечении, которые существенно влияют на сценарий проектной аварии.

### 2.1.2 Исходное событие при проектной аварии на трубопроводах РУ MONJU

В отличие от сценария проектной аварии РУ БН на РУ MONJU в качестве исходного события рассматривается раскрытие осевой трещины длиной  $D/2$  в цилиндрической оболочке диаметром  $D$  под действием внутреннего давления (рисунок 2.2 а) [15]. Для определения раскрытия такой трещины используется модель пластины, показанная на рисунке 2.2 б, с учетом эффекта выпучивания, который учитывается через параметр  $M$ .



а) труба с осевой трещиной



б) бесконечная пластина со сквозной трещиной

Рисунок 2.2 – Модель определения раскрытия сквозной осевой трещины

Ширина раскрытия трещины, приведенной на рисунке 2.2 б, определяется формулой

$$\delta = \frac{2\sigma_f}{E} 2c = \frac{8cM\sigma_\theta}{E} = \frac{pM}{E} \left(\frac{D}{h}\right)^2 h, \quad (2.1)$$

где  $2c$  – длина трещины, равная  $D/2$ ;  $E$  – модуль упругости первого рода;  $\sigma_f = 2M\sigma_\theta$ ;  $\sigma_\theta$  – окружные напряжения, рассчитываемые по формуле  $(pD)/(2h)$ ;  $h$  – толщина стенки оболочки;  $M$ -параметр, вычисляемый по формуле (2.2).

$$M = 1,6 + 0,29\lambda,$$

$$\lambda = \frac{c \cdot \sqrt[4]{12(1-\nu^2)}}{\sqrt{\frac{Dh}{2}}} = 0,643 \sqrt{\frac{D}{h}}, \quad (2.2)$$

где  $\nu$  – коэффициент Пуассона, равный 0,3;  $c = D/4$ .

Согласно Отраслевому стандарту Японии (JIS) для труб из нержавеющей стали должно выполняться следующее отношение

$$\frac{D}{h} \leq 127. \quad (2.3)$$

Подставляя (2.2) и (2.3) в (2.1), с учетом условий: давление менее 2 МПа, модуль продольной упругости при температуре 650°C стали типа AISI 304SS более 144 ГПа, получаем следующее выражение

$$\delta \leq 0,8h. \quad (2.4)$$

Величина раскрытия (2.4) определена для трещины, которая образует канал в виде эллипса (рисунок 2.2 а). Для упрощения формулировки исходного события используется прямоугольный разрез той же длины (рисунок 2.3), поэтому ширина раскрытия такого отверстия  $\delta_s$  уменьшена с 0,8h до 0,5h

$$\delta_s \approx 0,5h. \quad (2.5)$$

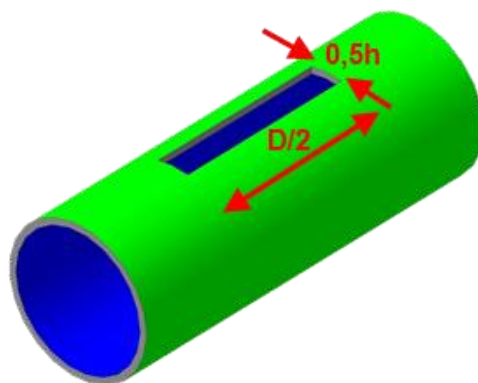


Рисунок 2.3 – Геометрия отверстия, используемого в качестве исходного события

Полученный таким образом дефект длиной  $D/2$  и шириной  $h/2$ , площадь, которого  $Dh/4$  используется для оценки максимального расхода и объема вылившегося натрия при оценке безопасной эксплуатации РУ MONJU в рамках проектной аварии.

С одной стороны исходные события  $D \times 2h$  и  $Dh/4$  дают завышенную (консервативную) оценку объема вылившегося натрия, что, несомненно, идет в запас пожаробезопасности боксов. С другой стороны такие исходные события не отражают реальный сценарий проектной аварии в части возможной разгерметизации контура с малым расходом натрия через трещину значительной длины.



### 2.1.3 Разработка исходного события для анализа безопасности при проектной аварии на трубопроводах РУ БН

Расчет напорного трубопровода 2-го контура Ду 800 по приведенному выше исходному событию  $Dh/4$  показывает расход натрия порядка 240 м<sup>3</sup>/ч. Очевидно, что такая оценка расхода сильно завышена – в случае ее реализации на практике весь контур опорожнился бы примерно за 1 ч. Такое исходное событие избыточно консервативно и его реализация крайне маловероятна. В рамках проектной аварии предусматривать средства ликвидации течи под такой расход выглядит нецелесообразным как с практической, так и с экономической точек зрения. Целесообразность применения действующего исходного события (появления течи через отверстие Ду2h) также вызывает сомнения, поскольку оно не учитывает температурное, силовое и др. воздействия, и в том числе неизвестно его обоснование.

Для снятия избыточного консерватизма и приближения к реальному сценарию проектной аварии было разработано альтернативное исходное событие применительно к конструкционным материалам и условиям эксплуатации РУ БН. В качестве исходного события рассматривается кольцевая трещина максимально допустимой длины. Такая длина может быть получена из введенного в процедуру ограничения на критическую длину кольцевой сквозной трещины (§ 2.2.5)

$$[2c_{cr}] \leq \frac{\pi D}{4}, \quad (2.6)$$

где  $D$  – средний диаметр трубопровода.

Для консервативности оценки в дальнейших рассуждениях принят предельный случай формулы (2.6)  $2c = \frac{\pi D}{4}$ . Для определения ширины раскрытия трещины используется модель пластины

$$\delta = \frac{4\sigma}{E} c = \frac{4\sigma}{E} \frac{\pi D}{8} = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma}{E} \cdot \frac{D}{h} h, \quad (2.7)$$

где  $\sigma$  – приложенное напряжение;  $E$  – модуль упругости;  $h$  – толщина стенки трубопровода.

Отношения  $\sigma/E$  и  $D/h$  в формуле (2.7) должны быть наибольшими, в этом случае рассчитанное раскрытие и, как следствие, расход будут наибольшими. Максимально допустимое отношение  $\sigma/E$  реализуется при  $\sigma = [\sigma]$ . Результаты расчета  $[\sigma]/E$  для стали марки 08X16H11M3 в интервале расчетных температур приведены в таблице 2.1.

Таблица 2.1 – Результаты расчета  $[\sigma]/E$  для стали марки 08X16H11M3 в интервале температур 400-550°C

Температура, С	400	450	500	550
$\sigma_{0,2}$ , МПа [16]	137	137	128	118
$\sigma_B$ , МПа [16]	392	250	363	343
$\sigma_T, 2 \cdot 10^5$ ч, МПа [16]	294	213	147	116
$[\sigma]$ , МПа	91,3	91,3	85,3	77,3
$1,3[\sigma]$ , МПа	119	119	111	100
Модуль упругости, ГПа [16]	170	167	165	162
$1,3[\sigma]/E$	$6,98 \cdot 10^{-4}$	$7,11 \cdot 10^{-4}$	$6,72 \cdot 10^{-4}$	$6,21 \cdot 10^{-4}$

За расчетное значение отношения принят максимум  $[\sigma]/E$  реализующийся при температуре 450°C.

Среди применяемых типоразмеров трубопроводов в РУ БН-800 максимальное отношение  $D/h$  имеют трубопроводы 2-го контура Ду 800 (820x12 мм)

$$\frac{D}{h} = \frac{808}{12} = 67,3 \approx 70. \quad (2.8)$$

Подставляя максимум отношения  $[\sigma]/E$  в (2.7), с учетом (2.8) получаем упрощенную зависимость для определения раскрытия трещины

$$\delta = \frac{\pi \sigma}{2E} \cdot \frac{D}{h} h = \frac{\pi}{2} 7,11 \cdot 10^{-1} \cdot 70h = 78,4 \cdot 10^{-3} h. \quad (2.9)$$

Площадь раскрытия такой трещины определяется как площадь эллипса и с учетом (2.6)-(2.9) будет равна

$$A = \pi \frac{\delta}{2} c = \pi \cdot \frac{78,4 \cdot 10^{-3} h}{2} \cdot \frac{\pi D}{8} = 0,0483 Dh \approx \frac{Dh}{20}. \quad (2.10)$$

Расчет расхода проводится по гидравлическому диаметру наименьшего проходного сечения трещины, который можно определить по упрощенной формуле

$$D_H = 0,5\pi\delta = 0,5\pi \cdot 0,077h = 0,123h. \quad (2.11)$$

Применяя зависимости (2.10) и (2.11) к трубопроводу Ду 800, определяем эквивалентный гидравлический диаметр и площадь проходного сечения

$$A = \frac{808 \cdot 12}{20} = 485 \text{ мм}^2, \quad (2.12)$$

$$D_H = 0,123 \cdot 12 = 1,48 \text{ мм}.$$

По значениям площади раскрытия и гидравлического диаметра для трубопровода Ду 800 при избыточном давлении натрия 0,6 МПа и температуре 550°C определяем расход натрия по

формуле (3.16), который может использоваться в качестве верхней оценки при обосновании безопасности в рамках проектной аварии.

$$Q = v_{tur} \cdot A = 24,5 \frac{м}{с} \cdot 485 \text{ мм}^2 = 42,7 \frac{м^3}{ч}, \quad (2.13)$$

где  $v_{tur}$  – скорость течения натрия через трещину в турбулентном режиме (3.14).

В результате получены формулы (2.10) и (2.11) для определения гидравлических характеристик максимально возможной разгерметизации в рамках проектной аварии при применении настоящей процедуры. Зависимости обоснованы применительно к материалам и условиям эксплуатации РУ БН.

В выражении (2.13) приведена максимальная для РУ БН-800 оценка расхода натрия при проектной аварии на трубопроводе Ду 800. Зависимости (2.10), (2.11) прямо пропорциональны диаметру и толщине стенки рассматриваемого трубопровода, следовательно, на трубопроводах с меньшим диаметром и толщиной расходы будут ниже, что кардинально отличает данный подход от исходного события Ду 2h, в котором расход и площадь раскрытия зависят только от толщины стенки.

## 2.2 Разработка процедуры и критерии оценки безопасности трубопроводов и корпусов оборудования при разгерметизации

### 2.2.1 Сценарий разгерметизации контура

Исходные события при проектной аварии (§ 2.1) позволяют получить верхнюю оценку расхода и объема выливающегося натрия при разгерметизации контура. Такой подход позволяет достаточно консервативно еще на этапе проектирования определиться с объемом средств, необходимых для устранения течи и её последствий. Но, как правило, реальный сценарий разгерметизации происходит иначе.

После изготовления в металле конструкции имеются исходные несплошности или дефекты. Преимущественно такие дефекты образуются при сварке. Несмотря на тщательный выходной контроль сварных соединений, существует вероятность пропуска дефектов при контроле. Подрост таких дефектов при циклических и статических нагрузках может привести к сквозной трещине.

Образование сквозной трещины в границах герметичности - одно из наиболее опасных исходных событий, так как одновременно образуется течь натрия и появляется потенциальная

возможность разрушения полным сечением. При этом в отличие от Ду 2h возникает следующая совокупность обстоятельств:

- расход на порядок ниже, чем у дефектов, приведенных в § 2.1, следовательно, чтобы выявить трещину необходимо применять высокочувствительные системы контроля течей;
- уровень чувствительности систем контроля течей определяет своевременность выявления течи натрия и выполнения плана мероприятий персоналом АЭС по переводу контура в безопасное состояние;
- длина выявляемой сквозной трещины определяет вероятность разрушения полным сечением;
- от объема вылившегося натрия зависит работоспособность контура;
- горение натрия повышает температуру металла трубопровода, тем самым снижая несущую способность и провоцируя рост трещины при статической нагрузке.

Для количественной оценки обстоятельств, приведенных выше, необходимо проверить рассматриваемое сечение с трещиной на соответствие разработанным критериям оценки безопасности при истечении и горении натрия.

Для перспективных энергоблоков критерии позволяют определить требования к чувствительности систем контроля течей, подтвердить прочность трубопроводов и корпусов оборудования со сквозной трещиной и оценить допустимый интервал времени для приведения контура в безопасное состояние.

Если энергоблок АЭС уже находится в эксплуатации, и модернизация затруднительна или невозможна, то критерии позволяют построить диаграммы допустимых состояний и оценить фактические запасы по рассматриваемым предельным состояниям.

#### 2.2.2 Блок-схема анализа безопасности трубопроводов и корпусов оборудования при разгерметизации

По результатам анализа существующих подходов, конструктивных и технологических особенностей, применяемых систем контроля течей (СКТ), условий эксплуатации, возможности горения натрия разработаны процедура и критерии обеспечения безопасности трубопроводов и корпусов оборудования РУ БН в условиях истечения натрия через сквозную трещину и его горении [17]. Блок-схема процедуры приведена на рисунке 2.4.



Рисунок 2.4 – Блок-схема процедуры подтверждения безопасности трубопроводов и корпусов оборудования 1 и 2 контуров РУ БН при разгерметизации

Разработанная процедура включает приведенные ниже положения и позволяет обосновать безопасность эксплуатации при разгерметизации контура. Применение процедуры также позволяет косвенно подтвердить низкую вероятность гильотинного разрушения трубопроводов и корпусов оборудования РУ БН с натриевым теплоносителем.

Безопасность эксплуатации трубопроводов и корпусов оборудования РУ БН при разгерметизации считается обеспеченной при выполнении следующих положений:

**В режиме нормальной эксплуатации герметичность контура обеспечена в течение проектного срока службы.** Другими словами, размеры исходного пропущенного дефекта с учетом подроста на конец проектного срока службы ( $a_f$ ,  $2c_f$ ) должны удовлетворять критерию

$$a_f \leq \frac{h}{n_{af}} \text{ и } 2c_f \leq \frac{2c_{cr}}{n_{cf}}, \quad (2.14)$$

где  $h$  – толщина стенки рассматриваемого трубопровода или корпуса оборудования;  $n_{af}$  и  $n_{cf}$  коэффициенты запаса, равные 2 и 3 соответственно;  $2c_{cr}$  – критическая длина сквозной трещины (§ 2.2.5).

**Невозможно гильотинное разрушение трубопровода или корпуса оборудования.** То есть расчетом получают длину выявляемой сквозной трещины  $2c_D$ , образующуюся в результате подраста поверхностной трещины ( $a_f, 2c_f$ ), за срок службы выше проектного. Для отсутствия гильотинного разрушения длина трещины  $2c_D$  должна удовлетворять критерию

$$2c_D \leq \frac{2c_{cr}}{n_{cr}}, \quad (2.15)$$

где  $2c_D$  – длина сквозной трещины, которую гарантированно выявляет система контроля течей (§ 2.2.7);  $2c_{cr}$  – критическая длина сквозной трещины;  $n_{cr}$  – коэффициент запаса на критическую длину трещины.

**Течь натрия своевременно выявляется и устраняется.** Для сохранения работоспособности 2-го контура объем вылившегося натрия не должен превысить предельного значения  $\Delta V_A$ . Для этого при истечении натрия интервал времени с момента обнаружения течи до момента предельного состояния должен быть больше, чем время необходимое персоналу для подтверждения факта разгерметизации и отключения ГЦН

$$\tau_s \leq [\Delta \tau_s] \quad (2.16)$$

где  $[\Delta \tau_s]$  – максимально допустимый интервал времени с момента обнаружения течи до нарушения циркуляции в контуре (§ 2.2.6);  $\tau_s$  – время, необходимое персоналу для подтверждения наличия течи, отключения ГЦН и перевода контура в безопасное состояние.

**При горении натрия обеспечен необходимый запас по времени.** Горение натрия сопровождается повышением температуры в зоне сквозной трещины, кинетикой трещины при ползучести и уменьшением критической длины сквозной трещины. В таких условиях для предотвращения разрушения трубопровода или корпуса оборудования полным сечением время, необходимое для приведения ситуации в безопасное состояние, должно удовлетворять критерию

$$\tau_r < \frac{[2c_{cr}] - 2c_D}{2\dot{c} \cdot n_r}, \quad (2.17)$$

где  $[2c_{cr}]$  – допускаемая критическая длина сквозной трещины;  $2\dot{c}$  – скорость роста трещины при ползучести (§ 2.3.3);  $n_r$  – коэффициент запаса, принятый равным 3;  $\tau_r$  – время, необходимое персоналу для приведения ситуации в безопасное состояние (локализация и тушение горения) (§ 2.3.7).

### 2.2.3 Выбор расчетного сечения – сечения-кандидата

Проводить расчеты на соответствие критериям процедуры по всей длине трубопроводов и по всей поверхности корпусов оборудования не представляется возможным.

В целях уменьшения трудоемкости расчетов на рассматриваемом участке трубопровода выбираются сечения-кандидаты, на которых проводится оценка соответствия критериям разработанной процедуры. В каждом из них постулируется сквозная трещина. Все сечения-кандидаты рассматриваются на предмет соответствия критериям (2.14)-(2.17). Если сечения-кандидаты удовлетворяют критериям, то считается, что весь рассматриваемый участок, как следствие, также удовлетворяет критериям безопасности.

На рассматриваемом участке выбор сечений-кандидатов проводится по следующим признакам или их совокупности:

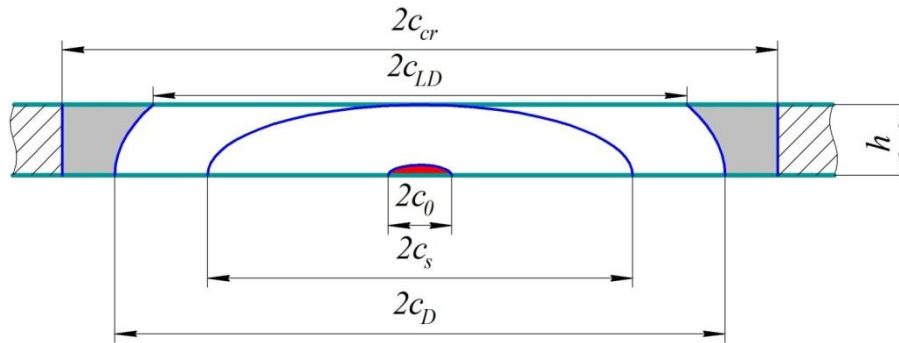
- с наибольшим накопленным циклическим и длительным статическим повреждением;
- с максимальным отношением нагрузок МРН к НЭ и наиболее нагруженных на режимах МРН (НЭ+МРЗ, ННЭ+МРЗ) (ННЭ – нарушение нормальной эксплуатации, МРЗ – максимальное расчетное землетрясение);
- с максимальным отношением размаха местных изгибных (распределенных по толщине стенки) к суммарному размаху общих изгибных (распределенных по сечению), компенсационных и мембранных напряжений на режимах НЭ и ННЭ для трубопроводов;
- с высокой степенью вероятности пропуска дефектов при неразрушающем контроле, в том числе сечения, недоступные и частично доступные для контроля;
- с минимальными значениями кратковременных и длительных характеристик прочности и пластичности.

#### 2.2.4 Критерий сохранения герметичности в процессе эксплуатации

Для оценки длины сквозной трещины задаются размеры исходного поверхностного или подповерхностного дефекта, который может быть не выявлен. Размеры такого исходного дефекта предпочтительно определять статистической обработкой данных выходного контроля с учетом чувствительности метода контроля и ремонта выявленных дефектов. При отсутствии данных контроля допускается использовать в качестве исходной поверхностную полуэллиптическую трещину с глубиной 0,15 толщины стенки и отношением полуосей  $a/c=0,33$ . С одной стороны эти размеры явно выше порога чувствительности применяемых методов контроля согласно действующей документации [18], а с другой обеспечивают достаточную консервативность расчетов.

В процессе эксплуатации трубопроводы и корпуса оборудования РУ БН на переходных и стационарных режимах нагружены циклами пуска-останова, теплосменами при срабатывании аварийной защиты (АЗ), местными температурными напряжениями. Исходный поверхностный

или подповерхностный дефект может увеличиваться в размерах, в результате усталостного или термоусталостного механизма роста. Принято, что за время развития дефект сохраняет свою эллиптическую форму [19], в результате чего образованная из него сквозная трещина в момент разрыва перемычки и на стадии ее выявления имеет геометрию усеченного полуэллипса, приведенную на рисунке 2.5.



$2c_0$  – длина исходного (пропущенного) дефекта;  $2c_s$  – длина трещины в момент разрыва перемычки;  $2c_{LD}$ ,  $2c_D$  – длины выявляемой трещины на наружной «out» и внутренней «in» поверхностях соответственно;  $h$  – толщина стенки.

Рисунок 2.5 – Геометрия развития усталостной трещины в пластине при совместном действии мембранных и изгибных напряжений

Для определения длины сквозной трещины, образованной в результате усталостного роста поверхностного дефекта, был проведен расчетный анализ кинетики при неограниченном числе циклов нагружения методами линейной механики разрушения (ЛМР) по уравнению типа Пэриса [20]

$$\frac{dl}{dN} = C(\Delta K_{eff})^m, \quad (2.18)$$

где  $l$  – полудлина  $c$  или глубина  $a$  поверхностной трещины;  $\Delta K_{eff} = \frac{\Delta K}{(1-R)^{0,25}}$ ;  $R$  –

коэффициент асимметрии цикла нагружения  $R = \frac{K_{min}}{K_{max}}$ ;  $\Delta K$  – размах коэффициента

интенсивности напряжений,  $\Delta K = K_{max} - K_{min}$ ;  $K_{max}$ ,  $K_{min}$  – максимальный и минимальный КИН в цикле нагружения;  $C$ ,  $m$  – константы материала.

На рисунке 2.6а представлены результаты анализа кинетики поверхностной трещины для различных соотношений мембранных и изгибных напряжений. Из результатов анализа следует, что поверхностная трещина в сечении, нагруженном циклическими мембранными

напряжениями ( $X = \frac{\Delta\sigma_m}{\Delta\sigma_m + \Delta\sigma_b} = 1$ ), образует сквозную трещину ( $a/h=1$ ,  $h$ -толщина стенки) с

отношением  $a/c=h/c=0,66$ . По мере увеличения вклада циклической изгибной компоненты



напряжений поверхностная трещина интенсивнее развивается в направлении длины, чем глубины, вследствие чего отношение полудлины трещины к толщине стенки может достигать  $a/c=h/c=0,1$ .

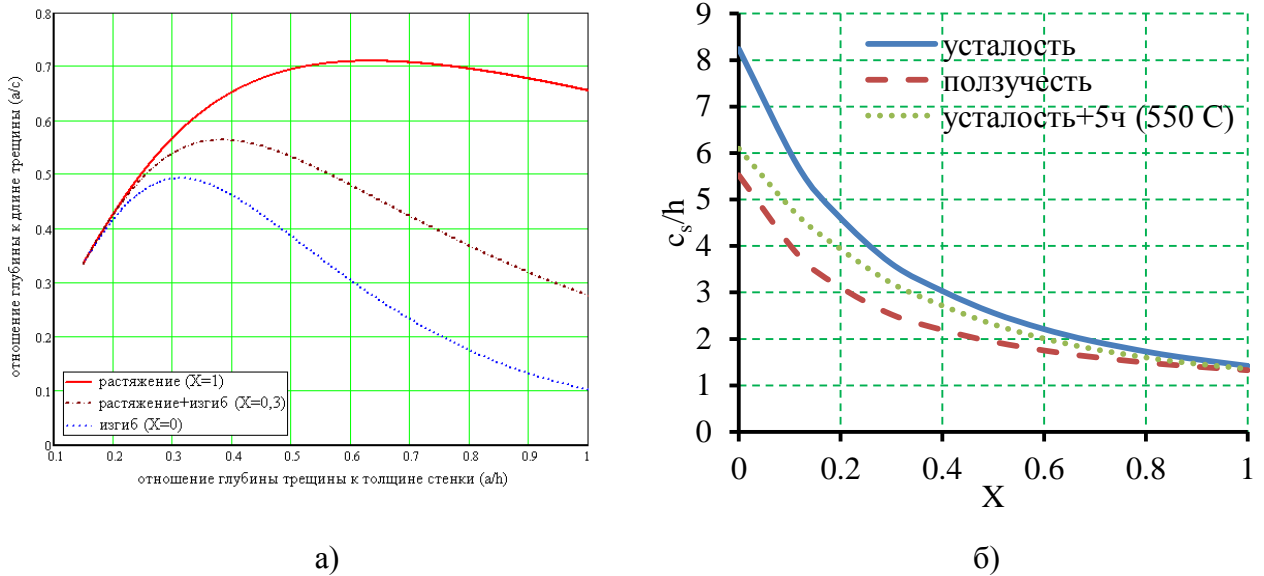


Рисунок 2.6 – Кинетика роста усталостной трещины в пластине в координатах  $(a/c)$  от  $(a/h)$  – а; длина поверхностной трещины в момент разрыва перемычки -  $2c_s$  в зависимости от отношения мембранной и изгибной составляющих напряжений без учета и с учетом ползучести – б

Приведенные выше расчеты усталостного роста трещины проведены без учета эффекта ползучести. Однако, максимальная температура натрия в контурах РУ БН достигает  $550^\circ\text{C}$ , а при длительном воздействии температуры выше  $500^\circ\text{C}$  эффект ползучести оказывает влияние на вид кривой  $2c_s(X)$  (рисунок 2.6б). Для оценки этого влияния проведен анализ геометрии трещины при статическом нагружении с выдержкой длительностью 5 ч в цикле при температуре  $550^\circ\text{C}$  (рисунок 2.6б). Из графика видно, что эффект ползучести почти на 30% снижает длину сквозной трещины  $2c_s$  при действии циклических изгибных напряжений по сравнению с длиной, определенной при чисто усталостном нагружении. Напротив, в поле мембранных напряжений длина сквозной трещины от механизма роста практически не зависит.

На рисунке 2.6б приведены крайние и один смешанный случаи нагружения. Уточненная оценка кинетики трещины при отличном от приведенных на рисунке 2.6б случаев совместного действия усталости и ползучести проводится по формуле [21].

$$\frac{dl}{dN} = \left( \frac{dl}{dN} \right)_{\tau_u=0} + \dot{l} \cdot \tau_u, \quad (2.19)$$

где  $l$  – полудлина-с или глубина-а трещины;  $\left( \frac{dl}{dN} \right)_{\tau_u=0}$  – подрост за цикл чисто усталостного нагружения;  $\dot{l} \cdot \tau_u$  – подрост за время выдержки в цикле за счет процессов ползучести.

Скорость роста трещины  $\dot{l}$  в условиях ползучести рассчитывается по формуле (2.20) с использованием  $C^*$  интеграла

$$\dot{l} = A(C^*)^n \quad (2.20)$$

где  $\dot{l}$  - скорость роста трещины в направлении длины или глубины;  $C^*$  интеграл, рассчитываемый по формулам (2.31) и (2.33);  $A$  и  $n = \frac{n_c}{n_c + 1}$  - константы материала;  $n_c$  - константа в уравнении скорости установившейся ползучести (уравнение Нортона) при одноосном растяжении  $\dot{\epsilon} = B\sigma^{n_c}$ .

С использованием формулы (2.19) строятся уточненные кривые кинетики роста трещины (рисунок 2.6а) в координатах  $(a/c)$  от  $(a/h)$ , и определяется длина сквозной трещины на внутренней поверхности  $2c_s$  в момент разрыва перемычки с учетом временного фактора (рисунок 2.6б). Полученная таким образом за проектный срок службы зависимость подроста поверхностной трещины, позволяет обосновать герметичность контура, если выполняется условие

$$a_f \leq \frac{h}{n_{af}} \quad \text{и} \quad 2c_f \leq \frac{2c_{cr}}{n_{cf}}, \quad (2.21)$$

где  $h$  - толщина стенки;  $a_f, 2c_f$  - глубина и длина поверхностной трещины за проектное число циклов нагружения;  $n_{af}=2$  - запас по глубине сквозной трещины;  $n_{cf}=3$  - запас по критической длине сквозной трещины.

Дальнейший расчет при неограниченном числе циклов нагружения дает возможность оценить геометрию сквозной трещины в зависимости от характера нагружения. Анализ дальнейшего роста сквозной трещины выполнен в работе [11]. Результатом анализа было создание типовой диаграммы, приведенной на рисунке 2.7.

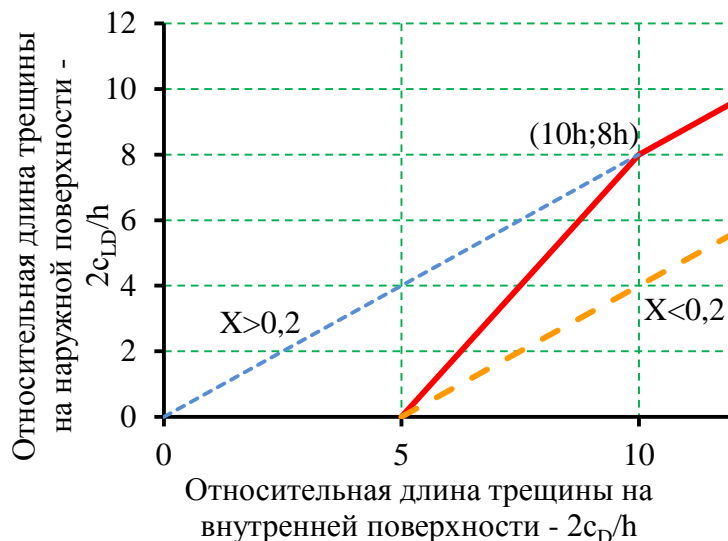


Рисунок 2.7 – Кинетика роста сквозной трещины при усталостном нагружении [11]

Диаграмма (рисунок 2.7) строится под конкретный расчетный случай в зависимости от длины трещины в момент разрыва перемычки  $2c_s$  и характера нагружения  $X$ , и может использоваться в качестве приближенной оценки изменения геометрии сквозной трещины в процессе её роста.

### 2.2.5 Определение критической длины сквозной трещины

Критическая длина сквозной трещины  $2c_{cr}$  в анализе безопасности используется по критериям (2.14)-(2.15), (2.17). Под критической длиной сквозной трещины  $2c_{cr}$  понимается такое состояние трещины длиной  $2c_{cr}$  в расчетном сечении, при котором реализуется:

- стабильный подрост (иницирование) трещины на заданную величину ( $\Delta a=0,2..0,5$  мм);
- потеря несущей способности;
- нестабильный рост трещины.

Расчет предельных состояний проводится в режимах МРН=НЭ+МРЗ или МРН=ННЭ+МРЗ. В качестве нагрузок на расчетное сечение рассматриваются напряжения от веса, давления, компенсации с учетом ползучести и сейсмического воздействия.

Расчет по стабильному подрастанию (иницированию) трещины дает консервативную оценку критической длины, а по потере несущей способности и нестабильному росту – оптимистическую (неконсервативную) оценку.

Для определения критической длины сквозной трещины по инициированию трещины без учета ползучести проводится через подход FAD кода R6 [22,23,24,25]. Уравнение подхода FAD для определения критической длины трещины имеет вид

$$\frac{K_1(2c_{cr}, \sigma)}{f(L_R, \sigma_{02}) - \rho} = K_C \text{ при условии } L_R(2c_{cr}, \sigma, \sigma_{02}) \leq L_{R\max}, \quad (2.22)$$

где  $\sigma_{02}$ -предел текучести материала;  $\sigma$  – действующее в расчетном сечении номинальное напряжение;  $K_C$  - критическое значение КИН;  $L_R$  – параметр несущей способности;

$L_{R\max} = \frac{\sigma_f(0)}{\sigma_{02}}$  – отношение напряжения течения к пределу текучести;  $\sigma_f(0) = \frac{\sigma_{02} + \sigma_e}{2}$ ;

$\sigma_e$  - предел прочности;  $f(L_R)$  – кривая предельного состояния (failure assessment curve Opt. 1,2);

$\rho$  – параметр, учитывающий взаимодействие первичных и вторичных напряжений.

Другим способом расчета критической длины сквозной трещины по условию инициирования является непосредственный расчет упругопластического  $J$ -интеграла. В этом случае критическую длину трещины определяют из равенства (2.23).

$$J_{ep}(2c_{cr}, \sigma) = J_{IC}(\Delta a), \quad (2.23)$$

где  $J_{IC}(\Delta a)$  – критическое значение вязкости разрушения в упругопластической поставке по заданному подросту  $\Delta a = 0, 2, 0, 5 \text{ мм}$  (рисунок 4.8).

Критическая длина сквозной трещины по условию потери несущей способности ослабленного сечения определяется из равенства

$$L_R(2c_{cr}, \sigma, \sigma_{02}) = L_{Rmax}. \quad (2.24)$$

При температуре металла более  $450^\circ\text{C}$  в сталях аустенитного класса, применяемых на РУ БН, проявляются эффекты ползучести. В случае длительного воздействия таких температур при оценке критической длины трещины необходимо учитывать эффект ползучести. Для определения критической длины трещины в условиях ползучести применен подход TDFAD (Time Dependent Failure Assessment Diagram) кода R5 [26,27] (§ 2.3.5).

Рассчитанная вышеприведенными методами критическая длина сквозной трещины при невысоких уровнях нагрузок (дающих напряжения менее допускаемых) и благодаря применяемым аустенитным сталям с высоким уровнем пластичности может иметь недопустимо большую длину. Например, для кольцевой сквозной трещины в трубе величина  $2c_{cr}$  может быть сопоставима с длиной окружности. Для исключения подобных ситуаций в расчетах критической длины сквозной трещины введены следующие ограничения:

- для кольцевой трещины  $2c_{cr} = 0,5\pi D$ , если рассчитанная длина  $2c_{cr} > 0,5\pi D$ ;
- для осевой трещины  $2c_{cr} = 2D$ , если рассчитанная длина  $2c_{cr} > 2D$ .

## 2.2.6 Критерий своевременного выявления течи

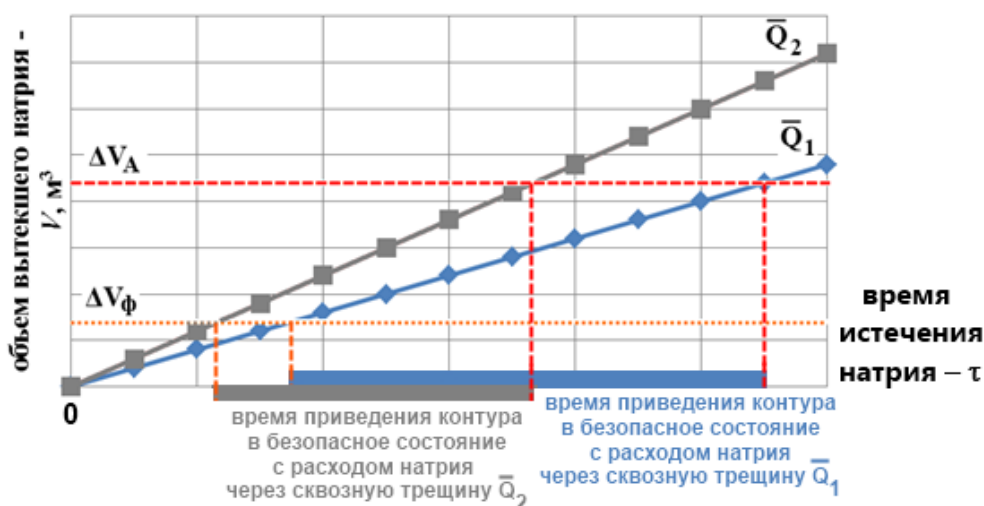
Критерий традиционной концепции ТПР по расходу теплоносителя разрабатывался и применяется для РУ с водяным теплоносителем, в которых от объема вылившейся воды не зависит тяжесть последствий разгерметизации контура. В то же время высокое давление в контуре РУ ВВЭР позволяет очень быстро выявлять любую течь из-за высокого расхода через нее. В 1-м и 2-м контурах РУ БН давление существенно ниже, а допустимый объем выливающегося натрия ограничен условиями нарушения циркуляции в контуре и пожаробезопасности. Поэтому для оценки безопасности трубопроводов 2-го контура разработан критерий, который базируется на объемах и среднем расходе выливающегося натрия при заданной площади раскрытия сквозной трещины.

Одна из систем контроля течей (СКТ) в РУ БН предусматривает контроль вытекающего теплоносителя по факту изменения давления в газовой подушке или по уровню натрия в буферном баке натриевом (ББН), входящем в состав 2-го контура. При наличии течи в контуре падает уровень натрия в ББН. Опасность падения уровня в ББН связана со снижением давления

аргона в газовой подушке ББН и последующим срывом потока в ГЦН-2 и нарушением циркуляции в контуре. Поэтому с момента фиксации течи  $\tau_\phi$ , при котором объем вылившегося натрия превысит  $\Delta V_\phi$  или расход натрия превысит  $Q_0$ , необходимо выполнить план мероприятий по приведению контура в безопасное состояние до наступления аварийного состояния, при котором объем вылившегося натрия превысит  $\Delta V_A$  и произойдет нарушение циркуляции. Иными словами, время приведения контура в безопасное состояние  $\tau_s$  должно быть меньше, чем время, за которое уровень натрия в ББН снизится на величину объема  $(\Delta V_A - \Delta V_\phi)$ . Схема оценки времени истечения натрия при прочих равных условиях (давлении аргона, температура, расположении трещины в контуре и т.д.) для различных площадей сквозной трещины приведена на рисунке 2.8.

Таким образом, во 2-м контуре приняты два состояния в зависимости от объема вылившегося натрия:

- время  $\tau_\phi$ , при котором сработает предупредительная сигнализация системы контроля течей (этому моменту соответствует объем вылившегося натрия  $\Delta V_\phi$  или расход натрия через трещину выше порога чувствительности  $Q_0$ );
- время  $\tau_{VA}$ , при котором уровень давления в газовой подушке ББН снизится до критического значения, после которого наступает срыв потока и кавитация в главном циркуляционном насосе 2 контура (ГЦН-2), при этом объем вылившегося натрия составляет  $\Delta V_A$ .



$\bar{Q}_1, \bar{Q}_2$  – осредненные расходы утечки натрия через сквозную трещину ( $\bar{Q}_2 > \bar{Q}_1$ )

Рисунок 2.8 – Схема оценки времени приведения контура в безопасное состояние по объему вылившегося натрия

Критерием соответствия трубопроводов концепции безопасности по объемам вылившегося натрия является обеспечение периода времени, необходимого для выполнения плана мероприятий по переводу контура в безопасное состояние (2.25).

$$\tau_S \leq [\Delta\tau_S], \quad (2.25)$$

где  $[\Delta\tau_S]$  – допускаемый интервал времени с момента обнаружения течи до нарушения циркуляции в контуре;  $\tau_S$  – время, необходимое персоналу для перевода контура в безопасное состояние.

Допускаемый интервал времени  $[\Delta\tau_S]$  определяется как интервал с момента  $\tau_\phi$  до наступления аварийного состояния  $\tau_{VA}$  по формуле

$$[\Delta\tau_S] = \frac{\tau_{VA} - \tau_\phi}{n_\tau}, \quad (2.26)$$

где  $\tau_{VA}$  – время, за которое объем выливающегося натрия превысит  $\Delta V_A$ ;  $\tau_\phi$  – время, при котором расход или объем выливающегося натрия превысит гарантированный порог чувствительности  $Q_0$  или  $\Delta V_\phi$ ;  $n_\tau=1$  – коэффициент запаса.

При расчете вышеприведенного критерия размеры постулируемой сквозной трещины, образовавшейся в результате усталостного роста, принимаются равными ее размерам на момент разрыва перемычки ( $a/h=1$ , рисунок 2.6а) или определяются по чувствительности  $Q_0$ . По полученной геометрии трещины определяют площадь раскрытия сквозной трещины и проводят гидравлический расчет с целью определения зависимости расхода натрия  $Q$  от времени истечения  $\tau$ . Для упрощения расчетов зависимость  $Q(\tau)$  аппроксимируется кусочно-линейной функцией со средним расходом  $\bar{Q}$  в рассматриваемых интервалах времени. По зависимости  $Q(\tau)$  и объемам натрия  $\Delta V_\phi$  и  $\Delta V_A$  строится диаграмма состояния контура и проводится оценка времени на соответствие критерию безопасности (2.25). На рисунке 2.9 представлена такая диаграмма для сечения-кандидата в трубопроводе второго контура БН-800 без герметичного страховочного кожуха.

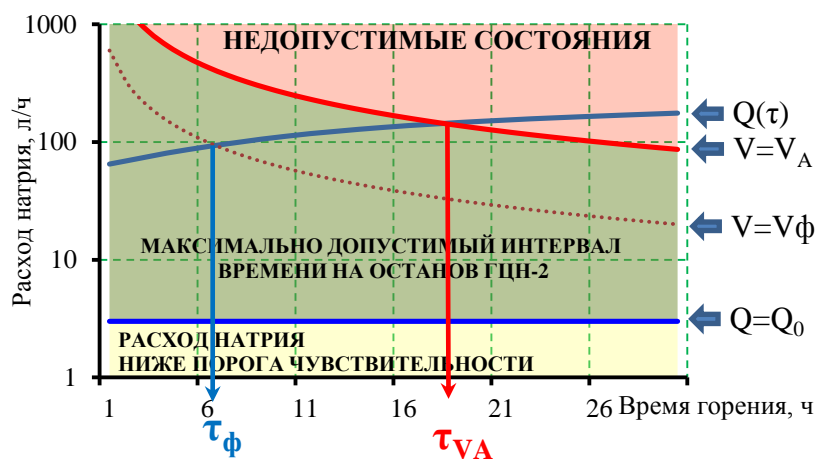


Рисунок 2.9 – Диаграмма оценки времени на выполнение плана мероприятий по переводу контура в безопасное состояние по критерию (2.25)

### 2.2.7 Критерий стабильности выявляемой трещины

При обнаружении в контуре течи по её расходу при использовании зависимостей динамики жидкости и газа, а также нелинейной механики разрушения можно определить длину сквозной трещины. Если длина такой трещины меньше критической длины с заданным коэффициентом запаса, то констатируется, что чувствительность систем контроля течи (СКТ) достаточна для обеспечения безопасности контура при разгерметизации (разрушение полным сечением маловероятно). Оценка соответствия критерию проводится по формуле

$$2c_D \leq \frac{2c_{cr}}{n_{cr}}, \quad (2.27)$$

где  $2c_D$  – длина сквозной трещины на внутренней поверхности, определенная через уверенно регистрируемый расход натрия  $Q_0$ ;  $2c_{cr}$  – критическая длина сквозной трещины;  $n_{cr}$  – запас по критической длине сквозной трещины, в общем случае  $n_{cr} = 2$ .

В основу разработанного критерия заложено аналогичное (2.27) сопоставление длин трещин – критической (режим МРН) и выявляемой по расходу (режим НЭ). Особенность оценки выявляемой длины трещины состоит в корректном учете:

- длины трещины, образовавшейся при усталостном или статическом подрасте, которая уменьшается по толщине стенки (длина на внутренней поверхности  $2c_D$  больше, чем на наружной  $2c_{LD}$ , рисунок 2.5);
- гидравлического сопротивления, создаваемого берегами трещины (§ 3.3.1), теплоизоляцией, кожухом, продуктами взаимодействия натрия и теплоизоляции (§ 5.5);
- влияния ползучести при определении площади раскрытия трещины (§ 3.1);
- возможности горения натрия за пределами герметичного контура и влияния, связанных с этим повышенных температур, на механические свойства и вторичные (температурные) напряжения, снижающие несущую способность.

Под выявляемой по расходу трещиной понимается сквозная трещина длиной  $2c_D$ , расход натрия через которую уверенно регистрируется штатной системой контроля течей (СКТ). Фиксируемый или уверенно регистрируемый расход натрия  $Q_0$  определяется по чувствительности СКТ -  $q_0$  с заданным коэффициентом запаса  $n_Q$

$$Q_0 = q_0 \cdot n_Q, \quad (2.28)$$

где запас  $n_Q$  введен для исключения возможных погрешностей при расчетах, в которых используется большое количество параметров, каждый из которых вносит свою погрешность; чувствительность СКТ -  $q_0$  есть такой расход натрия, который данная СКТ может обнаружить (для СКТ 2-го контура РУ БН-800  $q_0=1$  л/ч,  $n_Q=3$ ).

Процедура расчета соответствия критерию (2.27) выполняется по блок-схеме, которая представлена на рисунке 2.10. По значению  $Q_0$  и условиям нагружения сечения-кандидата определяется длина постулируемой трещины  $2c_{LD}$  на наружной поверхности. Для этого функции скорости и площади раскрытия приводятся к одной переменной -  $2c_{LD}$  и решается уравнение

$$v(c_{LD}) \cdot A(c_{LD}) = Q_0, \quad (2.29)$$

где  $A$  – площадь наименьшего проходного сечения (§ 3.2);  $v$  – скорость потока натрия через трещину (§ 3.3).



Рисунок 2.10 – Блок-схема оценки соответствия критерию безопасности по расходу натрия

Необходимо отметить, что и скорость потока натрия через трещину  $v(2c_{LD})$ , и площадь наименьшего проходного сечения  $A(2c_{LD})$  являются функциями длины трещины при фиксированных температуре и напряженно-деформированном состоянии (НДС). В общем случае необходимо учитывать изменение НДС, которое оказывает существенное влияние на раскрытие сквозной трещины и, как следствие, на площадь наименьшего проходного сечения и на скорость истечения натрия через эквивалентный гидравлический диаметр.

Полученная из решения уравнения (2.29) длина трещины  $2c_{LD}$  в зависимости от отношения изгибных (распределенных по толщине стенки) к мембранным (осредненным по толщине стенки) напряжениям (или их размахов в цикле) пересчитывается в длину сквозной трещины на внутренней поверхности  $2c_D$  в соответствии с рисунком 2.7.



В качестве упрощенной процедуры и приближенной оценки  $2c_{LD}$  разработана приведенная ниже формула для определения длины трещины по гарантированно выявляемому расходу при условии последующего «проверочного» расчета режима (ламинарный или турбулентный) истечения натрия

$$2c_{LD} = \begin{cases} \left( 3,1 \cdot Q_0 \frac{E^3 \mu \cdot h}{(\bar{\sigma}_m - 0,4\sigma_b)^3 \cdot \Delta p} \right)^{0,25} & \text{при } Re(2c_{LD}) \leq 2000 \\ \left( 12,9 \cdot 10^{-3} \cdot Q_0^2 \frac{E^3 \rho \cdot h}{(\bar{\sigma}_m - 0,4\sigma_b)^3 \cdot \Delta p} \right)^{0,2} & \text{при } Re(2c_{LD}) > 2000 \end{cases}, \quad (2.30)$$

где  $Q_0$  – гарантированный порог чувствительности СКТ;  $E$  – модуль упругости первого рода при расчетной температуре натрия;  $\rho$  – плотность натрия при расчетной температуре;  $\bar{\sigma}_m$  – средние напряжения по толщине стенки;  $\sigma_b$  – изгибные напряжения, распределенные по толщине стенки;  $\Delta p$  – избыточное давление;  $Re$  – число Рейнольдса.

Результаты расчета уравнения (2.29) и критерия (2.27) представлены в виде диаграммы на рисунке 2.11. На диаграмме приведена зависимость расхода натрия через трещину в зависимости от ее длины. Зеленым цветом обозначена безопасная область  $n_{cr} > 2$ , в которой критерий (2.27) выполнен, она же является границами по допускаемой длине сквозной трещины. Желтым на диаграмме обозначены переходная область  $1 < n_{cr} < 2$ , где безопасность не гарантируется, и красным залита область недопустимого состояния  $n_{cr} < 1$ , при котором возможно внезапное разрушение полным сечением.

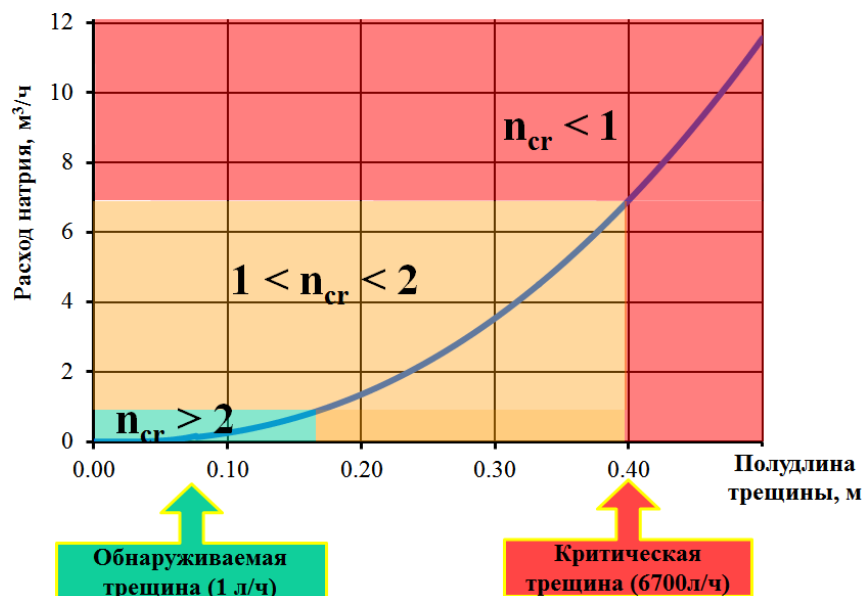


Рисунок 2.11 – Графическая интерпретация оценки допустимых состояний по критерию (2.27)

## 2.3 Критерии оценки безопасности трубопроводов и корпусов оборудования в условиях истечения и горения натрия

### 2.3.1 Анализ сценариев горения натрия

Контакт натрия с воздухом приводит к его самовоспламенению из-за высокой химической активности. Температура воспламенения лежит в интервале 140-320°C [2,4,12,13]. При нормальной эксплуатации интервал температур натрия в 1-м и 2-м контурах РУ БН составляет 350-550°C из чего следует, что разгерметизация контура неизбежно вызывает воспламенение натрия при контакте с воздухом.

Выполнение критериев разработанной процедуры обеспечивает своевременное обнаружение течи. Понятие "своевременное" означает, что обнаружение течи происходит на ранней стадии её развития и что до момента начала нестабильного роста трещины (достижения критической длины трещины) имеется достаточно времени для перевода поврежденного элемента контура в безопасное состояние.

При анализе истечения натрия рассматривают две стадии. На первой стадии натрий вытекает через дефект в виде струи или брызг. При контакте с кислородом натрий начинает гореть. В зависимости от давления и величины дефекта, наличия задерживающих конструкций истечение натрия может происходить спокойно или сопровождаться разбрызгиванием с распылением [2,28,29]. В последнем случае реакция его взаимодействия с атмосферой носит бурный и часто взрывной характер. Обычно чем крупнее дефект, тем больше вытекает натрия, но меньше образуется брызг [29].

Вторая стадия - горение вылившегося натрия. В результате утечки больших объемов натрия образуются лужи, площадь поверхности и глубина которых зависят от конфигурации сливного поддона и формы пола.

Вылившийся на пол натрий горит спокойно с выбросом в воздух окислов натрия. Горение натрия в атмосфере влажного воздуха сопровождается следующими реакциями:  
 $4\text{Na} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{O}$ ;  $\text{Na}_2\text{O} + \text{CO}_2 \rightarrow \text{Na}_2\text{CO}_3$ ;  $2\text{Na}_2\text{O} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{O}_2$ ;  $2\text{Na} + 2\text{H}_2\text{O} \rightarrow 2\text{NaOH} + \text{H}_2$ ;  
 $\text{Na}_2\text{O} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow 2\text{NaOH}$ ;  $2\text{Na} + \text{O}_2 \rightarrow \text{Na}_2\text{O}_2$ .

При горении в луже температура основной массы натрия стабилизируется на уровне 650-700°C. Поскольку давление паров натрия невелико, пламя является коротким. Выше поверхности горения температура воздуха быстро падает (уменьшение около 60°C на 1 см расстояния). Скорость сгорания натрия в зависимости от температуры горящего металла приведена в таблице 2.2.

Таблица 2.2 – Зависимость скорости выгорания натрия от температуры [2]

Температура, °С	300	400	500	600	625	650	675	705	725	750
Скорость выгорания, кг/(м <sup>2</sup> ·ч)	20,5	23,8	28,0	33,8	35,3	37,4	38,9	41,8	44,3	46,8

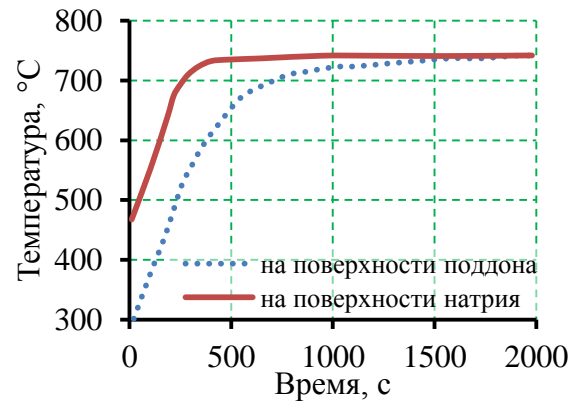
Обобщая вышесказанное, литературные данные и опыт эксплуатации можно выделить следующие сценарии истечения и горения при разгерметизации натриевого контура:

1. Натрий стекает на пол бокса через зазоры в теплоизоляции и горит по схеме «лужа» (рисунок 2.12).

2. Горение натрия в непосредственной близости от сквозной трещины на наружной поверхности трубопровода под теплоизоляцией (рисунок 2.13).

3. При повреждении целостности теплоизоляции горение диспергированного (распыленного) натрия с интенсивным тепловыделением.

4. Натрий не воспламеняется при наличии герметичного кожуха; выполнение требований критериев осуществляется по температуре нормальной эксплуатации.



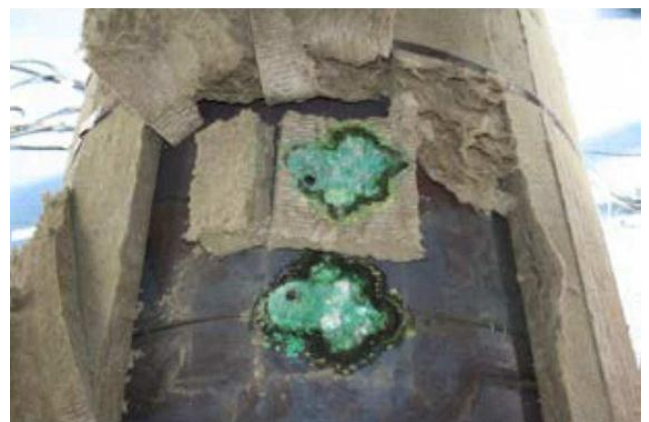
а) эпюра температуры по толщине структурных составляющих

б) изменение во времени температуры на поверхности горения натрия

Рисунок 2.12 – Распределение температуры при горении натрия по сценарию №1 «лужа»



а) общий вид



б) зона со сквозным дефектом с частично демонтированной теплоизоляцией

Рисунок 2.13 – Последствия истечения и горения натрия на стенде FUTUNA 2 [14]

Сценарий №3 наиболее опасен из-за высокой интенсивности горения натрия и термохимического воздействия струи на близлежащие конструкции. Однако, все трубопроводы натриевых систем РУ БН покрыты теплоизоляцией, и ее разрушение возможно при наличии сквозного дефекта с эквивалентным гидравлическим диаметром более 10 мм [12]. Гидравлический диаметр 10 мм соответствует наибольшей допустимой длине реальной трещины 644 мм ( $\pi \cdot D/4$ ,  $D=820\text{мм}$ ) с раскрытием 3 мм.

Для такой величины раскрытия необходим уровень напряжений, который существенно выше допустимого. Поэтому при надлежащем покрытии целостность теплоизоляции не нарушится, и, вероятнее всего, что сценарий №3 на практике может реализоваться только вместе с разрушением трубопровода. Такой сценарий требует отдельного исследования и выходит за рамки проектной аварии, настоящей процедуры и не рассматривается в диссертации.

При горении натрия по сценарию №1 (разлив натрия в поддонах бокса) трубопроводы и оборудование остаются защищенными теплоизоляцией от воздействия повышенных температур. В этом случае анализ соответствия разработанным критериям по критической длине трещины, расходу объема и времени приведения в безопасное состояние осуществляется по максимальной температуре в боксе, но не ниже максимальной температуры теплоносителя, соответствующей нормальной эксплуатации ( $T \geq 500^\circ\text{C}$ ).

Сценарий №2 наиболее важен с точки зрения оценки безопасности, так как приводит к разогреву металла в зоне контакта с пламенем до  $800^\circ\text{C}$ . Натрий после образования сквозной трещины растекается в коаксиальный канал под теплоизоляцией и воспламеняется, нагревая наружную поверхность трубопровода. Все дальнейшие расчеты и рассуждения проведены для данного сценария, как наиболее вероятного по сравнению с № 3, так и наиболее опасного по сравнению с № 1.

### 2.3.2 Формулировка граничных условий при горении под теплоизоляцией

Для выбранного сценария № 2 на основании экспериментально-расчетных данных сформулированы температурные граничные условия. При формулировке были приняты следующие допущения:

- с внутренней поверхности трубопровода граничное условие 1-го рода с учетом высокого коэффициента теплоотдачи потока натрия и критерия  $Bi$  ( $\alpha_{\text{Na}} > 5 \text{ кВт/м}^2$ ,  $Bi > 2,5$ ); для уточненной оценки коэффициент теплоотдачи в натрий может быть определен через критерии подобия [30];

- влияние горения натрия моделируется с помощью температурного граничного условия 2-го рода на наружной поверхности трубопровода; согласно проведенным экспериментальным исследованиям верхняя оценка теплового потока от горящего натрия к металлу трубопровода составляет  $29,4 \text{ кВт/м}^2$  (§ 5).
- распространение вытекающего натрия учитывается с помощью дискретных значений ширины полосы температурного возмущения от горения в двух осевых направлениях от кольцевой трещины.

На рисунке 2.14 приведена схема температурных граничных условий.

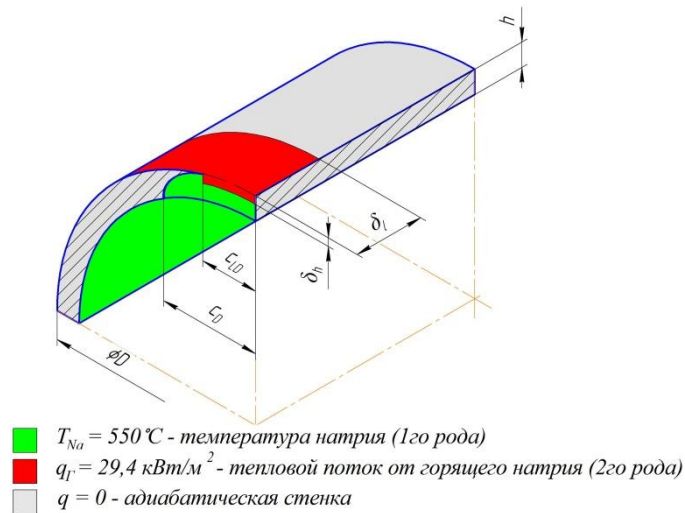


Рисунок 2.14 – Модель температурных граничных условий при горении натрия

Настоящие граничные условия применяются при оценке прочности сечения с трещиной, в том числе при расчете  $J$  и  $C^*$  интегралов сквозной трещины в условиях температурного градиента.

### 2.3.3 Определение величин $J$ и $C^*$ интегралов сквозной трещины в условиях температурного градиента

После образования сквозной трещины натрий растекается под теплоизоляцией и воспламеняется, нагревая наружную поверхность металла трубопровода, в некоторых случаях до  $800^\circ\text{C}$ . При этом возникают температурный градиент, местные температурные (вторичные) напряжения и деформации ползучести, которые влияют на предельное состояние по иницированию трещины.

Сложность как аналитической, так и численной оценки критической длины и скорости роста трещины при ползучести заключается в учете температурных (вторичных) напряжений при расчете  $J$  и  $C^*$  интегралов. Если  $J$ -интеграл в условиях вторичных напряжений и ползучести определяется в ANSYS функцией «CINT» [31,32], то аналогичный способ расчета  $C^*$  интеграла в трехмерной постановке отсутствует. Существуют немногочисленные

аналитические подходы для приближенного определения  $J$  и  $C^*$  интегралов при совместном действии первичных и вторичных напряжений [11,26,33,34].

При действии первичных напряжений расчет  $J$  и  $C^*$  интегралов проводится по нижеприведённым формулам [11] через изохронные кривые на заданной временной базе (рисунки 4.10-4.12) и скорость ползучести (рисунок 4.9)

$$J_{ep}^p = J_e^p \cdot \left[ \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}^p}{\sigma_{ref}^p} \right], \quad C^{p*} = J_e^p \cdot \left[ \frac{E \cdot \dot{\varepsilon}_{ref}^p}{\sigma_{ref}^p} \right], \quad (2.31)$$

где  $\varepsilon_{ref}^p$  и  $\dot{\varepsilon}_{ref}^p$  - полная (упруговязкопластическая) деформация и скорость ползучести, соответствующие величине первичных напряжений  $\sigma_{ref}^p$ ;  $J_e^p$  -  $J$ -интеграл при действии первичных напряжений в упругой постановке.

Для учета вторичных напряжений кодом RCC-MR [11] используется подход температурных референсных напряжений, которые для сквозной трещины определяются согласно схеме, приведенной на рисунке 2.15, по изохронной кривой через упругие температурные напряжения.

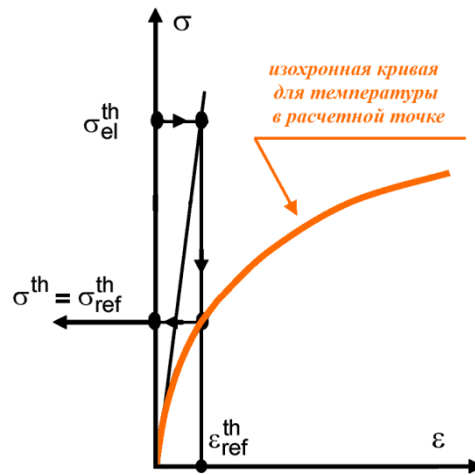


Рисунок 2.15 – Схема определения температурных референсных напряжений для расчета  $J$  и  $C^*$  интегралов

В расчетах  $J$  и  $C^*$  интегралов по температурным референсным напряжениям  $\sigma_{ref}^{th}$  определяются корректирующие коэффициенты  $k_{th}^*$  и  $k_{C^*th}$  на деформационное нагружение для учета совместного действия механических (первичных) и температурных (вторичных) напряжений

$$k_{th}^2 = \left( \frac{\sigma^{th}}{\sigma_e^{th}} \right)^2 \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}^{th}}{\sigma_{ref}^{th}}, \quad k_{C^*th}^2 = \left( \frac{\sigma^{th}}{\sigma_e^{th}} \right)^2 \cdot \left( \frac{E \dot{\varepsilon}_{ref}^{th}}{\sigma_{ref}^{th}} \right). \quad (2.32)$$

Расчет  $J$  и  $C^*$  интегралов от совместного действия механических и температурных напряжений проводится по формулам

$$J_{ep}^{p+s} = \max_u \left( \sqrt{J_{ep}^p} + k_{th}^* \sqrt{J_e^s} \right)^2, \quad C^{p+s*} = \left[ \sqrt{C^{p*}} + 1,6k_{C^*th} \sqrt{J_e^s} \right]^2, \quad (2.33)$$

где  $J_e^s$  -  $J$ -интеграл от температурных напряжений, рассчитанный в упругой постановке.

В качестве альтернативного (численно-аналитического) варианта при действии температурного градиента определение  $J_{ep}^s$  и  $C_s^*$  предложено проводить по номинальному полю напряжений, полученному из упругопластического расчета с учетом ползучести по формулам

$$J_{ep}^s = J_{es}^s \cdot \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}^s}{\sigma_{ref}^s}, \quad C_s^* = J_{es}^s \cdot \frac{E \cdot \dot{\varepsilon}_{ref}^s}{\sigma_{ref}^s}, \quad (2.34)$$

где  $J_{es}^s$  - упругий  $J$ -интеграл, рассчитанный по упругопластическому полю напряжений  $\sigma^s$  с учетом ползучести.

В этом случае расчет  $J$  и  $C^*$  интегралов от совместного действия механических и температурных напряжений проводится по формулам

$$J_{ep}^{p+s} = \max_u \left( \sqrt{J_{ep}^p} + \sqrt{J_{ep}^s} \right)^2, \quad C^{p+s*} = \left[ \sqrt{C^{p*}} + \sqrt{C_s^*} \right]^2. \quad (2.35)$$

Использование формул (2.34)-(2.35) позволяет определять величины  $J$  и  $C^*$  интегралов с учетом трёхосного деформирования путем численного решения упруговязкопластической задачи с телом без трещины в двумерной постановке.

#### 2.3.4 Расчет критической длины сквозной трещины в условиях температурного градиента

Подход, рассмотренный в предыдущем параграфе, позволяет получить значения  $J$  и  $C^*$  интегралов для сквозной трещины в условиях температурного градиента. Однако, прямой расчет критической длины с помощью данного подхода достаточно затруднителен. По этой причине предлагается следующая процедура определения критической длины трещины.

Для заданной длины сквозной трещины получают распределение величины  $J_{ep}$  по фронту сквозной трещины из численного решения термоупруговязкопластической задачи в 3-D постановке. При использовании аналитического метода (2.33), (2.35) значения  $J_{ep}$ -интеграла рассчитываются в вершинах фронта на наружной поверхности «out» и внутренней поверхности «in» (рисунок 2.16).

Расчет распределения  $J_{ep}$  по фронту трещины или в его вершинах проводится на временной базе  $\tau$  для нескольких длин сквозной трещины. Количество длин должно быть достаточным для построения зависимости  $J_{ep}(2c, T)$  (рисунок 2.16).

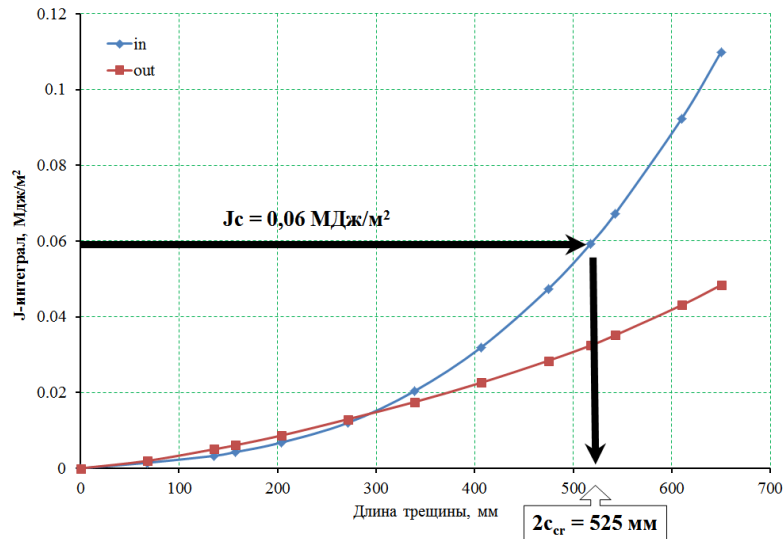


Рисунок 2.16 – Схема определения критической длины трещины в условиях температурного градиента или при использовании численных методов расчета  $J$  и  $C^*$  интегралов

Схема определения критической длины сквозной трещины по полученной зависимости  $J_{ep}(2c, T)$  приведена на рисунке 2.16. Уравнение для определения критической длины сквозной трещины  $2c_{cr}$  имеет вид

$$\min \{J_{ep}(2c_{cr}, u)\} = J_C(T), \quad (2.36)$$

где  $\min$  – определяется по фронту сквозной трещины;  $u$  – координата по фронту трещины;  $J_C(T)$  – критическое значение  $J$ -интеграла в расчетной точке фронта при температуре  $T$ .

### 2.3.5 Применение подхода TDFAD при оценке стабильности сквозной трещины в условиях ползучести

Подход, основанный на диаграмме оценки отказа (FAD), используется для оценки стабильности трещин в элементах конструкций (§ 2.2.5). Диаграмма оценки отказа с временной зависимостью TDFAD (Time Dependent Failure Assessment Diagram - диаграмма оценки отказов с временной зависимостью) является развитием FAD (Failure Assessment Diagram - диаграмма оценки отказов) для условий ползучести [26,35,27].

Подход TDFAD используется для определения предельной нагрузки тела с трещиной на заданной временной базе или для расчета времени до разрушения. В последнем случае может быть получено время инициирования трещины, т.е. подроста, как правило, на 0,2 мм или 0,5 мм. Процедура в настоящее время ограничивается I модой нагружения и малым подростом при инициировании по сравнению с размерами трещины и рассматриваемого элемента с трещиной.

Процедура и параметры, используемые при анализе с помощью TDFAD, аналогичны FAD подходу за исключением того, что вязкость разрушения заменяется вязкостью разрушения при ползучести  $K_c^{mat}$  (§ 4.5). Также при использовании TDFAD необходимы изохронные



диаграммы деформирования для связи напряжений и деформаций во времени. В TDFAD для первичных напряжений параметры  $K_R$  и  $L_R$  определены следующим образом

$$K_R = \frac{K_1}{K_c^{mat}}, \quad (2.37)$$

$$L_R(\tau) = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{02}(\tau)}, \quad (2.38)$$

где  $K_c^{mat}$  - вязкость разрушения при ползучести;  $K_1$  – коэффициент интенсивности напряжений;  $\sigma_{02}(\tau)$  - условный предел текучести, определенный из изохронной диаграммы деформирования при остаточной суммарной деформации 0,2% (с увеличением времени величина  $\sigma_{02}(\tau)$  снижается);  $\sigma_{ref}$  - референсное напряжение.

Референсное напряжение  $\sigma_{ref}$  в выражении (2.38) имеет физический смысл, приведенный в формуле

$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_L} \sigma_{02}, \quad (2.39)$$

где  $P$  – приложенная нагрузка;  $P_L$  – предельная нагрузка соответствующая напряжениям, равным пределу текучести в нетто сечении;  $\sigma_{02}$  - предел текучести.

По аналогии с FAD пороговое значение  $L_{Rmax}$  определяется по формуле (2.40). Если  $L_R$  превышает значение  $L_{Rmax}$ , то происходит разрушение при ползучести без влияния концентрации напряжений от трещины

$$L_{Rmax}(\tau) = \frac{\sigma_\tau}{\sigma_{02}(\tau)}, \quad (2.40)$$

где  $\sigma_\tau$  и  $\sigma_{02}(\tau)$  - длительная прочность и условный предел текучести, определенные на заданной временной базе.

Диаграмма TDFAD для оценки предельного состояния на заданной временной базе имеет вид

$$K_R = \begin{cases} \left( E \frac{\varepsilon_{ref}(\tau)}{\sigma_{ref}(\tau)} + 0,5 \frac{L_R^2}{1 + L_R^2} \right)^{-0,5} & \text{при } L_R \leq L_{Rmax}, \\ 0 & \text{при } L_R > L_{Rmax} \end{cases}, \quad (2.41)$$

где деформацию  $\varepsilon_{ref}(\tau)$  получают из изохронной диаграммы деформирования при напряжении  $\sigma_{ref}(\tau) = \sigma_{02}(\tau) \cdot L_R$ ;  $\sigma_{02}(\tau)$  - условный предел текучести, определенный по изохронной диаграмме деформирования при остаточной суммарной деформации 0,2%.

В качестве примера на рисунке 2.17 приведена диаграмма TDFAD для стали марки 08X16H11M3 при температуре 600°C и временных базах 0 ч, 3000 ч и  $3 \cdot 10^5$  ч.

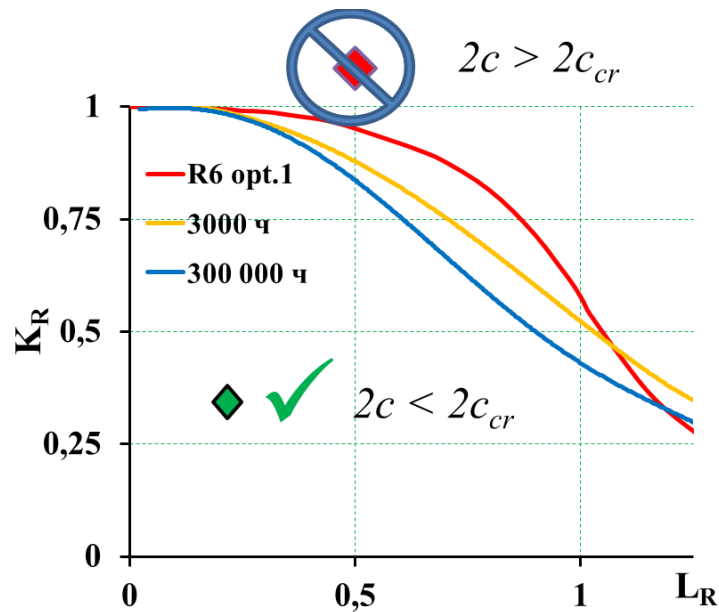


Рисунок 2.17 – TDFAD для стали марки 08X16H11M3 при температуре 600°C и временных базах 0 ч, 3000 ч и  $3 \cdot 10^5$  ч

Процедура применения TDFAD состоит из следующих шагов:

1. Определение геометрии рассматриваемого элемента, геометрии трещины, условий нагружения, температуры, и т.д.
2. Определение максимально допустимого подроста трещины или задание величины подроста при иницировании  $\Delta a$ , если определяется время иницирования.
3. Получение данных по ползучести в интересующих интервалах времени и температуры. Если у материала изохронные кривые незначительно изменяются во времени, то для консервативной оценки могут использоваться изохронные кривые на более длительной временной базе.
4. Построение TDFAD для каждого расчетного случая, используя выражение (2.41) и изохронные диаграммы деформирования.
5. Определение величины вязкости ползучести  $K_c^{mat}$  для заданной временной базы и заданного подроста при иницировании  $\Delta a$  (рисунок 4.14б).
6. Вычисление величин  $L_R$  и  $K_R$  для рассматриваемой трещины. Подрост трещины при иницировании должен удовлетворять условию  $\Delta a \ll a_0$ , для того чтобы изменения размеров трещины не оказывали существенного влияния на результаты.
7. Поместить рассчитанные параметры трещины в виде точки  $(L_R; K_R)$  на TDFAD (рисунок 2.17). Если точка находится внутри диаграммы, то констатируется, что фактический подрост трещины меньше, чем заданный  $\Delta a$ , и на заданной временной базе разрушение не произойдет.

8. Для определения времени инициирования трещины проводится многократный расчет по данной процедуре с шагом по времени. Время, при котором точка  $(L_R; K_R)$  выйдет на границу диаграммы, будет соответствовать времени инициирования трещины.

Уравнение для расчета критической длины трещины в подходе TDFAD записывается в виде

$$\frac{K_1(2c_{cr}, \sigma)}{f_{TDFAD}(L_R, \sigma_{02}(\tau)) - \rho} = K_C^{mat} \quad \text{при условии} \quad L_R(2c_{cr}, \sigma, \sigma_{02}(\tau)) \leq L_{Rmax}(\tau), \quad (2.42)$$

где

$$L_{Rmax}(\tau) = \min \left\{ \frac{\sigma_f(0)}{\sigma_{02}}, \frac{\sigma_f(\tau)}{\sigma_{02}(\tau)} \right\}, \quad (2.43)$$

$$\sigma_f(0) = \frac{\sigma_{02} + \sigma_\epsilon}{2}; \quad \sigma_f(\tau) = \frac{\sigma_{02}(\tau) + \sigma_\tau}{2}; \quad \sigma_\epsilon - \text{предел прочности}; \quad \sigma_\tau - \text{длительная прочность};$$

$\sigma_{02}(\tau)$  - предел текучести, определенный из изохронной диаграммы деформирования при остаточной суммарной деформации 0,2%.

При слабой зависимости TDFAD от времени неконсервативная оценка инициирования трещины может быть проведена по FAD. Итерационный вариант расчета с использованием изохронных кривых и  $K_C^{mat}$  более трудоемкий в реализации, но позволяет получить уточненную консервативную оценку подраста или инициирования трещины.

### 2.3.6 Определение критической длины трещины по скорости ее распространения

При температуре более 500°C значительно проявляются эффекты ползучести и скорости роста трещины при ползучести. Как известно, характер зависимости скорости роста трещины от времени носит лавинообразный характер (рисунок 2.18).

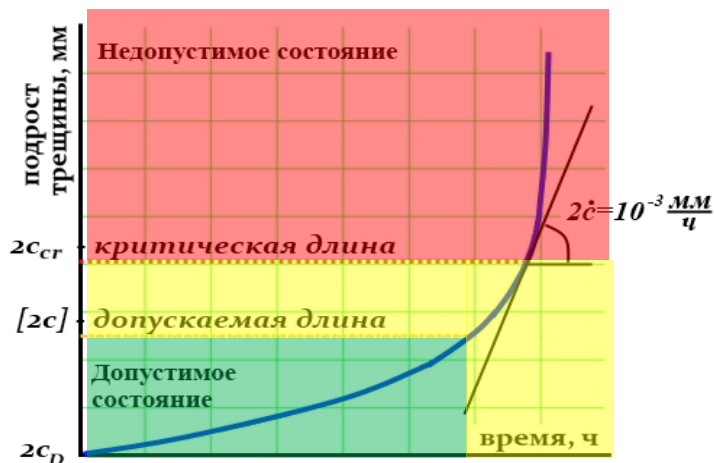


Рисунок 2.18 – Диаграмма допускаемых состояний по скорости роста трещины при ползучести

На основании проведенного анализа критическое значение скорости роста трещины, превышение которой приводит к лавинообразному росту, находится на уровне  $10^{-2}$  мм/ч. С учетом коэффициента запаса на скорость роста, равного 10, допускаемая критическая длина трещины определяется из уравнения

$$\frac{d[2c_v]}{d\tau} = 10^{-3} \frac{\text{мм}}{\text{ч}}. \quad (2.44)$$

Подставляя в (2.44) формулу (4.8) с учетом таблицы 4.3, уравнение для определения критической длины сквозной трещины по скорости принимает вид

$$C^*[2c_v] = 9,1 \cdot 10^{-3} \frac{H}{\text{мм} \cdot \text{ч}}, \quad (2.45)$$

где величина  $C^*(2c_v)$  рассчитывается согласно § 2.3.3.

Расчетное значение допускаемой длины сквозной трещины принимают из условия

$$[2c_{cr}] = \min([2c_v]; [2c_{cr}]), \quad (2.46)$$

где  $2c_{cr}$  – критическая длина трещины по условию ее инициирования § 2.2.5.

### 2.3.7 Критерий допускаемого времени при горении натрия

Обобщая материал раздела, можно сделать следующий вывод. Нагрев от горения и возникающие температурные напряжения приводят к снижению несущей способности трубопровода и способствуют росту трещины при ползучести. В этой ситуации необходимо снять воздействие повышенной температуры с поврежденного сечения до того, как выявленная сквозная трещина длиной  $2c_D$  дорастет до допускаемой длины  $[2c_{cr}]$ , превышение которой может привести к разрушению полным сечением. Иными словами, время выполнения плана мероприятий по приведению бокса с поврежденным трубопроводом в безопасное состояние  $\tau_r$  должно удовлетворять неравенству

$$\tau_r < \frac{[2c_{cr}] - 2c_D}{2\dot{c} \cdot n_r}, \quad (2.47)$$

где  $\tau_r$  – время, необходимое персоналу для приведения бокса в безопасное состояние (время локализации и тушения пожара);  $n_r$  – запас на время приведения бокса в безопасное состояние;  $n_r = 3$ ;  $2\dot{c}$  – скорость роста трещины при ползучести в условиях горения натрия;  $[2c_{cr}]$  – допускаемая длина сквозной трещины в условиях температурного градиента;  $2c_D$  – длина выявленной сквозной трещины.

## 2.4 Выводы по главе 2

1. Разработана концепция обеспечения безопасности трубопроводов и корпусов оборудования 1-го и 2-го контуров РУ БН при истечении и горении натрия.
2. В соответствии с разработанной концепцией безопасность трубопроводов и корпусов оборудования 1-го и 2-го контуров РУ БН считается обеспеченной при выполнении следующие положений:
  - невозможно разрушение трубопровода или корпуса оборудования полным сечением;
  - течь натрия своевременно выявляется и устраняется;
  - при горении натрия обеспечен необходимый запас по времени для приведения ситуации в безопасное состояние.
3. Расчет на соответствие разработанным критериям включает в себя:
  - процедуру определения размеров постулируемой трещины по расходу выливающегося натрия;
  - учет влияния предыстории нагружения расчетного сечения при усталости и ползучести на геометрию сквозной трещины;
  - сопоставление времени истечения натрия через сквозную трещину до нарушения функционирования циркуляционного контура со временем перевода контура в безопасное состояние;
  - учет характера истечения и горения натрия из сквозной трещины при помощи температурных граничных условий при оценках предельных состояний в рассматриваемом сечении.
4. Критерии предельных состояний трубопроводов и корпусов со сквозной трещиной по условию ее инициирования и роста в условиях ползучести и без таковой базируются на  $J$ -интеграле и на  $C^*$  интеграле, концепции референсных напряжений и потере несущей способности.
5. В расчетах предельных состояний трубопроводов и корпусов оборудования со сквозной трещиной использованы подходы TDFAD (диаграмма оценки отказов с временной зависимостью) и FAD (диаграмма оценки отказов) кодов R5 и R6 соответственно.
6. При горении натрия разработанная процедура включает рассмотрение характера истечения натрия, зоны локального повышения температуры стенки трубопровода и определение запаса по времени для приведения поврежденного участка трубопровода в безопасное состояние.

### 3 Расчет гидравлических параметров истечения натрия через сквозную трещину

#### 3.1 Определение площади раскрытия сквозной трещины

По процедуре оценки безопасности необходимо определять расход истечения натрия через трещину. Расход натрия определяется через площадь раскрытия наименьшего проходного сечения сквозной трещины (рисунок 3.1).

Под действием растягивающих напряжений берега образовавшейся сквозной трещины расходятся, образуя канал для истечения натрия. Геометрия канала сквозной трещины характеризуется площадью раскрытия  $A(c, \tau)$  и гидравлическим диаметром  $D_H(c, \tau)$ . С точки зрения гидравлики канал представляет собой конфузур (рисунок 3.1а) с квазиэллиптическим поперечным сечением (рисунок 3.1б) [36] и шероховатыми стенками.

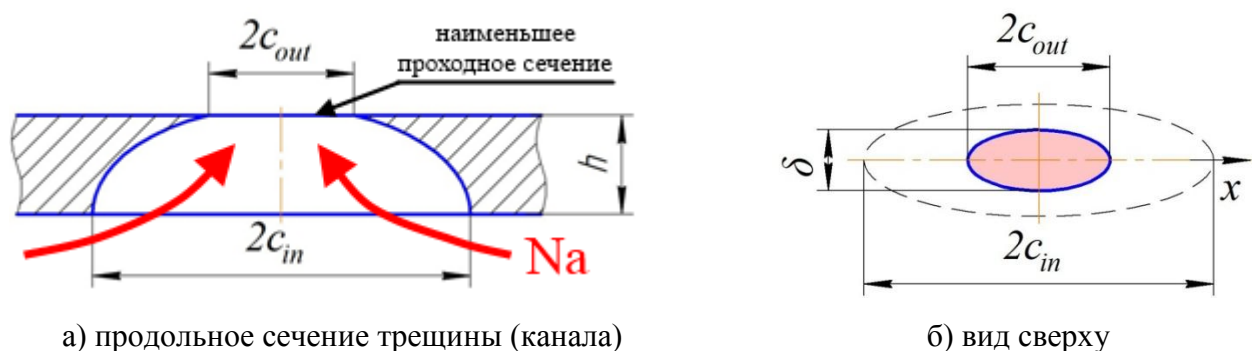


Рисунок 3.1 – Геометрия канала, образованного сквозной трещиной

Для определения площади раскрытия и гидравлического диаметра наименьшего проходного сечения необходимо определить ширину раскрытия трещины. Ширина раскрытия трещины выводится из решения бигармонического уравнения плоской задачи теории упругости и имеет вид [37]

$$\delta \sim \frac{K}{E} \sqrt{c}, \quad (3.1)$$

где  $\delta$  – максимальная ширина раскрытия трещины;  $c$  – полудлина трещины;  $K$  – коэффициент интенсивности напряжений (КИН).

При действии мембранных и изгибных напряжений в пластине КИН рассчитывается по формулам [38]

$$\begin{aligned} K_m &= \sigma_m \sqrt{\pi c} = \sigma_m \sqrt{\pi c}, \\ K_b &= \left( \frac{1+\nu}{3+\nu} \right) \frac{6M}{h^2} \sqrt{\pi c} = 0,4\sigma_b \sqrt{\pi c}, \end{aligned} \quad (3.2)$$

где  $\sigma_m, \sigma_b$  – действующие мембранные и изгибные напряжения;  $\nu$  - коэффициент Пуассона.

При совместном действии мембранных и изгибных напряжений КИН от этих компонент напряжений суммируется. Подставляя (3.2) в (3.1), получаем следующую зависимость

$$\delta \sim \frac{(K_m \pm K_b)}{E} \sqrt{c} \sim \frac{\sigma_m \pm 0,4\sigma_b}{E} c, \quad (3.3)$$

где знак «+» используется на стороне совместного действия растягивающих и изгибных напряжений, а знак «-» на противоположной стороне пластины.

Аналогичная формула, но в более общем виде приведена в коде [11]

$$\delta_e(c) = \frac{4c}{E} (k_m \sigma_m \pm k_b \sigma_b) \text{ при условии } (k_m \sigma_m - k_b \sigma_b) > 0, \quad (3.4)$$

где коэффициенты  $k_m$  и  $k_b$  зависят от влияния краевого эффекта и толщины стенки и в первом приближении могут быть приняты равными 1 и 0,4 соответственно.

Расчет упругопластического и с учетом ползучести раскрытия сквозной трещины проводится с помощью диаграммы деформирования или изохронных кривых деформирования по формуле [11]

$$\delta(c, \tau) = \delta_e(c) \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}(\tau)}{\sigma_{ref}(\tau)}, \quad (3.5)$$

где  $\delta_e(c)$  – упругая часть раскрытия,  $\sigma_{ref}(\tau)$ ,  $\varepsilon_{ref}(\tau)$  – референсные напряжения и соответствующие им деформации, определенные по диаграмме деформирования ( $\tau=0$ ) или изохронной кривой на заданной временной базе  $\tau$ .

Площадь раскрытия трещины для упругого, упругопластического и вязкоупругопластического тела определяется по формуле площади эллипса

$$A(c, \tau) = \pi \frac{\delta(c, \tau)}{2} \cdot c, \quad (3.6)$$

где  $\delta(c, \tau)$  – раскрытие сквозной трещины, определённое в упругой (3.4), упругопластической или вязкоупругопластической постановке по формуле (3.5).

### 3.2 Расчет площади раскрытия реальной трещины с переходной геометрией

Реальная сквозная трещина имеет геометрию усеченного полуэллипса (рисунок 3.1а). Расчет раскрытия по формуле (3.4) при такой геометрии трещины давал существенную ошибку, так как не учитывал переменную длину по толщине стенки, и нуждался в уточнении. Для корректировки возникающей ошибки в результате применения формул § 3.1 к реальной

трещине ( $c_{in} \geq c_{out}$ ) введен поправочный коэффициент  $f_\delta$ . Этот коэффициент используется в определении раскрытия трещины с геометрией, приведенной на рисунке 3.1а, по формуле

$$\delta_e(c_{in} \geq c_{out}) = f_\delta \cdot \delta_e(c_{in} = c_{out}), \quad (3.7)$$

где коэффициент  $f_\delta$  зависит от отношения изгибных и мембранных напряжений и от отношения  $c_{out}/c_{in}$ ;  $\delta_e$  – рассчитывается по формуле (3.4).

Для тарировки коэффициента  $f_\delta$  в формуле (3.7) была проведена серия расчетов методом конечных элементов пластины с центральной трещиной (рисунок 3.2) под действием растягивающих и изгибных напряжений в диапазоне  $-2,5 \leq \sigma_b/\sigma_m \leq 2,5$ . Параметры модели: толщина пластины - 12 мм, половина ширины пластины - 280 мм, половина длины пластины - 500 мм,  $c_{in} = 35$  мм,  $c_{out} = 17,5..35$  мм.

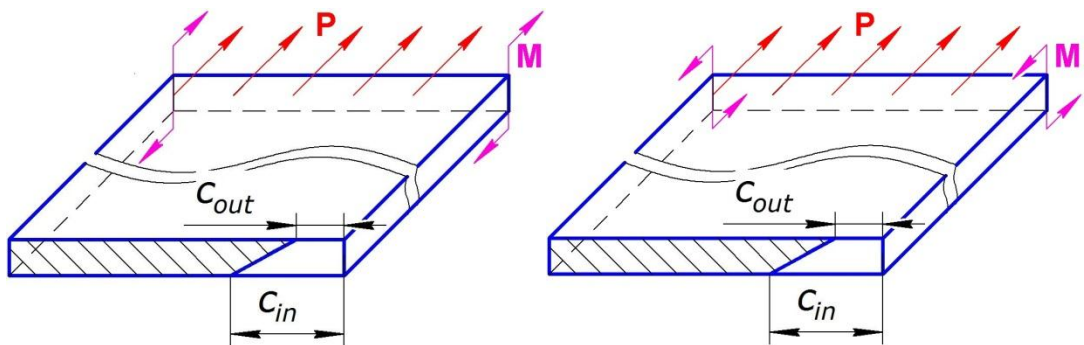


Рисунок 3.2 – Модель пластины со сквозной трещиной при противоположных значениях изгибающего момента

Под действием приложенных нагрузок фиксировалось раскрытие трещины на поверхности «in» -  $\delta_{ANSYS\_in}$  и на поверхности «out» -  $\delta_{ANSYS\_out}$ . Коэффициент  $f_\delta$  определялся как отношение  $\delta_{ANSYS}$  к аналитическому раскрытию, рассчитанному по формуле (3.4)

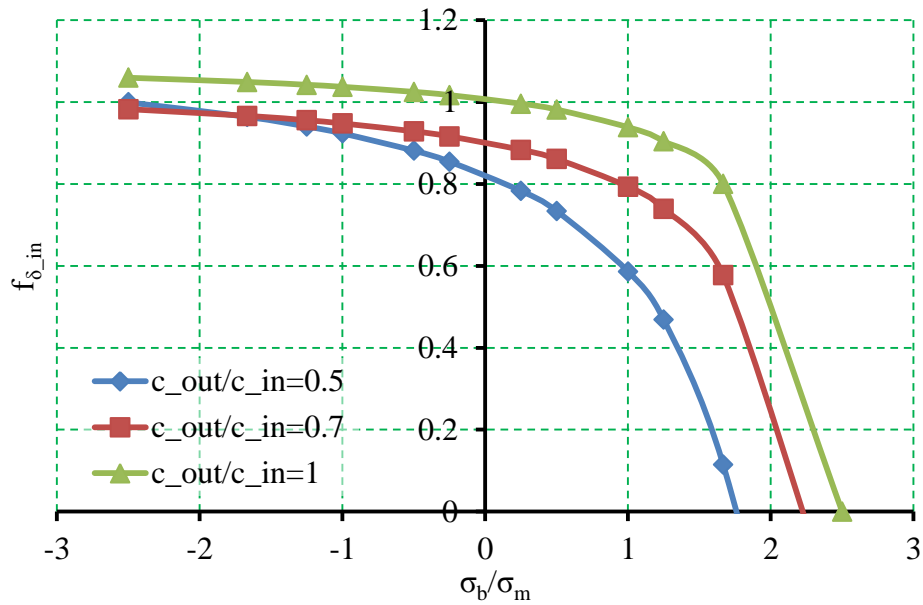
$$f_{\delta\_in} = \frac{\delta_{ANSYS\_in}(c_{in} \geq c_{out})}{\delta_e(c_{in})},$$

$$f_{\delta\_out} = \frac{\delta_{ANSYS\_out}(c_{in} \geq c_{out})}{\delta_e(c_{out})}, \quad (3.8)$$

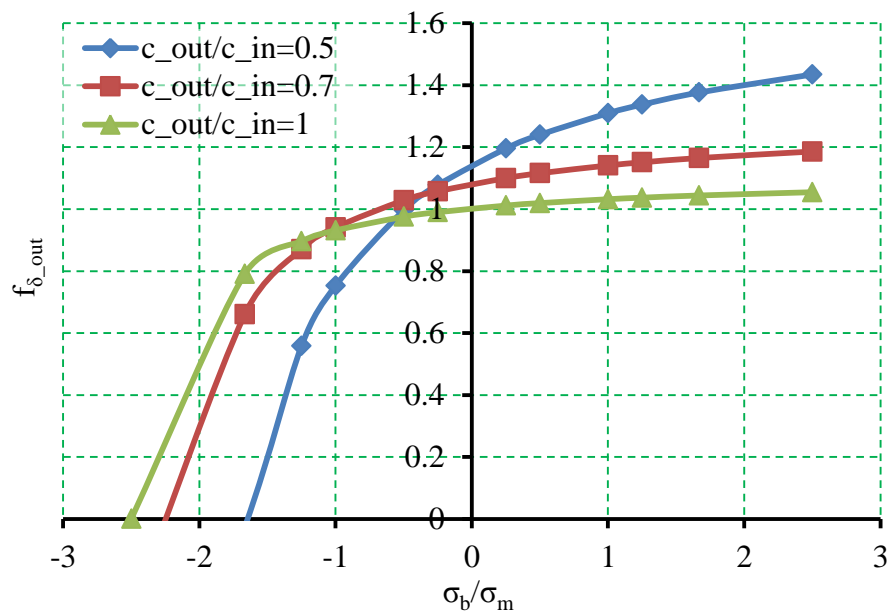
где  $\delta_{ANSYS}(c_{in} \geq c_{out})$  - раскрытие трещины, рассчитанное в ANSYS при заданном отношении  $\sigma_b/\sigma_m$  и  $c_{out}/c_{in}$ ;  $\delta_e(c_{in})$  - раскрытие трещины, определенное по формуле (3.4) при длине трещины  $c_{in}$ ;  $\delta_e(c_{out})$  - раскрытие трещины, определенное по формуле (3.4) при длине трещины  $2c_{out}$ .

На рисунках 3.2а, 3.2б представлены результаты определения коэффициента  $f_\delta$  для расчета раскрытий трещины на наружной и внутренней поверхностях.





а) зависимость коэффициента  $f_{\delta}$  для внутренней поверхности



б) зависимость коэффициента  $f_{\delta}$  для наружной поверхности

Рисунок 3.3 – Зависимости коэффициента  $f_{\delta}$  от отношения  $\sigma_b/\sigma_m$  при заданных значениях  $c_{out}/c_{in}$ , используемые для расчета раскрытий на наружной и внутренней поверхностях

Использование зависимостей рисунков 3.3а, 3.3б позволяет определять раскрытие трещины с геометрией  $c_{in} \geq c_{out}$  при совместном действии изгибных и мембранных напряжений по формулам

$$\begin{aligned} \delta_{in}(c_{in} \geq c_{out}) &= f_{\delta_{in}} \cdot \delta_e(c_{in}), \\ \delta_{out}(c_{in} \geq c_{out}) &= f_{\delta_{out}} \cdot \delta_e(c_{out}). \end{aligned} \quad (3.9)$$

При преобладающем действии изгибных напряжений наименьшую площадь проходного сечения трещина может иметь как на поверхности «in», так и на поверхности «out». По этой

причине, в общем случае, площадь наименьшего проходного сечения для трещины с геометрией  $c_{in} \geq c_{out}$  необходимо определять по формуле

$$A = \min(A_{in}; A_{out}), \quad (3.10)$$

где  $A_{out} = 0,5\pi\delta_{out}c_{out}$ ;  $A_{in} = 0,5\pi\delta_{in}c_{in}$  е.

### 3.3 Аналитический метод расчета расхода натрия через сквозную трещину

#### 3.3.1 Шероховатость изломов сквозных трещин

Для оценки соответствия критериям настоящей процедуры необходимо получение однозначной зависимости расхода натрия от длины сквозной трещины. В общем случае расход натрия через трещину определяется функцией

$$Q = f(\Delta p, D_H, F_H, \lambda), \quad (3.11)$$

где  $\Delta p$  – разность давлений на входе и выходе из трещины;  $D_H$  - гидравлический диаметр;  $F_H$  - гидравлические свойства натрия;  $\lambda$  – коэффициент трения, характеризующий гидравлическое сопротивление, создаваемое берегами сквозной трещины.

Невысокий уровень нагрузок при нормальной эксплуатации и низкое давление в контуре приводят к тому, что трещина может иметь значительную длину при относительно небольшой ширине её раскрытия, причём величина раскрытия трещины может быть одного порядка с шероховатостью берега трещины (рисунок 3.5). Без корректного учета трения потока о шероховатость берега трещины определенная по расходу длина трещины будет меньше. В результате чего фактический коэффициент запаса по критерию стабильности трещины будет определен с существенной погрешностью не в запас прочности.

Влияние шероховатости при определении расхода натрия через трещину показано на рисунках 3.4а и 3.4б. Из рисунков 3.4а и 3.4б видно, что кривая расхода с фактическим значением шероховатости  $\mu = \mu_G$  проходит ниже кривой расхода через трещину с высокой чистотой поверхности  $\mu = 0,1\mu_G$ . В случае определения длины трещины по расходу кривая  $\mu = 0,1\mu_G$  будет давать погрешность не в запас. Степень возникающей ошибки в расчете расхода при некорректном учете шероховатости берегов трещины показана на рисунках 3.4а и 3.4б штрихпунктирной линией со значениями по вспомогательной оси. Погрешность превышает 100% в наиболее интересующей зоне - в области малых длин трещин и малых расходов натрия. При длине трещины более 1 м влияние шероховатости на расход снижается

(ошибка не превышает 15%) и с увеличением длины и раскрытия трещины асимптотически стремится к нулю.

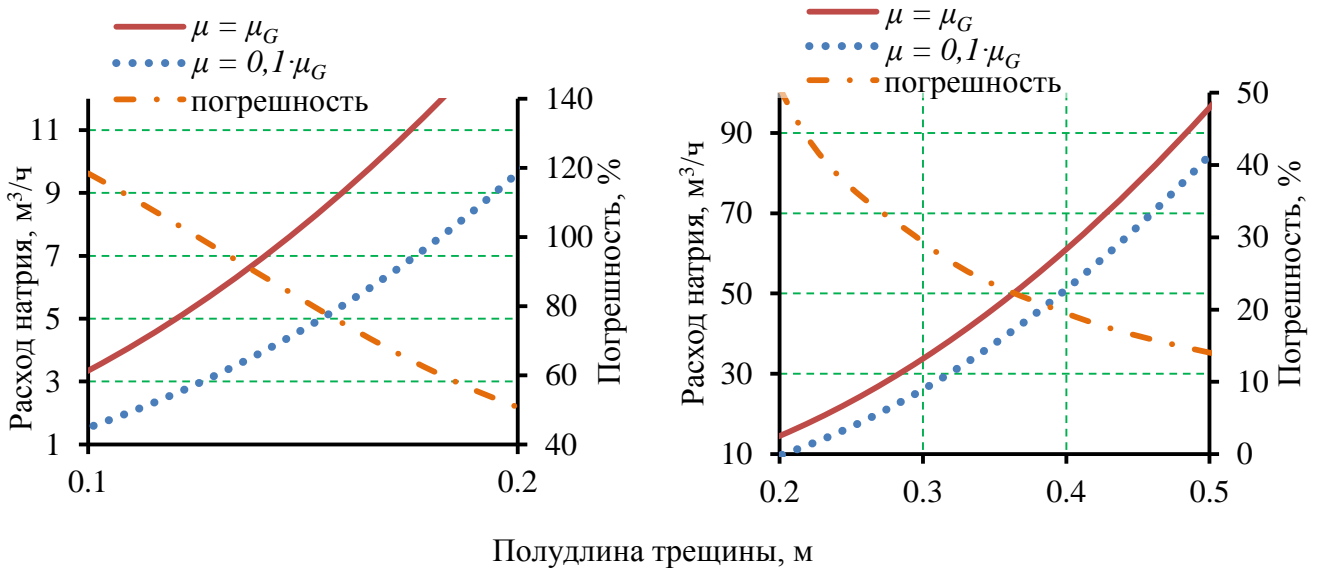


Рисунок 3.4 – Влияние шероховатости берегов трещины на расход натрия

Для компенсации погрешности определения расхода возникает необходимость корректного учёта гидравлического сопротивления течению от шероховатости стенок канала, образованного берегами сквозной трещины. В расчетах гидравлического сопротивления учитываются следующие виды шероховатостей (рисунок 3.5): глобальная  $\mu_G$ , полученная осреднением высоты неровностей профиля по длине канала (толщине стенки), и локальная  $\mu_L$ , полученная осреднением высоты неровностей профиля на участках, сопоставимых с  $\mu_G$  [39]. Следует отметить, что при малом раскрытии трещины величина  $\mu_G$  характеризует извилистость канала истечения натрия (рисунок 3.5а), а величина  $\mu_L$  - толщину пограничного слоя и, как следствие, диссипацию в нём энергии на трение.

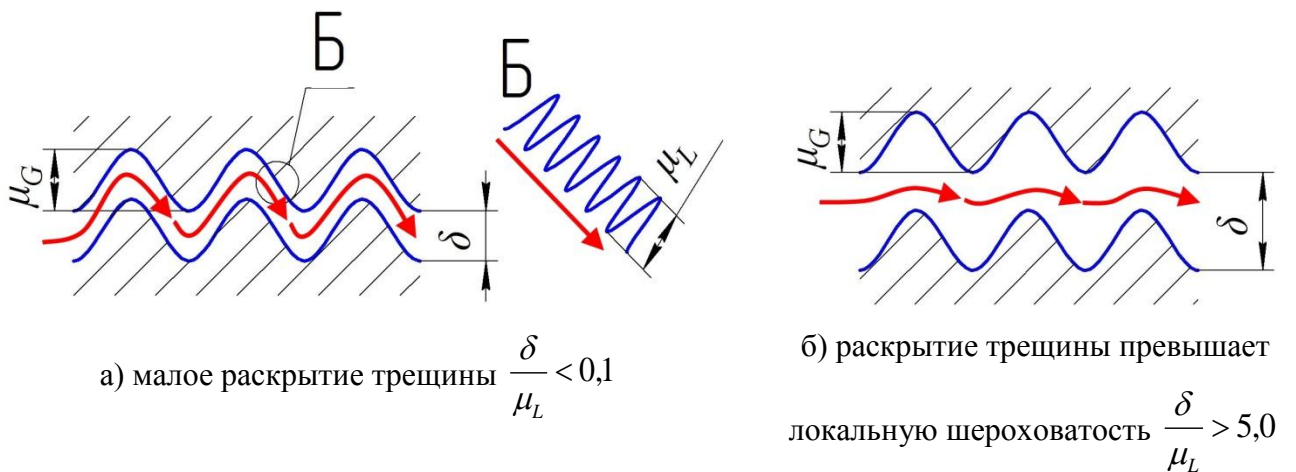


Рисунок 3.5 – Схема канала, образованного сквозной трещиной, с обозначением локальной и глобальной шероховатостей

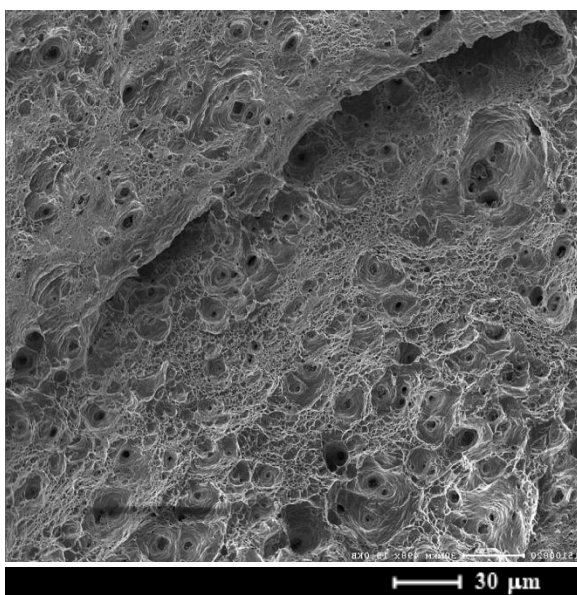
В качестве расчетной величины в инженерных моделях используется эффективная шероховатость  $\mu$ , зависящая от отношения  $\mu_L$  к раскрытию трещины  $\delta$  (таблица 3.1). В условиях эксплуатации РУ БН для сквозных трещин обычно выполняется условие  $\frac{\delta}{\mu_L} > 5,0$  (рисунок 3.5б), поэтому в качестве эффективной шероховатости  $\mu$  обычно принимается значение глобальной шероховатости  $\mu_G$ . В этом случае число поворотов потока в трещине не учитывается  $n_L=0$ .

Таблица 3.1 – Выбор эффективной шероховатости берегов сквозной трещины

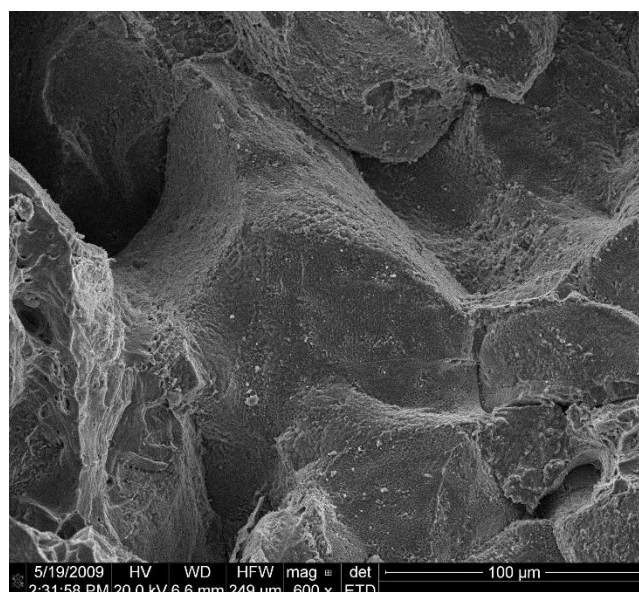
Условие	$\frac{\delta}{\mu_L} < 0,1$	$0,1 < \frac{\delta}{\mu_L} < 5,0$	$\frac{\delta}{\mu_L} > 5,0$
Эффективная шероховатость - $\mu$	$\mu_L$	$\mu = \mu_L + \frac{(\mu_G - \mu_L)(\frac{\delta}{\mu_L} - 0,1)}{4,9}$	$\mu_G$

Для определения величин шероховатостей, которые могут реализовываться на сквозных трещинах в условиях эксплуатации РУ БН, были проведены исследования поверхностей изломов, полученных при усталостном нагружении и при ползучести.

Различия в механизмах роста и микромеханизмах разрушения оказывают существенное влияние на шероховатость изломов трещины. Значение шероховатости изломов сквозной трещины зависит от механизма ее роста (усталостного или при ползучести). Вместе с тем при развитии трещины в условиях ползучести разрушение может иметь внутризеренный (рисунок 3.6а) или межзеренный характер (рисунок 3.6б).



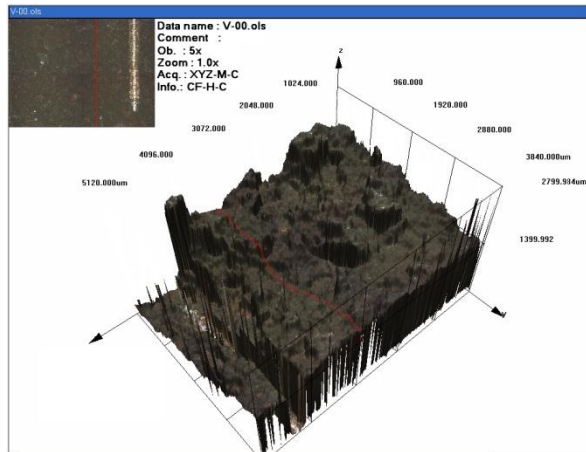
а) 600 °С, 100 ч; сталь марки 08X16H11M3



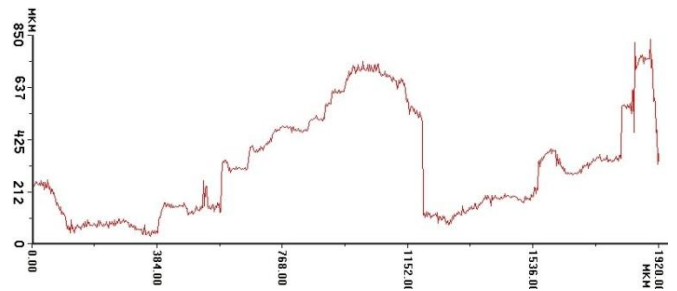
б) 600 °С, 10 000 ч; сталь марки 09X18H9

Рисунок 3.6 – Фрактуры изломов при ползучести в зависимости от временной базы

Отсканированный рельеф излома образца, разрушенного при ползучести с малой временной базой (рисунок 3.6а), характеризуется хаотической "ямочной" структурой с вырывами, то есть излом носит характер вязкого транскристаллитного разрушения. Поверхность излома и профилограмма приведены на рисунках 3.7а и 3.7б. На основании статистической обработки профиля (рисунок 3.7б) установлено, что шероховатость излома имеет величину порядка 200 мкм.



а) отсканированная поверхность

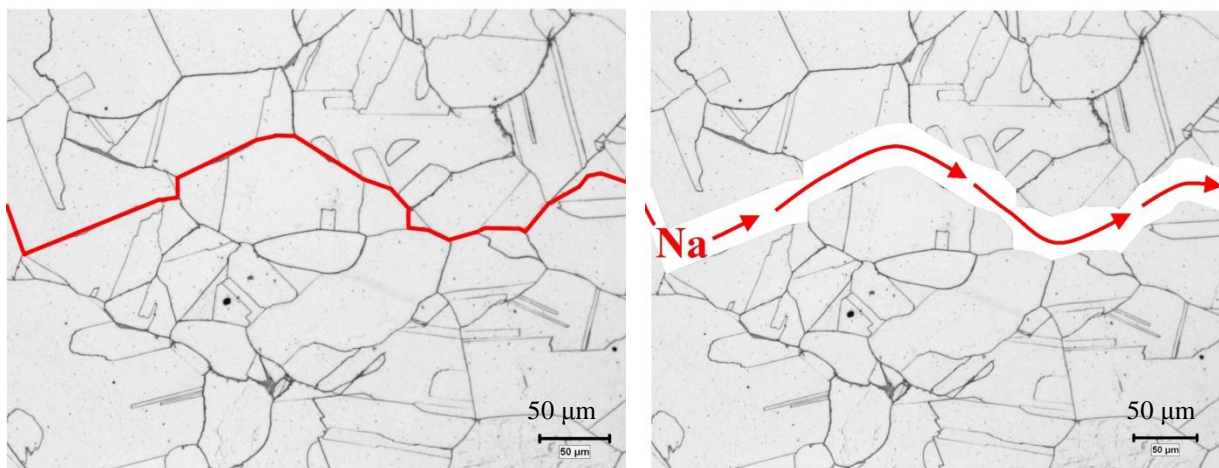


б) профилограмма

Рисунок 3.7 – Поверхность излома и профилограмма трещины ползучести стали марки 09Х18Н9 на малой временной базе

Для рассматриваемых сталей с увеличением времени до разрушения происходит смена микромеханизма разрушения с транскристаллитного на интеркристаллитный. Со сменой механизма изменяются рельеф излома и связанная с ним шероховатость поверхности берега трещины. Для оценки профиля поверхности использована схема с моделью межзеренного разрушения. Согласно принятой модели при интеркристаллитном разрушении зёрна металла не претерпевают значительных деформаций, то есть имеет место малое искажение их геометрии. Исходя из этого допущения, возможная траектория развития трещины по границам зерен и профиль излома будут иметь вид, приведенный на рисунках 3.8а, 3.8б.

При межзеренном разрушении максимальный перепад высоты рельефа берега трещины будет иметь размер, сопоставимый с зерном аустенита - порядка 100 мкм (состояние после аустенизации 1050°C, 1 ч, охлаждение на воздухе; рисунки 3.8а-3.8б). Следовательно, глобальную шероховатость берега трещины как среднюю величину перепадов высоты рельефа следует ожидать на уровне 50 мкм.

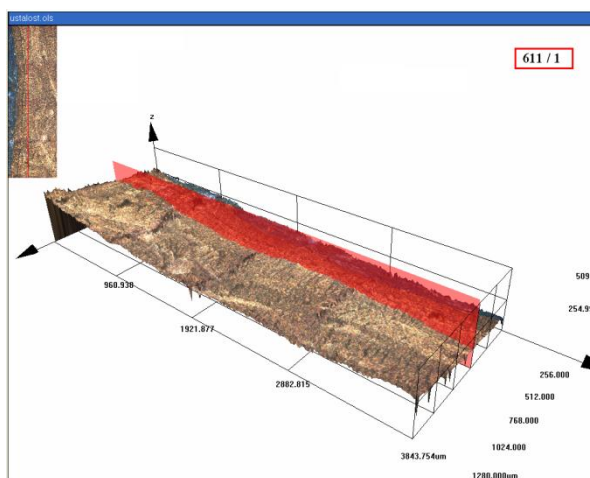


а) структура металла [40] с возможной траекторией развития трещины      б) модель профиля межзеренного разрушения

Рисунок 3.8 – Структура и модель профиля трещины ползучести при межзеренном разрушении стали марки 09X18H9

В противоположность ползучести усталостный излом характеризуется относительно невысокими перепадами в рельефе. Для оценки рельефа берега трещины усталости исследованы изломы, полученные на нижней и верхней границах зависимости кинетики трещины, описываемой уравнением Пэриса. Также проведено сравнение профилограмм усталостных трещин, выращенных в исходном состоянии металла и после теплового старения.

На рисунках 3.9а и 3.9б представлены сканированная поверхность и профилограмма усталостного излома образца, полученного на верхней границе зависимости Пэриса ( $\Delta K \approx 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ) при температуре  $550^\circ\text{C}$ . Из рисунка 3.9б видно, что профиль имеет достаточно грубый характер с перепадом высот до 175 мкм. Обработка профилограммы показала, что глобальная шероховатость  $\mu_G$  излома составляет 50 мкм.



а) отсканированная поверхность

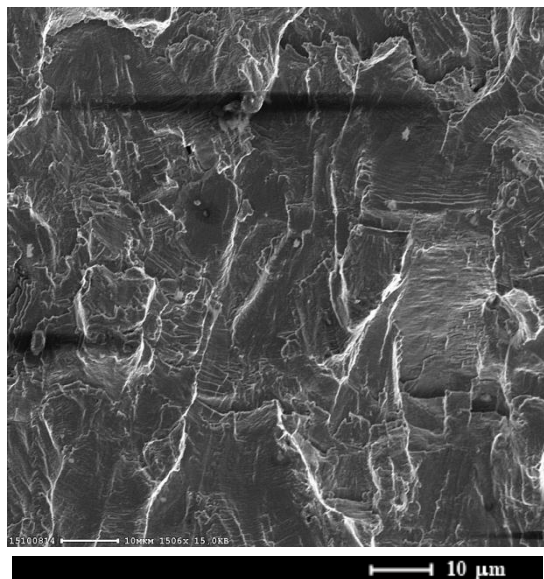


б) профилограмма

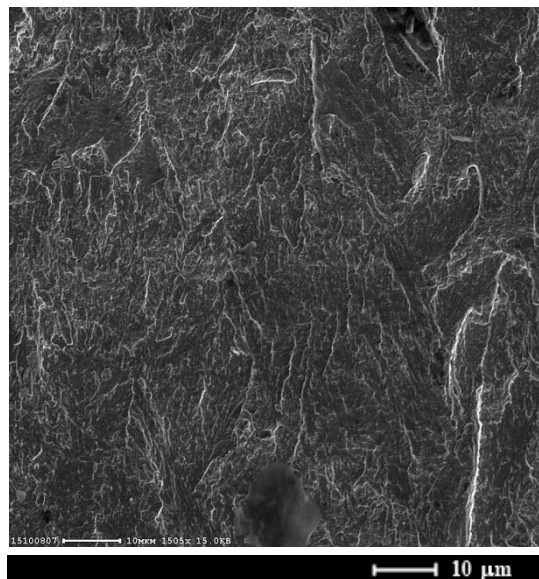
Рисунок 3.9 – Характер поверхности и профиля трещины усталости стали марки 09X18H9 при высоком уровне циклической нагрузки ( $\Delta K = 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ )



Для анализа влияния старения на рельеф берега трещины были проведены исследования изломов усталости, полученные на нижней границе зависимости Пэриса вблизи пороговых значений ( $\Delta K \approx 10 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ). Фрактуры изломов стали марки 09Х18Н9 в аустенизированном состоянии и стали марки 08Х16Н11М3 после ускоренного старения приведены на рисунках 3.10а-3.10б. Отсутствие бороздок, характерных для циклического разрушения, объясняется, по-видимому, предельно низким размахом в цикле нагружения.



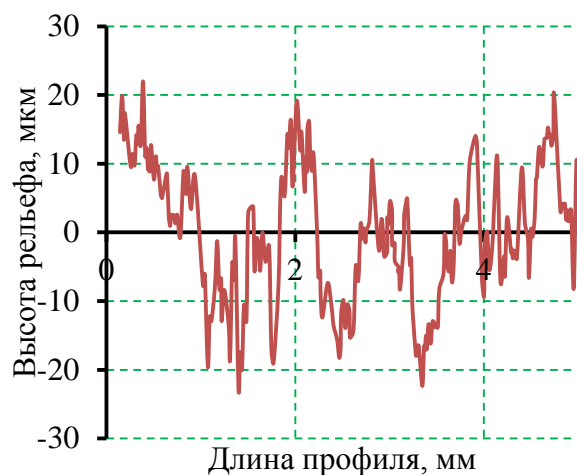
а) сталь марки 09Х18Н9 в аустенизированном состоянии



б) сталь марки 08Х16Н11М3 после старения

Рисунок 3.10 – Фрактуры изломов усталости при низком уровне циклической нагрузки ( $\Delta K=10 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ )

С рассматриваемых изломов были сняты профилограммы, представленные на рисунках 3.11а-3.11б. Рельеф излома состаренного металла (рисунок 3.11б) имеет незначительно больший перепад высот в отличие от рельефа излома металла в аустенизированном состоянии (рисунок 3.11а). Обработка профилограмм показала также незначительное отличие глобальных шероховатостей - 9,9 мкм и 8,3 мкм соответственно.



а) сталь марки 09X18H9 в

аустенизированном состоянии



б) сталь марки 08X16H11M3 после старения

(700 °C, 2000 ч)

Рисунок 3.11 – Профилограммы изломов усталости

Полученные в результате исследования данные по шероховатости изломов сведены в таблицу 3.2. Также при составлении таблицы учитывались данные работ [39,40]. За расчетное значение глобальной шероховатости принята сумма средних значений с удвоенным стандартным отклонением.

Таблица 3.2 – Значения величин шероховатостей поверхностей разрушения аустенитных сталей 09X18H9, AISI 304, 08X16H11M3, AISI 316 [39,40]

Механизм разрушения	Условия нагружения	Средняя величина шероховатости, мкм	Стандартное отклонение, мкм	Расчетные значения глобальной шероховатости, мкм
		$\bar{\mu}$	$\mu_{\sigma}$	$\mu_G = \bar{\mu} + 2\mu_{\sigma}$
Усталостная трещина	$\Delta K \approx 10 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$	9,9	7,4	25
	$\Delta K \approx 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$	50	37	125
Трещина ползучести	$\tau \approx 100 \text{ ч}$	200	40	280
	$\tau \approx 10\,000 \text{ ч}$	50	25	100

Из данных таблицы 3.2 следует, что шероховатость при усталости существенно зависит от размаха коэффициента интенсивности напряжений в цикле, а при ползучести - от уровня приложенных напряжений. Для обоих механизмов роста выполняется закономерность: чем выше уровень напряжений, тем выше шероховатость излома. В общем случае шероховатость трещины ползучести выше, чем шероховатость трещины усталости.

Сопоставление профилограмм изломов металла в аустенизированном состоянии и после старения показало, что значительных изменений шероховатостей трещин усталости, связанных с процессами старения, ожидать не следует.



### 3.3.2 Зависимости для расчета расхода через сквозную трещину

В целом, рассмотрение двумерных гидродинамических задач позволяет не столько получить окончательные зависимости скорости истечения, сколько составить общие представления о степени влияния различных факторов, поэтому в процедуру включены "обобщённые" расчётные модели [11,41,42].

Для жидкости плотностью  $\rho$ , которая течёт со скоростью  $v$ , через канал, показанный на рисунке 3.5 с поперечным сечением (рисунок 3.1а), коэффициент трения  $\lambda$  определяется выражением

$$\frac{\Delta p}{h} = \frac{\lambda}{\delta} \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v^2, \quad (3.12)$$

где  $\Delta p$  - перепад давления по толщине стенки  $h$ .

Характер течения теплоносителя через сквозную трещину характеризуется критерием Рейнольдса. В теории  $\lambda$  связано с числом Рейнольдса,  $Re = (v \cdot \delta / \eta)$  [42], где  $\eta$  - кинематическая вязкость жидкости, и двумя относительными геометрическими характеристическими:  $\delta / \mu_G$  и  $\mu_L / \mu_G$ , иначе  $\lambda = \lambda (Re, \delta / \mu_G, \mu_L / \mu_G)$ .

Если  $Re \leq 2000$  - имеет место ламинарное течение [42], скорость которого согласно [11] определяется по формуле

$$v_{lam} = \frac{\Delta p \cdot D_H^2}{32 \cdot k_H \cdot \eta_{Na} \cdot h}, \quad (3.13)$$

где  $k_H \approx 1,5$  - поправочный коэффициент, учитывающий «некруглость» сечения;  $\Delta p$  – разность давлений на входе и выходе из канала;  $D_H$  - гидравлический диаметр;  $\eta_{Na}$  - динамическая вязкость теплоносителя [30];  $h$  – толщина стенки.

Если  $Re > 2000$ , то течение турбулентное [42], скорость течения в этом случае определяется по формуле [11]

$$v_{tur} = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho_{Na} \cdot \left(1,5 + \frac{\lambda \cdot h}{D_H}\right)}}, \quad (3.14)$$

где  $\rho_{Na}$  - плотность натрия [30];  $\lambda$  - является функцией шероховатости и гидравлического диаметра,  $\lambda \approx 0,06$ .

Формула, которая явно учитывает шероховатость канала [42], имеет вид

$$v_{tur} = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p \cdot D_H}{\rho_{Na} \cdot \lambda \cdot h}}, \quad (3.15)$$

где  $\lambda = \left[ 2 \lg \left( 1 + 3,71 \cdot \frac{D_H}{\mu_G} \right) \right]^{-2}$ .

Расход натрия через сквозную трещину определяется по формуле

$$Q = \begin{cases} v_{lam} \cdot A & \text{при } Re \leq 2000 \\ v_{tur} \cdot A & \text{при } Re > 2000 \end{cases}, \quad (3.16)$$

где  $A$  – площадь раскрытия сквозной трещины (3.6), (3.10).

### 3.4 Численный метод расчета расхода

Для верификации аналитических формул расчета расхода средствами ANSYS CFX рассмотрено стационарное течение несжимаемой жидкости, поведение которой описывается уравнением Навье-Стокса. Модуль ANSYS CFD (Computational Fluid Dynamic) дает возможность рассматривать более полную как в физическом, так и в геометрическом отношении модель истечения через трещину и позволяет внести необходимые уточнения в предложенные аналитические зависимости.

В соответствии с принятой в ANSYS CFD технологией, вместо прямого решения уравнения Навье-Стокса, описывающего как ламинарный, так и турбулентный режим, рассматриваются модифицированные уравнения, разделяющие усредненное движение жидкости и пульсации (флуктуации), так называемые RANS уравнения (Reynolds Averaged Navie-Stokes) [31]. Для описания этих флуктуаций в настоящее время предложено много моделей, каждая из которых имеет свою область применения. Для решения задачи выбрана k-ε модель, основанная на описании турбулентной кинетической энергии  $k$  и диссипации турбулентных вихрей  $\epsilon$ .

Численные расчеты расхода были выполнены с использованием материалов работы [43]. В общем случае сквозная трещина представляет собой канал переменного сечения по толщине стенки. Для определения расхода через сквозную трещину рассмотрена геометрическая модель канала с постоянным раскрытием, равным минимальному рассчитанному значению. Криволинейность (извилистость) канала вдоль потока учитывалась через параметр  $\mu_G$  и число поворотов на единицу длины  $n_L$ . Используемая двумерная модель трещины представлена на рисунке 3.12.

Решение задачи указанными средствами описывается следующей последовательностью шагов:

1. Определяются исходные данные для расчета, а именно:

- геометрические параметры трещины, достаточные для построения расчетной области;
- значения шероховатости поверхностей;
- свойства теплоносителя – плотность и динамическая вязкость;

- статическое давление в трубопроводе в области трещины.

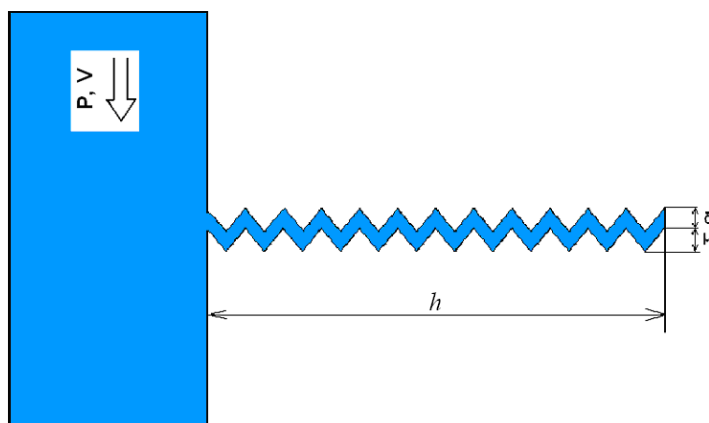


Рисунок 3.12 – Расчетная область

2. Средствами модуля Mechanical APDL программы ANSYS строится расчетная область и структурированная сетка с использованием “Non Solved Mesh Faced 200” элементов – 3-х мерных объемных для описания теплоносителя и двумерных для описания границ области. Элементы каждой границы объединяются в компоненты (команда CM). Построенная таким образом геометрическая модель экспортируется во внешний файл командой CDWRITE,CM,'file','cdb'.

3. Средствами препроцессора программы CFX (CFX -Preprocessor) строится CFD-модель трещины:

- импортируется построенная сетка элементов (геометрические объекты при этом формируются автоматически и имеют заданные командами CM имена);
- на основе 3D объекта создается домен;
- описываются физические свойства теплоносителя;
- на основе предварительного расчета по аналитическим зависимостям выбирается модель жидкости – ламинарное течение ( $Re < 2000$ ) или турбулентное ( $Re > 2000$ ) с использованием k-ε модели;
- задаются граничные условия – для стенок (wall) типа *no slip wall* с опцией *rough wall*;
- в случае использования симметрии – соответствующие условия *symmetry*;
- на выходе (*outlet*) – статическое давление (*static pressure*);
- на входе (*inlet*) – статическое давление (*static pressure*) с опцией *zero gradient* в случае задания достаточной области трубы перед трещиной или полное давление (*total pressure*), если скорость теплоносителя во входном сечении сопоставима со скоростью течения в трещине.

4. Выполняется расчет. Поскольку задание граничных условий в виде давления и на входе, и на выходе является «не рекомендуемым» в силу вычислительных особенностей, не

исключены проблемы со сходимостью. В этом случае следует использовать более мелкую сетку элементов.

5. С использованием пост-процессора CFD – Post осуществляется визуализация результатов расчетов, и в выходном сечении вычисляется массовый расход функцией *MassFlo* в разделе «calculations». Вычисляется именно массовый, а не объемный расход, поскольку плотность может быть функцией температуры и давления.

6. Повторным расчетом на более мелкой сетке проверяется сходимость по сетке. Следует обратить особое внимание на сетку, моделирующую пограничный слой.

Расчетная схема приведена на рисунке 3.13, а детальный фрагмент сетки на рисунке 3.14. Результат расчета скорости потока в модели трещины приведен на рисунке 3.15.

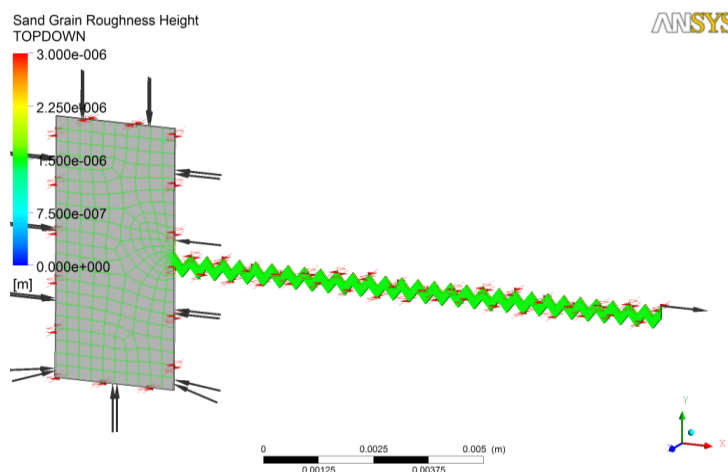


Рисунок 3.13 – Расчетная схема

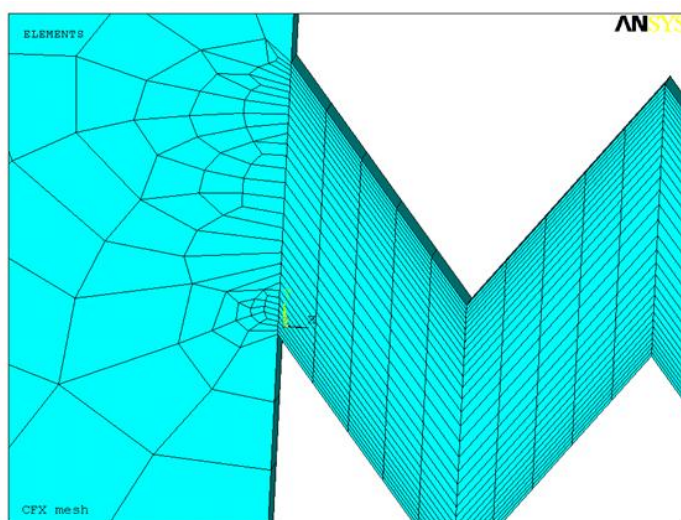


Рисунок 3.14 – Фрагмент сетки конечных объемов

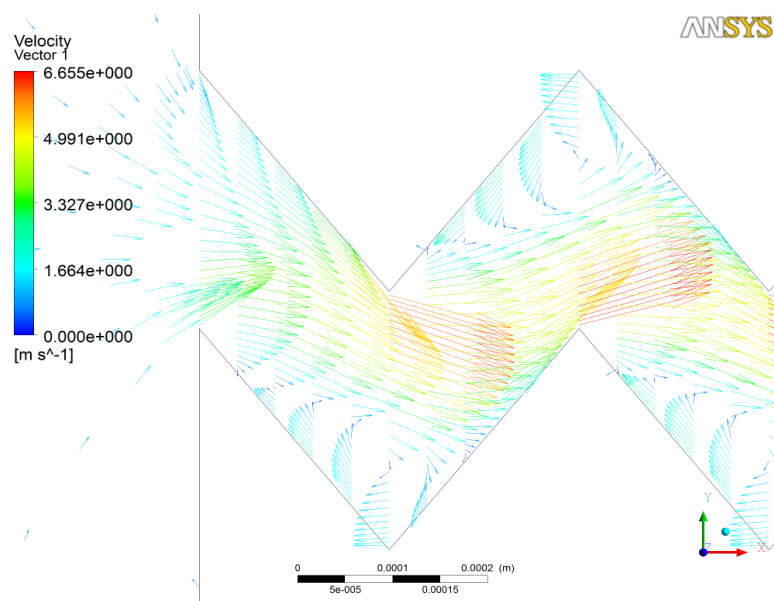


Рисунок 3.15 – Поле скоростей при больших отношениях шероховатости к раскрытию

С указанной выше последовательностью были решены задачи определения расхода натрия для различных граничных условий и геометрий канала. Была проанализирована возможность замены трещины переменного сечения каналом постоянного сечения. Выявлено, что замена длины трещины постоянной, равной длине в выходном сечении, слабо влияет на расход теплоносителя.

Также было установлено, что учет скорости движения теплоносителя в трубопроводе приводит к дополнительным потерям напора на входе в трещину из-за поворота потока и сопутствующих гидродинамических явлений. Неучет этого фактора приводит к завышенному значению расхода (занижению размера трещины при его оценке по расходу). При рассмотренных значениях скорости потока, давления в трубопроводе и геометрических параметрах трещины в гидравлическом расчете коэффициент потери на входе следует увеличить на 5..10 %. Вместе с тем, запас, вызванный переходом на постоянное сечение трещины, явно превышает это значение, и оба упрощения в совокупности нивелируют погрешность.

В таблице 3.3 приведены результаты расчетов для трех размеров трещины.

Таблица 3.3 – Результаты численных расчетов расхода через трещину и сопоставление с аналитическими результатами

Наименование	Вар 1	Вар 2	Вар 3
Длина трещины $2s_L$ , мм	68	203	400
Раскрытие трещины $\delta$ , мм	0,028	0,11	0,372
Толщина стенки $h$ , мм	12		
Плотность $\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	832		
Динамическая вязкость $\eta_{Na}$ , Н·сек/м <sup>3</sup>	$2,4 \cdot 10^{-4}$		
Площадь сечения $A$ , м <sup>2</sup>	$1,5 \cdot 10^{-6}$	$1,75 \cdot 10^{-5}$	$1,17 \cdot 10^{-4}$
Перепад давления $\Delta p$ , МПа	0,6		
Локальная шероховатость $\mu_L$ , мкм	2,3		
Глобальная шероховатость $\mu_G$ , мкм	40		
Количество поворотов $n_L$	300		
Массовый расход по CFD $Q_M$ , кг/сек	$4,62 \cdot 10^{-3}$	0,180	2,61
Объемный расход по CFD $Q_V$ , л/час	20	778	11293
Аналитический расчет расхода $Q$ по формулам § 3.3.2, л/час	50,7	1026	9771
Расхождение $\Delta$ , %	154	31,9	-13,5

В наиболее типичных для трубопроводов РУ БН случаях (вар.1 и вар.2) аналитический расчет дает консервативную оценку объема выливающегося натрия. В варианте 3 имеет место незначительная ошибка (менее 15%), что для гидравлических расчетов вполне допустимо. С точки зрения определения длины трещины по чувствительности аналитические формулы показали ошибку не в запас, но она с двукратным превышением перекрывается коэффициентом запаса на чувствительность СКТ  $n_Q=3$ .

### 3.5 Экспериментальная верификация аналитического подхода к расчету расхода

Для верификации аналитического подхода к расчету расхода натрия была проведена серия испытаний с истечением воды через надрез в «катушке» диаметром 220 мм. Испытания с водой являются общепринятой практикой, поскольку совокупность гидравлических свойств натрия и воды дает сопоставимые величины расхода, а эксперимент значительно упрощается и становится безопаснее.

В контур с надрезом, геометрия которого представлена на рисунке 3.16, подавалась вода с заданным постоянным давлением. В процессе эксперимента на установившемся режиме контролировались объем и время истечения воды, по которым вычислялся средний расход.

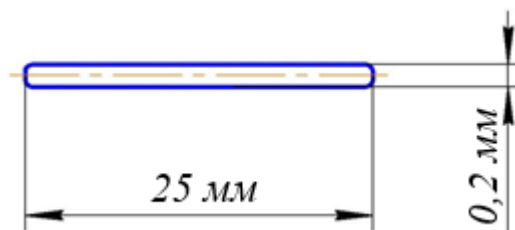


Рисунок 3.16 – Размеры и геометрия использованного в эксперименте надреза

Серия испытаний включала эксперименты с истечением воды через надрез в «катушке» без и при наличии теплоизоляции. Толщина теплоизоляции в испытаниях составляла 60 мм. При комнатной температуре было проведено 24 испытания при значениях избыточного давления 0,2; 0,5; 1; 2 ати. Полученные в испытаниях величины расхода приведены в таблице 3.4.

Аналитический расчет расхода выполнен по формуле (3.16) с учетом гидравлических свойств воды при комнатной температуре. На рисунке 3.17 и в таблице 3.4 приведено сопоставление результатов экспериментов с аналитическими значениями.

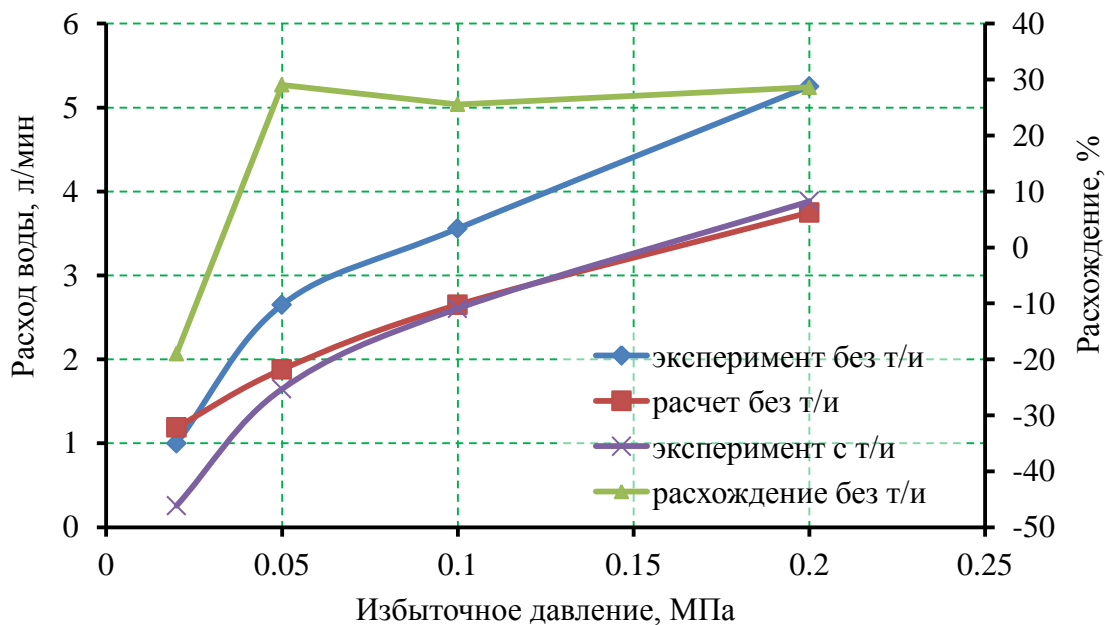


Рисунок 3.17 – Зависимость расхода воды от избыточного давления и расхождение аналитических и экспериментальных значений

Таблица 3.4 – Результаты экспериментальных и расчетных величин расхода воды через трещину

p, МПа	№ эксперимента			Среднее значение	Аналитический расчет, л/мин	Расхождение, %
	1	2	3			
Расход без теплоизоляции, л/мин						
0,02	1,0	1,0	1,0	1,0	1,19	-19,0
0,05	2,65	2,67	2,63	2,65	1,88	29,1
0,1	3,52	3,6	3,56	3,56	2,65	25,6
0,2	5,25	5,25	5,26	5,25	3,75	28,6
Расход при наличии теплоизоляции (толщина 60 мм), л/мин						
0,02	0,26	0,25	0,26	0,26	*	*
0,05	1,65	1,65	1,64	1,65	*	*
0,1	2,62	2,60	2,60	2,61	*	*
0,2	3,90	3,85	3,90	3,88	*	*

\* формула (3.16) не учитывает гидравлическое сопротивление, создаваемой теплоизоляцией

Результаты экспериментов показали удовлетворительную точность аналитических формул расчета расхода. Погрешность формул не превышает 30%, причем в сторону запаса по чувствительности СКТ. Малое расхождение величин расхода при наличии теплоизоляции и аналитических значений следует считать совпадением, поскольку формула (3.16) не учитывает гидравлическое сопротивление от теплоизоляции.

Таким образом, формулу (3.16) допустимо использовать при определении требований к чувствительности СКТ. В случае определения объема выливающегося натрия для консервативности расчетов необходимо вводить 30% поправку в сторону увеличения расхода.

Наличие теплоизоляции на «катушке» снижает расход на 30%. При этом совпадение экспериментальной (с теплоизоляцией) и аналитической кривых позволяет использовать формулу (3.16) без поправочного коэффициента при сохранении целостности теплоизоляции в зоне со сквозной трещиной на поверхности трубопровода.

### 3.6 Выводы по главе 3

1. Показано, что для обеспечения консервативности расчетов при определении расхода натрия через сквозную трещину необходимо учитывать шероховатость берегов сквозной трещины. С этой целью установлена связь между механизмом разрушения при образовании сквозной трещины и величиной шероховатости берегов сквозной трещины.



2. Для подтверждения корректности аналитических методов определения гидравлических параметров истечения натрия в модуле ANSYS CFX решена задача определения расхода натрия, вытекающего из сквозной трещины. Результаты численных расчетов показали удовлетворительную точность аналитических методов расчета расхода натрия.
3. Расчёт расхода натрия аналитическим методом даёт завышенные оценки по сравнению с расчётом в ANSYS CFX при сопоставимых значениях глобальной шероховатости  $\mu_G$  и величины раскрытия сквозной трещины  $\delta$ .
4. Для оценки площади раскрытия сквозной трещины использован подход, базирующийся на изохронных кривых ползучести и концепции референсных напряжений.
5. Численными методами проведена тарировка формулы расчета раскрытия сквозной трещины применительно к реальной сквозной трещине, имеющей переменную длину по толщине стенки.
6. На основании проведенных экспериментальных исследований установлено, что погрешность аналитического подхода определения расхода удовлетворительна и не превышает 30%. Наличие теплоизоляции в зоне со сквозной трещиной снижает расход на 30% и позволяет использовать формулы аналитического подхода без поправочного коэффициента.

#### 4 Материаловедческое обеспечение расчетов по разработанным критериям

##### 4.1 Анализ данных по свойствам сталей аустенитного класса, применяемых на РУ БН в интервале температур 550-800°С

В отличие от нормальной эксплуатации, при которой температура металла не превышает 550°С, вероятность разгерметизации контура с горением натрия вызывает необходимость учитывать время процесса, ползучесть и кинетику трещины при ползучести, так как температура металла в этом случае может достигать 800°С. Для этого необходим комплекс данных по значениям кратковременных и длительных механических свойств, трещиностойкости  $J_{IC}$ , скорости роста трещины  $\dot{c}$  в диапазоне температур 600-800°С для материалов трубопроводов 2-го контура и их сварных соединений.

К настоящему времени свойства применяемых в трубопроводах и корпусах оборудования 2-го контура РУ БН сталей марок 09X18H9 и 08X16H11M3 до температуры 600°С хорошо изучены и представлены в нормативных документах. Напротив, в интервале температур 600-800°С наблюдается дефицит данных, что затрудняет проведение расчетных оценок по разработанным критериям в условиях горения натрия.

Для компенсации недостатка данных в настоящей работе проведены исследования свойств сталей марок 09X18H9 и 08X16H11M3 в интервале 600-800°С. По результатам исследований сформирована база данных по свойствам этих сталей для проведения расчетов.

##### 4.2 Проведение испытаний и разработка расчетных зависимостей

###### 4.2.1 Испытания на кратковременную и длительную прочность

Образцы изготавливались из листа стали марки 08X16H11M3 трубной заготовки для РУ БН толщиной 16 мм в соответствии с эскизом на рисунке 4.1. Испытания образцов на кратковременный разрыв проведены в соответствии с ПНАЭ Г-7-002-86 и ГОСТ 9651-84 в интервале температур 20-800°С на образцах типа КО-242 по 3 образца на температуру. Результаты испытаний приведены на рисунках 4.2, 4.3.

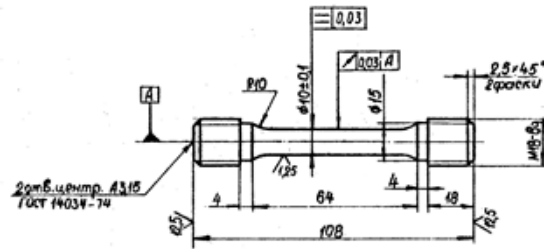
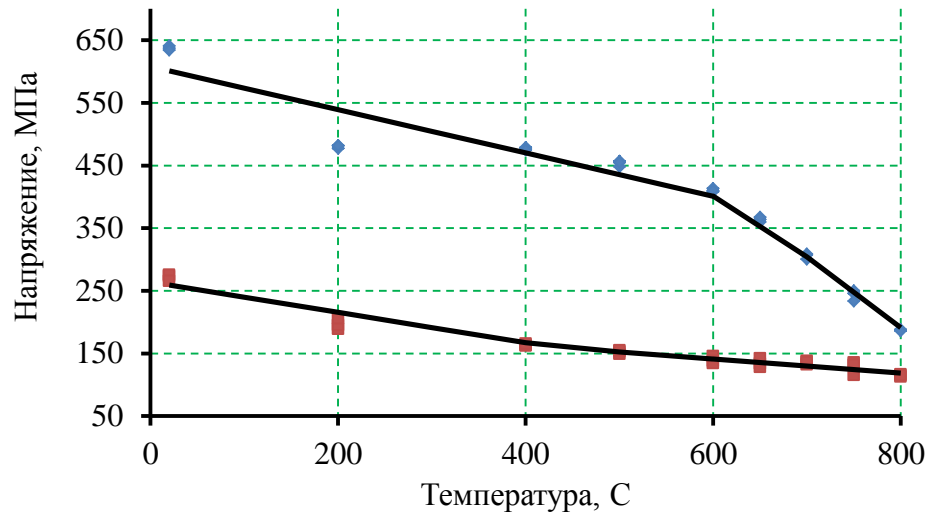
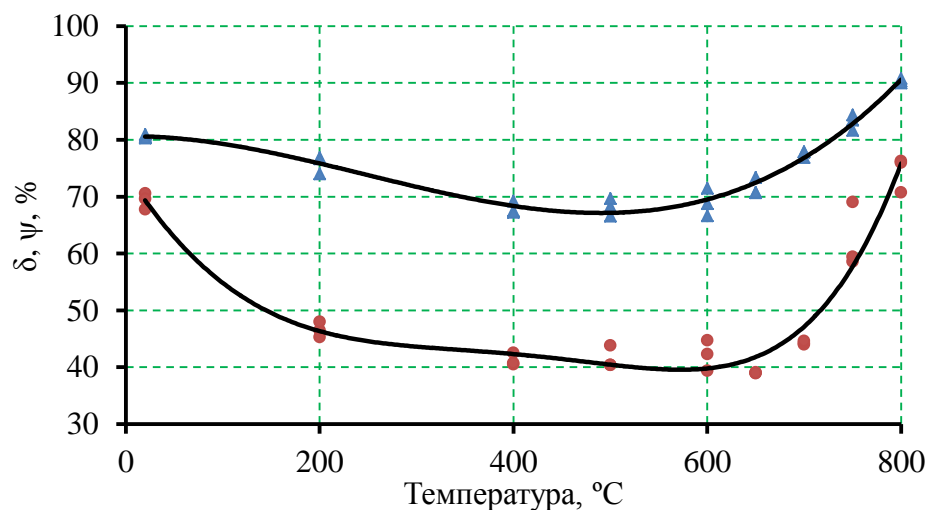


Рисунок 4.1 – Эскиз образца для проведения испытаний на кратковременный разрыв при растяжении и длительную прочность



◆, ■ - экспериментальные данные по  $\sigma_{02}$  и  $\sigma_6$  соответственно  
 — билинейная аппроксимация средних значений

Рисунок 4.2 – Температурная зависимость временного сопротивления  $\sigma_6$  и предела текучести  $\sigma_{02}$  стали марки 08X16N1M3



▲, ● - экспериментальные данные по  $\psi$  и  $\delta$  соответственно  
 — полиномиальная интерполяция средних значений

Рисунок 4.3 – Температурная зависимость относительного удлинения -  $\delta$  и относительного сужения -  $\psi$  стали марки 08X16N1M3

Температурные зависимости средних значений предела прочности  $\sigma_e$  и предела текучести  $\sigma_{02}$  аппроксимированы билинейной моделью

$$\sigma_e = \begin{cases} 608 - 0,345T & \text{при } T \leq 600^\circ\text{C} \\ 1095 - 1,13T & \text{при } T > 600^\circ\text{C} \end{cases}, \quad (4.1)$$

$$\sigma_{02} = \begin{cases} 264 - 0,242T & \text{при } T \leq 500^\circ\text{C} \\ 209 - 0,113T & \text{при } T > 500^\circ\text{C} \end{cases}$$

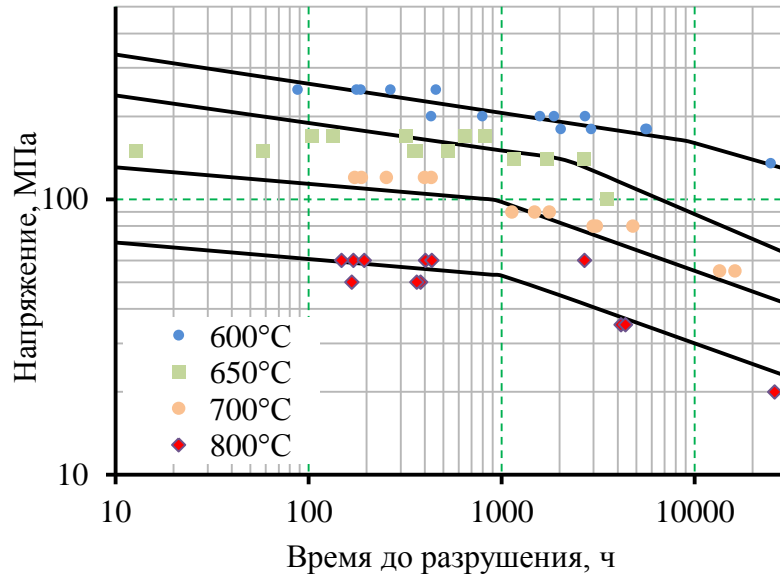
где  $T$  – температура в  $^\circ\text{C}$ ;  $\sigma_e$  и  $\sigma_{02}$  в МПа.

Испытания образцов на длительную прочность (рисунок 4.1), изготовленных из листа трубной заготовки стали марки 08X16H11M3, проводились на машинах АИМА 5-1(5-2) (рисунок 4.4) в соответствии с ПНАЭ Г-7-002-86, ГОСТ 3248-81 и ГОСТ 10145-81. База испытаний составляла не более 3000 ч, температуры испытаний 600, 650, 700, 800 $^\circ\text{C}$ . В процессе испытаний фиксировались время до разрушения образцов  $\tau$ , определялись длительные сужение  $\psi_\tau$  и удлинение  $\delta_\tau$ . Также при анализе характеристик длительной прочности и пластичности использовались данные, полученные ранее в ЦНИИ КМ «Прометей» по стали марки 08X16H11M3 и 09X18H9.



Рисунок 4.4 – Фото установки АИМА для проведения испытаний на длительную прочность и ползучесть

Обобщенные зависимости длительной прочности  $\sigma_\tau$  в интервале температур 600-800 $^\circ\text{C}$  приведены на рисунке 4.5. Экспериментальные данные по пластичности  $\delta_\tau$  и  $\psi_\tau$  в интервале температур 600-800 $^\circ\text{C}$  приведены на рисунках 4.6 и 4.7.



— аппроксимация экспериментальных данных методом наименьших квадратов

Рисунок 4.5 – Зависимости длительной прочности  $\sigma_r$  в интервале температур 600-800°C для стали 08X16H11M3

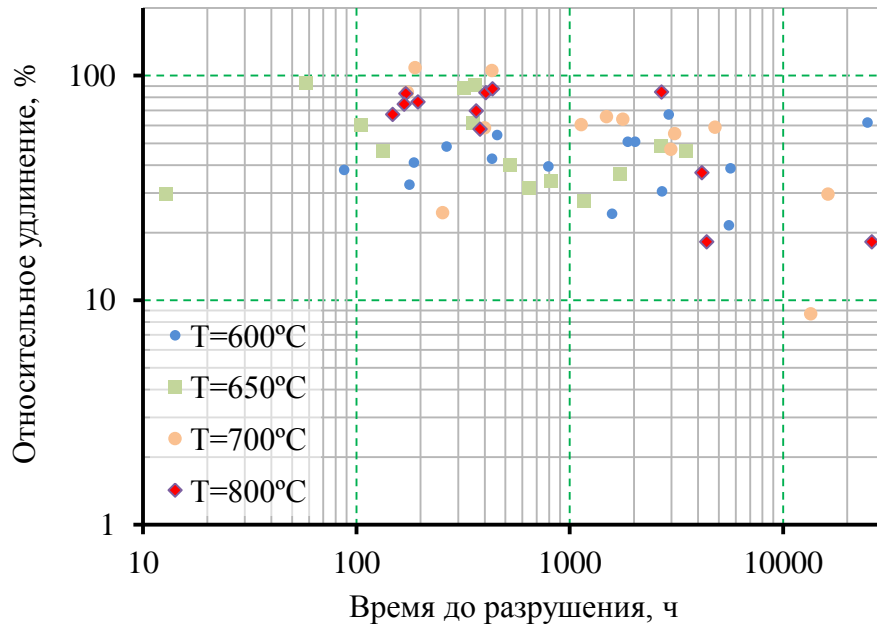


Рисунок 4.6 – Экспериментальные данные по длительному относительному удлинению  $\delta_r$  в интервале температур 600-800°C для стали 08X16H11M3

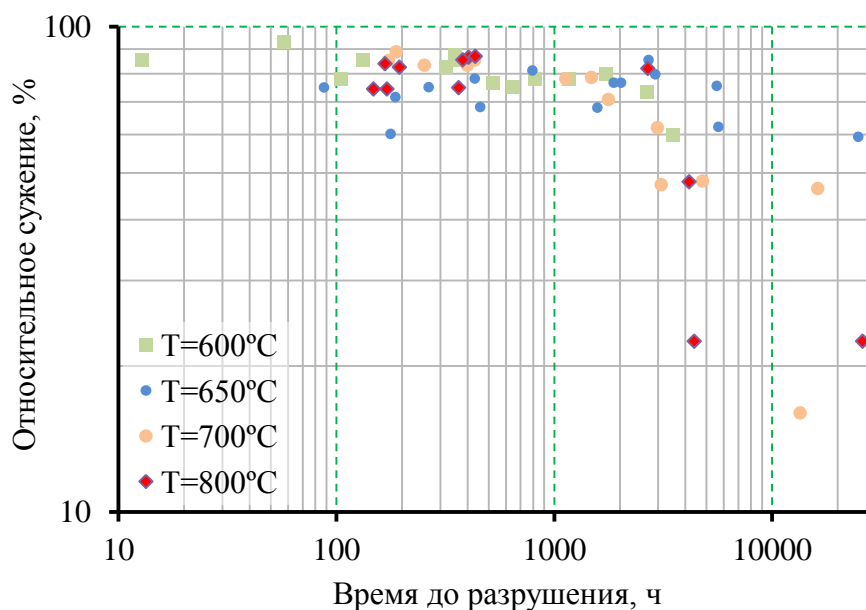


Рисунок 4.7 – Экспериментальные данные по длительному относительному сужению  $\psi_\tau$  в интервале температур 600-800°C для стали 08X16H11M3

По результатам испытаний строилась зависимость  $\sigma_\tau = f(\tau)$ , которая аппроксимировалась билинейной функцией в двойных логарифмических координатах. Как следует из рисунка 4.5, наклоны прямых в логарифмических координатах при 600°C и 650°C отличаются от наклона аналогичных прямых при 700 °C и 800 °C. В этой связи можно считать, что температурные зависимости длительной прочности для температур 600°C-650°C и 700-800°C характеризуются разной энергией активации  $Q$  [44].

В интервале температур испытаний 600-800°C проведен анализ полосы разброса данных по длительной пластичности. Как следует из рисунков 4.6 и 4.7, величины  $\delta_\tau$  и  $\psi_\tau$  имеют разные полосы разброса. В рассматриваемом интервале температур испытаний и времен до разрушения  $3 \cdot 10^4$  ч полоса разброса  $\delta_\tau$  широкая (4-х кратное отличие максимальных и минимальных значений при фиксированном времени  $\tau$ ), при этом на верхней границе полосы находятся данные испытаний стали марки 08X16H11M3 при температурах 700 °C и 800 °C. Напротив, на нижней границе группируются данные испытаний при 600 °C и 650 °C.

Полоса разброса относительного сужения  $\psi_\tau$  имеет малую ширину (1,5 кратное отличие максимальных и минимальных значений) для всех температур испытаний от 600°C до 800°C на временной базе  $4 \cdot 10^3$  ч. На большей временной базе  $\tau > 4 \cdot 10^3$  ч разброс величины  $\psi_\tau$  существенно увеличивается (рисунок 4.7), что связано с переходом от внутризеренного к смешанному и межзеренному механизмам разрушения. Следует отметить, что на временной базе до  $4 \cdot 10^3$  ч в интервале температур 700-800°C механизмы разрушения стали – транскристаллитный и смешанный.

Учитывая данные рисунка 4.7, на временной базе до  $3 \cdot 10^3$  ч значения  $\psi_\tau$  приняты постоянными во времени, их значения приведены в таблице 4.1.

Таблица 4.1 – Средние значения относительного сужения  $\psi_\tau$  на временной базе до  $3 \cdot 10^3$  ч

T, °C	600	650	700	800
$\psi_\tau$	0,74	0,81	0,82	0,81
$\ln\left(\frac{1}{1-\psi_\tau}\right)$	1,35	1,66	1,72	1,66

#### 4.2.2 Прогнозирование вязкости разрушения в интервале 650-800°C

С целью прогнозирования статической трещиностойкости  $J_{IC}$  -интеграла и скорости трещины при ползучести  $\dot{c}$  использована деформационная модель инициирования вязкого разрушения «process zone» в вершине трещины [45,33]. Согласно модели старт трещины происходит после исчерпания деформационной способности при выполнении условия в этой зоне

$$\varepsilon_i(r) = \varepsilon_f^*, \quad (4.2)$$

где  $\varepsilon_i(r)$  - интенсивность деформации на расстоянии  $r$  от вершины трещины;  $\varepsilon_f^*$  - критическая деформация.

На малой временной базе величины  $\psi_\tau$  и  $\sigma_\tau$  определяют критическую деформацию в вершине трещины  $\varepsilon_f^*$  и напряжение течения  $\sigma_f$ . Величина  $\varepsilon_f^*$  может существенно отличаться от пластичности, полученной на образцах при одноосном растяжении, так как зависит от жесткости напряженного состояния. Согласно данным работы [45]

$$\varepsilon_f^* = \begin{cases} \ln\left(\frac{1}{1-\psi}\right) \text{ при ПНС } (\sigma_3 = 0) \\ \frac{1}{50} \cdot \ln\left(\frac{1}{1-\psi}\right) \text{ при ПДС } (\varepsilon_3 = 0) \end{cases}, \quad (4.3)$$

где  $\psi$  – кратковременное или длительное сужение, полученное в испытаниях на одноосное растяжение образца; ПНС - плоское напряженное состояние; ПДС - напряженное состояние при плоском деформированном состоянии.

Следует отметить, что статическая трещиностойкость  $J_{IC}$  для принятой модели инициирования явным образом зависит от характеристик прочности  $\sigma_{02}$ ,  $\sigma_\tau$  и пластичности  $\psi$ ,  $\psi_\tau$  [11]

$$J_{1c} \sim \sigma_{02} \cdot \ln\left(\frac{1}{1-\psi}\right), \quad (4.4)$$

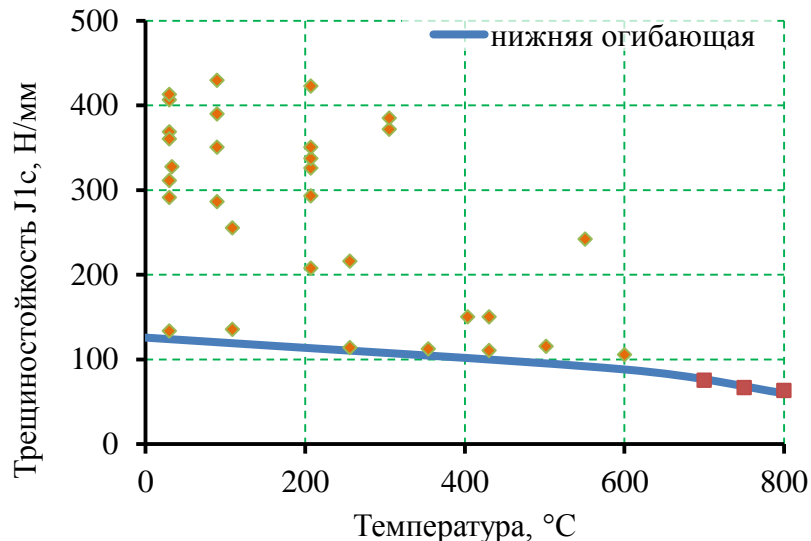
где  $\sigma_{02}$  – предел текучести;  $\psi$  – сужение образца при одноосном растяжении.

На основании (4.4) прогноз вязкости разрушения  $J_{Ic}$  в интервале температур 650 - 800°C может быть выполнен на базе деформационных критериев из условия вязкого инициирования трещин. На временной базе нагружения до 100 ч в интервале температур 700°C- 800°C с учетом анализа структурного состояния основного металла стали марки 08X16H11M3 величина  $J_{Ic}$  может быть приближенно оценена по зависимости

$$J_{Ic}^T = J_{Ic}^{20} \cdot \frac{\sigma_{02}^T \cdot \ln\left(\frac{1}{1-\psi^T}\right)}{\sigma_{02}^{20} \cdot \ln\left(\frac{1}{1-\psi^{20}}\right)}, \quad (4.5)$$

где  $\sigma_{02}^T, \sigma_{02}^{20}$  - предел текучести при температурах  $T$  и 20°C соответственно;  $\psi^T, \psi^{20}$  - относительное сужение при температурах  $T$  и 20°C соответственно.

Расчетная нормативная зависимость вязкости разрушения  $J_{Ic}$  от температуры (до 600°C) и прогнозируемые значения по формуле (4.5) (свыше 600°C) представлены на рисунке 4.8.



■ - расчетные точки по формуле (4.5);

◆ - экспериментальные данные с учетом литературных источников [46,47,48,49].

Рисунок 4.8 – Расчетная температурная зависимость  $J_{Ic}$

#### 4.2.3 Испытания на ползучесть

Испытания на ползучесть проводились в соответствии с ПНАЭ Г-7-002-86. Машины АИМА (рисунок 4.4), приборы, применяемые для испытания образцов из стали марки 08X16H11M3 на ползучесть, формы и размеры образцов соответствовали требованиям ГОСТ 3248-81.

Первичные кривые ползучести  $\varepsilon_c(\tau, \sigma, T)$  в интервале температур 650-800°C при различных значениях приложенного напряжения  $\sigma$  обрабатывались с целью получения зависимости



$d\varepsilon_c(\tau, \sigma, T)/d\tau$  и определения минимальной скорости ползучести  $\dot{\varepsilon}_{\min}$  для каждой температуры  $T$  вида

$$\dot{\varepsilon}_{\min} = B \cdot \sigma^{n_c}, \quad (4.6)$$

где  $B$  и  $n_c$  – определяемые в ходе обработки константы материала при заданной температуре.

Полученные зависимости скорости установившейся ползучести от приложенной нагрузки с учетом данных работы [50] для температур 550-800°C приведены на рисунке 4.9.

Показатель  $n_c$  на зависимостях рисунка 4.9 равен 7.

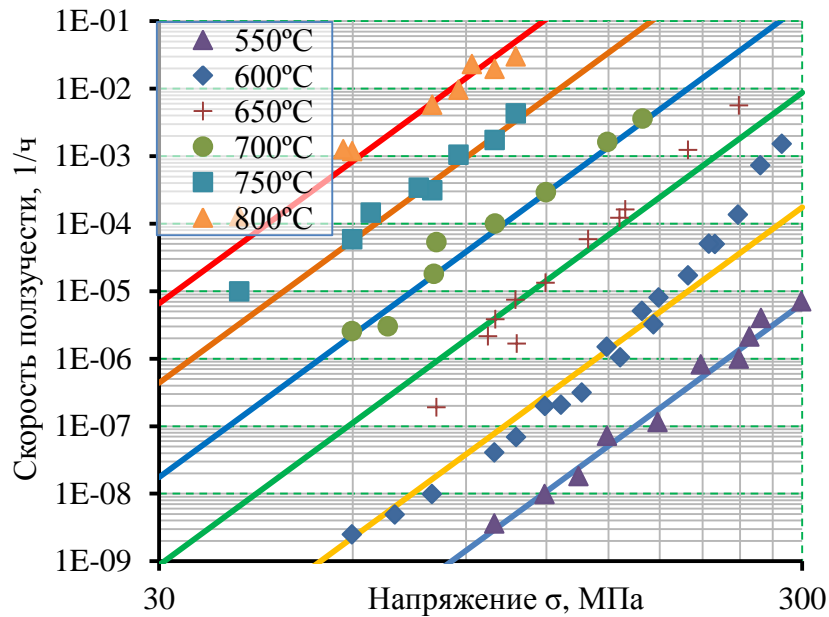


Рисунок 4.9 – Зависимости установившейся скорости ползучести от напряжения для стали марки 08X16N11M3 в интервале температур 550-800 °С

#### 4.3 Построение изохронных диаграмм деформирования

Изохронные диаграммы деформирования построены по данным первичных кривых ползучести  $\varepsilon_c(\tau, \sigma, T)$  с учетом кратковременных диаграмм деформирования. Изохронные кривые деформирования  $\sigma = f(\varepsilon, \tau)$  строились следующим образом [51]: полная деформация  $\varepsilon_{\Sigma}(\tau)$  при одноосном нагружении образца в момент времени  $\tau$  равна

$$\varepsilon_{\Sigma}(\tau) = \varepsilon_e(0) + \varepsilon_p(0) + \varepsilon_c(\tau), \quad (4.7)$$

где  $\varepsilon_e(0), \varepsilon_p(0)$  - упругая и пластическая составляющие в начальный момент времени  $\tau=0$  после

приложения нагрузки;  $\varepsilon_e(0) = \frac{\sigma}{E}$ ;  $\varepsilon_p(0) = \varepsilon_{02} \left( \frac{\sigma}{\sigma_{02}} \right)^k$ ;  $\sigma_{02}$  - предел текучести;  $\varepsilon_{02}$  - деформация,

соответствующая пределу текучести;  $k$  - показатель упрочнения в диаграмме деформирования;

$$\varepsilon_c(\tau) - \text{деформация ползучести, } \varepsilon_c(\tau) = \dot{\varepsilon}_0 \cdot \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^{n_c} \cdot \tau.$$

Решая уравнения (4.7) относительно приложенного напряжения  $\sigma$ , получаем изохронные кривые деформирования  $\sigma = f(\varepsilon)$  для заданного значения времени деформирования  $\tau$ .

Изохронные диаграммы деформирования для температур 650°C, 700°C, 800°C приведены на рисунках 4.10-4.12. При построении изохронных кривых ползучести учитывались данные кода [52].

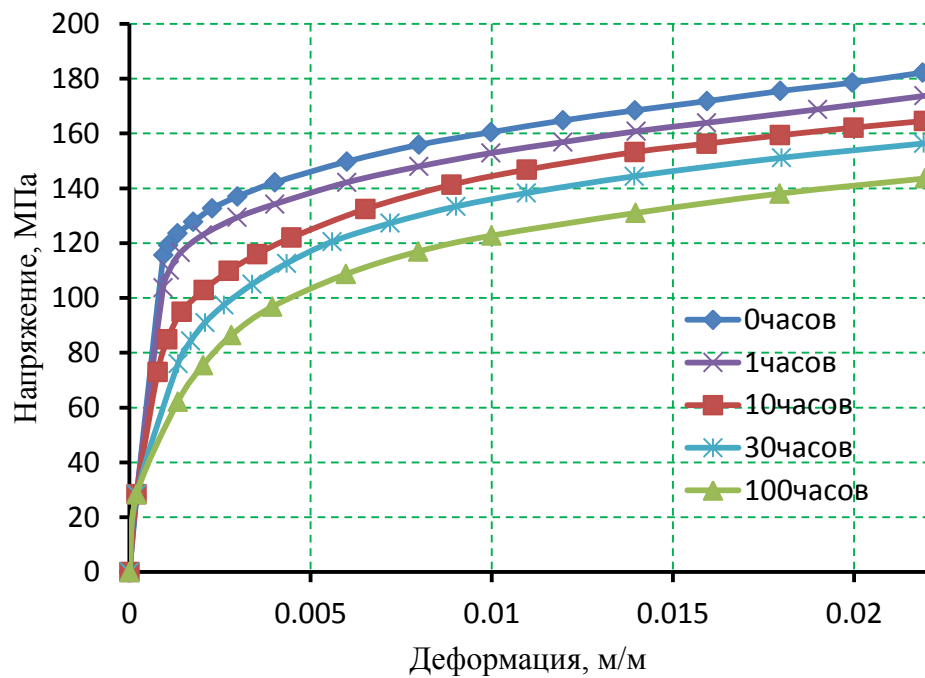


Рисунок 4.10 – Изохронные диаграммы деформирования стали марки 08X16H11M3 при температуре 650°C и временах 1, 10, 30, 100 ч

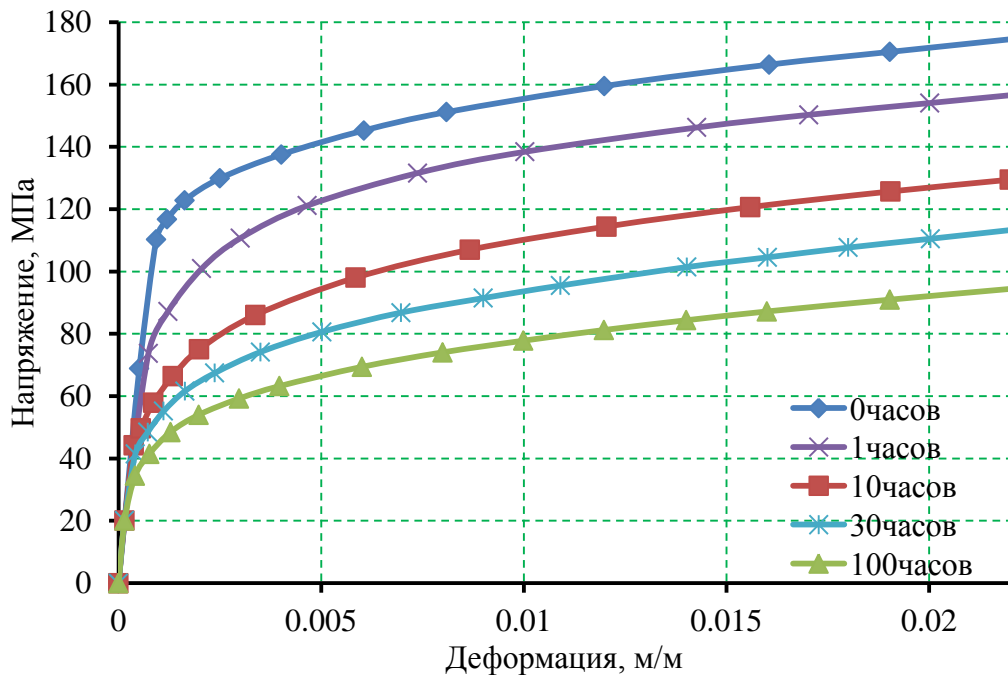


Рисунок 4.11 – Изохронные кривые деформирования стали марки 08X16H11M3 при температуре 700 °C и временах 1, 10, 30, 100 ч

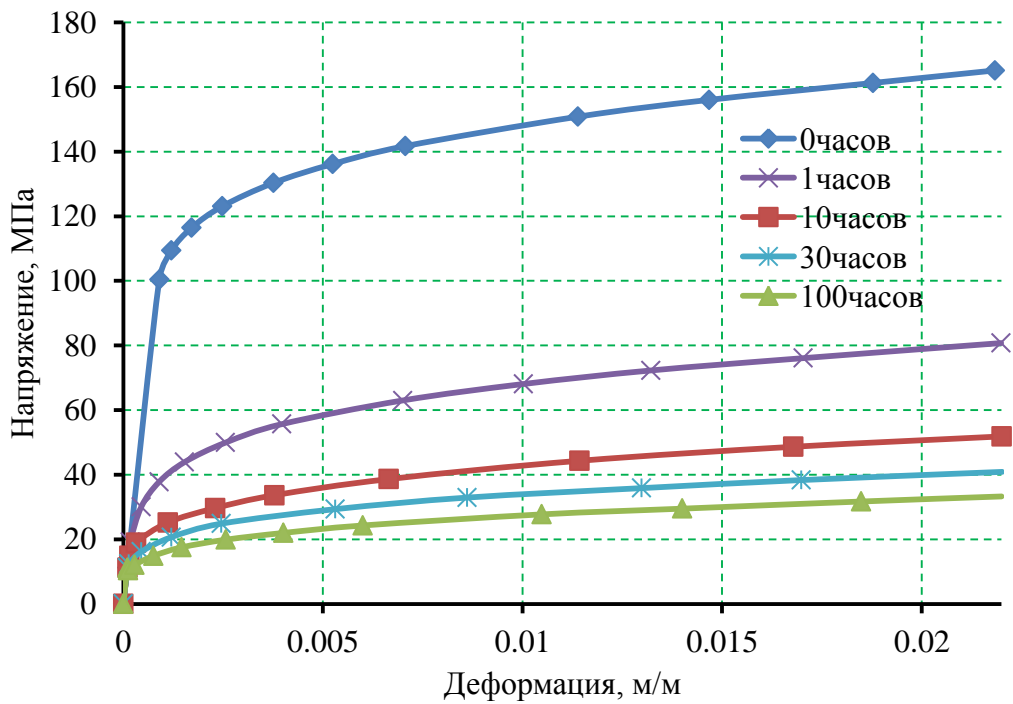


Рисунок 4.12 – Изохронные кривые деформирования стали марки 08X16H11M3 при температуре 800 °C и временах 1, 10, 30, 100 ч

## 4.4 Скорость трещины при ползучести

Прогнозирование скорости трещины при ползучести проводилось по следующей схеме.

Принято, что скорость трещины при ползучести  $\dot{c}$  зависит от  $C^*$ -интеграла [45,53] как

$$\dot{c} = A_c \cdot (C^*)^n, \quad (4.8)$$

где  $A_c$ ,  $n$  – константы материала, которые будут определены ниже.

На режиме установившейся ползучести приближенная оценка  $C^*$ -интеграла проводится по формуле [54]

$$C^* = J_e \cdot \left( \frac{E^* \cdot \dot{\epsilon}_{ref}}{\sigma_{ref}} \right), \quad (4.9)$$

где  $J_e$  – упругая составляющая  $J$ -интеграла,  $J_e = \frac{K^2}{E^*}$ ;  $E^* = \frac{E}{1-\mu}$ ;  $\dot{\epsilon}_{ref} = \dot{\epsilon}_0 \cdot \left( \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_0} \right)^{n_c}$  – скорость установившейся ползучести при напряжении  $\sigma_{ref}$ ;  $\sigma_0 = 100$  МПа;  $\dot{\epsilon}_0$ ,  $n_c$  – константы материала, зависящие от температуры.

После подстановки выражения  $J_e$  через КИН в (4.9) выражение для  $C^*$  интеграла принимает вид

$$C^* = K^2 \cdot \dot{\epsilon}_0 \cdot \left( \frac{\sigma_{ref}^{n_c-1}}{\sigma_0^n} \right). \quad (4.10)$$

Компоненты скорости деформации при ползучести  $\dot{\epsilon}_{ij}$  и напряжения  $\sigma_{ij}$  в вершине трещины на установившемся режиме рассчитываются через  $C^*$  интеграл [54]:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_0 \cdot \left( \frac{C^*}{I_n \cdot \sigma_0 \cdot \dot{\epsilon}_0 \cdot r} \right)^{\frac{n_c}{n_c+1}} \tilde{\epsilon}_{ij}(\theta, n), \quad (4.11)$$

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \cdot \left( \frac{C^*}{I_n \cdot \sigma_0 \cdot \dot{\epsilon}_0 \cdot r} \right)^{\frac{1}{n_c+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n), \quad (4.12)$$

где  $\tilde{\epsilon}_{ij}(\theta, n)$ ,  $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n)$  – эквивалентные безразмерные деформация и напряжение;  $r$  – координата от вершины трещины (радиус).

Для высоких уровней установившихся скоростей деформации ползучести  $\dot{\epsilon}_s$  в испытаниях при одноосном растяжении на длительную прочность выполняется условие [53,54]

$$\dot{\epsilon}_s \cdot \tau_f = const = \dot{\epsilon}_f^*, \quad (4.13)$$

а скорость трещины при ползучести равна

$$\dot{c} = r / \tau_f. \quad (4.14)$$

С учетом уравнений (4.2), (4.3), (4.8)-(4.14) построена зависимость скорости трещины при ползучести

$$\dot{c} = D_r \cdot (C^*)_{n_c+1}^{n_c}, \quad (4.15)$$

где

$$D_r = \frac{(n_c + 1) \cdot \dot{\varepsilon}_0}{\varepsilon_f^*} \cdot \left( \frac{1}{I_n} \cdot \frac{1}{\sigma_0 \cdot \dot{\varepsilon}_0} \right)^{\frac{n_c}{n_c+1}}, \quad (4.16)$$

где  $I_n$  - нормализующий множитель, зависящий от показателя  $n_c$  и типа напряженного состояния (ПНС или ПДС).

После преобразования величина  $D_r$  принимает вид

$$D_r = \frac{(n_c + 1)}{\varepsilon_f^*} \cdot \left( \frac{\dot{\varepsilon}_0}{\sigma_0^{n_c}} \right)^{\frac{1}{n_c+1}} \cdot \left( \frac{1}{I_n} \right)^{\frac{n_c}{n_c+1}}, \quad (4.17)$$

где множитель  $\left( \frac{\dot{\varepsilon}_0}{\sigma_0^{n_c}} \right)^{\frac{1}{n_c+1}}$  зависит от температуры как

$$\left( \frac{\dot{\varepsilon}_0}{\sigma_0^{n_c}} \right)^{\frac{1}{n_c+1}} = \left( \frac{\dot{\varepsilon}_0^* \cdot e^{-\frac{Q}{RT}}}{\sigma_0^{n_c}} \right)^{\frac{1}{n_c+1}}, \quad (4.18)$$

где  $\dot{\varepsilon}_0^*$  - постоянная материала, полученная по результатам испытаний на ползучесть при различных температурах.

На основании зависимостей (4.16)-(4.18) возможно прогнозирование параметра  $D$  и скорости трещины при ползучести  $\dot{c}$  на температуру  $T$  по определенной экспериментально скорости  $\dot{c}$  при температуре  $T^*$  по формуле

$$D_r(T) = D_r(T^*) \cdot \frac{\varepsilon_f^*(T^*)}{\varepsilon_f^*(T)} \cdot e^{\frac{1}{n_c+1} \left( \frac{Q}{R} \left( \frac{1}{T^*+273} - \frac{1}{T+273} \right) \right)}, \quad (4.19)$$

где  $Q = 5,35 \cdot 10^5 \text{ Дж/моль}$ ,  $\varepsilon_f^*(T^*) = \ln \left( \frac{1}{1 - \psi_{\tau}^{T^*}} \right)$ ,  $R = 8,315 \text{ Дж/град} \cdot \text{моль}$ .

Построение расчетных кривых скорости трещины при ползучести при температурах 650-800°C проведено по имеющимся экспериментальным данным, включая литературные, а также с использованием зависимостей (4.15)-(4.19) для прогнозирования на температуры, при которых испытания не проводились.

На рисунке 4.13 представлены экспериментально полученные скорости трещины при ползучести в стали марки AISI 316 (08X16H11M3) при температуре 700°C по данным работы [45] и нормативная кривая для сталей марок 09X18H9 и 08X16H11M3 для температуры 650°C. Как следует из сопоставления, скорости трещин при ползучести лежат в одной полосе разброса для интервала температур 650-700°C.

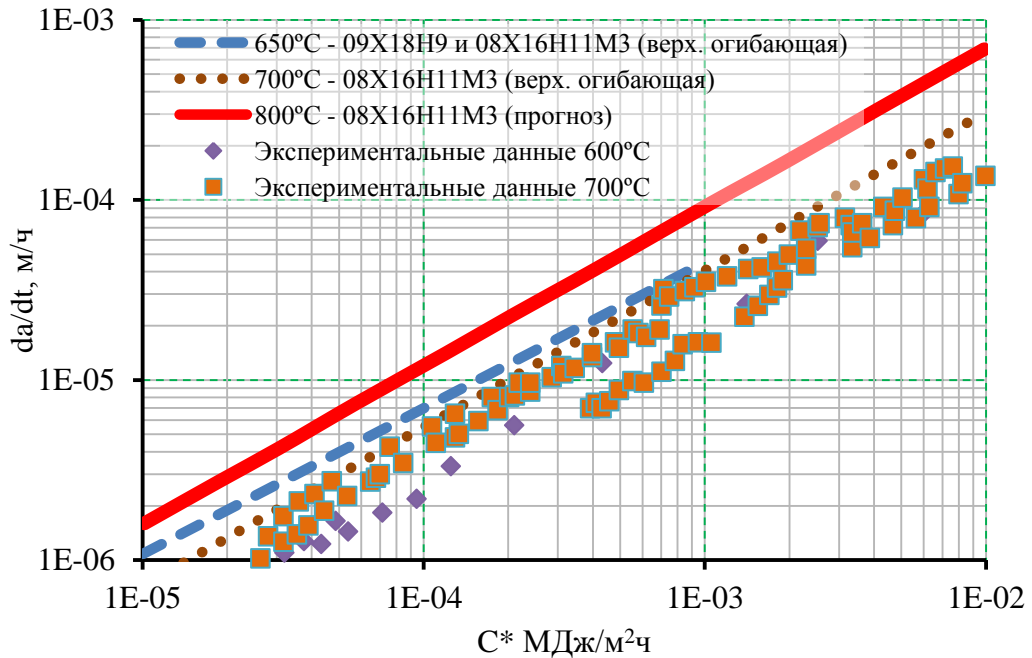


Рисунок 4.13 – Массив скоростей трещины при ползучести в зависимости от  $C^*$  интеграла

Процедура прогнозирования скорости роста трещины при ползучести на температуры 750, 800°C сводилась к определению параметра  $D_r$  (4.16) по данным таблицы 4.2.

Таблица 4.2 – Параметры закона ползучести и деформационной способности стали марки 08X16H11M3 с учетом данных [10,11]

T, °C	700	750	800
$n_c$	7	7	7
$\frac{n_c}{n_c + 1}$	0,875	0,875	0,875
$\varepsilon_f^*$	1,698	1,687	1,677
$\dot{\varepsilon}_0, \text{ч}^{-1}$	$9,5 \cdot 10^{-5}$	$2,5 \cdot 10^{-3}$	$3,3 \cdot 10^{-2}$
$\frac{n_c + 1}{\varepsilon_f^*} \cdot \left( \frac{\dot{\varepsilon}_0}{\sigma_0^n} \right)^{\frac{1}{n_c + 1}}$	$2,63 \cdot 10^{-2}$	$4 \cdot 10^{-2}$	$5,5 \cdot 10^{-2}$

В качестве базовой калибровочной зависимости принималась верхняя граница скорости трещины при 700°C (рисунок 4.13). Следует отметить, что рассчитанная по формулам (4.15)-

(4.16) скорость трещины при ползучести при температуре 700°C совпадает с верхней границей скорости трещины при ползучести на рисунке 4.13. Таким образом, калибровочный коэффициент в формулах (4.15)-(4.16) по верхней границе можно принять равным 1.

Рассчитанная по формулам (4.15)-(4.16) зависимость скорости трещин при ползучести в стали марки 08X16H11M3 при температуре 800°C приведена на рисунке 4.13. Из рисунка 4.13 следует, что нормативная зависимость дает верхнюю оценку скорости роста трещины при ползучести в интервале температур 650-700°C. Коэффициенты расчетных зависимостей приведены в таблице 4.3

Таблица 4.3 – Коэффициенты расчетных зависимостей, приведенных на рисунке 4.13

Температура	550-650 (нормативная)	700	750	800
$A, \left(\frac{мм \cdot ч}{H}\right)^n \cdot \left(\frac{мм}{ч}\right)$	$4,5 \cdot 10^{-2}$	$4,2 \cdot 10^{-2}$	$6,3 \cdot 10^{-2}$	$8,8 \cdot 10^{-2}$
n	0,81	0,87	0,87	0,87

#### 4.5 Вязкость разрушения при ползучести

В расчетах по методу TDFAD применяется вязкость разрушения при ползучести  $K_c^{mat}$ . Величина  $K_c^{mat}$  определяется для заданной величины вязкого подраста  $\Delta a$  и может быть оценена косвенно согласно работе [55] или непосредственно из испытаний образца с трещиной на растяжение при постоянной нагрузке [35]. Очевидно, что прямой метод определения  $K_c^{mat}$  дает наиболее достоверную оценку. Испытание проводится на образцах типа СТ с записью диаграммы P- $\Delta$  (рисунок 4.14а) с заданной величиной подраста трещины  $\Delta a=0,2..0,5$ мм. Далее полное перемещение  $\Delta_T$  раскладывается в упругую, пластическую и компоненту ползучести  $\Delta_e$ ,  $\Delta_p$  и  $\Delta_c$  соответственно, как показано на рисунок 4.14а. Аналогичным разложением получают величины площади под кривой  $U_e$ ,  $U_p$  и  $U_c$  с последующим определением  $K_c^{mat}$  по формуле (4.20). На рисунке 4.14б приведены литературные и имеющиеся данные по  $K_c^{mat}$

$$K_c^{mat} = \left[ K^2 + \frac{E^* \eta}{B_n (w - a_0)} \left( U_p + \frac{n_c}{n_c + 1} U_c \right) \right]^{0,5}, \quad (4.20)$$

где  $w$  – ширина образца;  $a_0$  – длина трещины в образце;  $B_n$  – толщина образца;  $K$  – коэффициент интенсивности напряжений трещины в образце;  $\eta = 2 + 0,552(1 - a_0/w)$ ;  $E^* = E/(1 - \nu^2)$ .

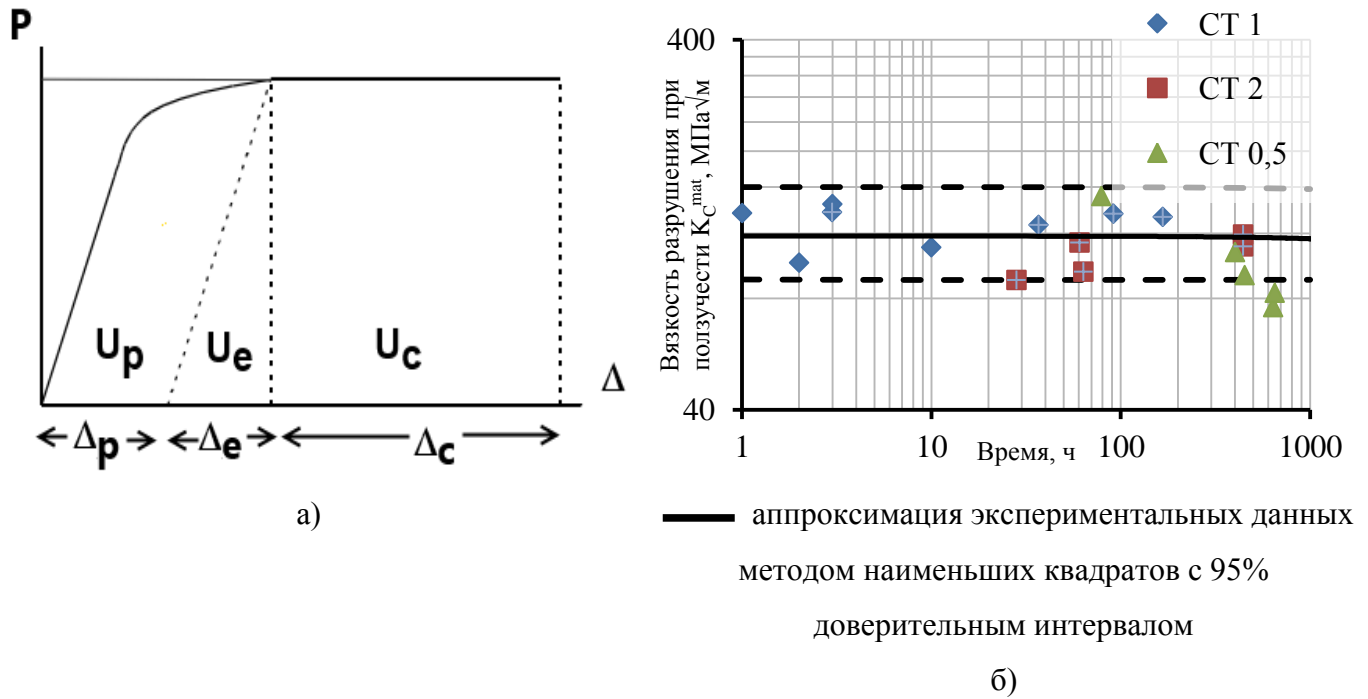


Рисунок 4.14 – Диаграмма  $P-\Delta$ , полученная в испытаниях образца на вязкость разрушения при ползучести – а, величины  $K_C^{mat}$  стали марки AISI 316 (08X16H11M3), полученные на образцах типа СТ при температуре 550 °С – б

Авторами работы [35] была проведена обработка результатов (рисунок 4.14б) по всем размерам испытанных образцов, что не является достаточно корректным. На такой временной базе более корректной является регрессия по образцам СТ 1 и СТ 2 (сплошная линия с 95% доверительным интервалом на рисунке 4.14б) без учета СТ 0,5. В этом случае зависимость  $K_C^{mat}$  от времени не имеет значительного снижения, и для расчетов в первом приближении может использоваться величина  $K_C^{mat}(0)$ , полученная при кратковременных испытаниях.

#### 4.6 Влияние старения на свойства аустенитных сталей, применяемых в трубопроводах 1-го и 2-го контуров РУ БН

Аустенитные хромоникелевые нержавеющие стали марок 09X18H9 (AISI 304) и 08X16H11M3 (AISI 316), применяемые на РУ БН, в процессе длительной эксплуатации при температуре свыше 450°C подвержены тепловому старению. Процессы теплового старения сталей проявляются в изменении механических свойств и связаны с микроструктурными изменениями.

Стали марок X18H9 (AISI 304) и X16H11M3 (AISI 316) относятся к группе гомогенных сталей, легированных элементами, упрочняющими  $\gamma$ -твердый раствор. В аустенизированном



состоянии (закалка с 1050-1200°C, охлаждение вода или воздух) стали находятся в метастабильном состоянии. При изотермических выдержках в интервале 450-850°C происходит распад аустенитной матрицы с образованием карбидов  $M_{23}C_6$ ,  $M_6C$ ,  $M_7C_3$  и интерметаллидов типа фазы Лавеса,  $\chi$ -фазы и  $\sigma$ -фазы. Свыше 800°C происходит растворение фазы Лавеса [56].

Выделение карбидов типа  $M_{23}C_6$  начинается при низких температурах ~ 400-500°C, но вследствие малой скорости диффузии идет очень медленно и преимущественно по границам зерен. При температурах 600-700°C процесс карбидообразования протекает более интенсивно. Выделения карбидов происходят на некогерентных и когерентных двойниковых границах и в теле зерна [50,57].

Кроме карбидных выделений в стали марки AISI 316 (08X16H11M3) после длительного старения формируются интерметаллидные фазы. Ниже 800°C уже после 100 часов старения образуется фаза Лавеса ( $Fe_2Mo$ ) [58]. После старения при 600°C в течение 10 000 часов фаза Лавеса образуется сначала на границах, а финально - вблизи границ [50]. В стали марки AISI 304 (09X18H9) фазы Лавеса не обнаруживаются, поскольку ответственным за ее образование является молибден.

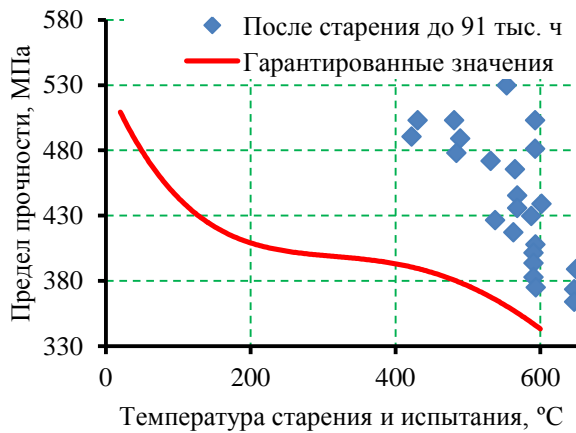
В стали марки AISI 316 (08X16H11M3)  $\chi$ -фаза образуется при температуре свыше 750°C [58]. Типичный состав фазы –  $Fe_{36}Cr_{12}Mo_{10}$ . Фаза зарождается на границах зерен, когерентных двойниках, а также на дислокациях внутри зерен.

Основная роль в механизме зарождения интерметаллидной  $\sigma$ -фазы  $((Fe, Ni)_3(Cr, Mo)_2)$  принадлежит  $\delta$ -ферриту и карбиду  $M_{23}C_6$  [50]. Предполагается, что образование  $\sigma$ -фазы связано с процессами растворения карбидов  $M_{23}C_6$ . Скорость формирования  $\sigma$ -фазы из аустенитной фазы очень низкая. По результатам исследований стали марки AISI 316 (08X16H11M3) при температуре 700°C наблюдается значительный рост скорости формирования  $\sigma$ -фазы после 10 000 часов старения [58].

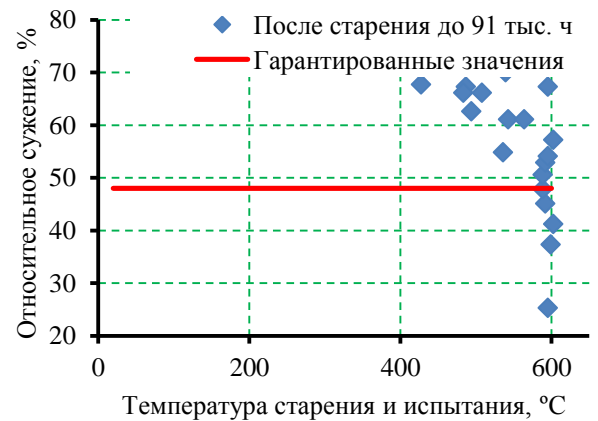
Процесс старения аустенитных сталей в интервале температур 450-850°C приводит к снижению как кратковременных, так и длительных механических свойств, что является следствием происходящих в сталях изменений микроструктуры. На рисунках 4.15а, 4.15б приведены предел прочности  $\sigma_b$  и характеристика пластичности - сужение  $\psi$  стали марки AISI 316 (08X16H11M3) после старения [59]. По данным испытаний наблюдается снижение приведенных характеристик. При этом старение в большей степени оказывает влияние на характеристику пластичности, снижая ее ниже гарантированных значений.

Из анализа данных стали марки AISI 304 (09X18H9) увеличение предварительной накопленной деформации ползучести снижает характеристики прочности и пластичности при кратковременном разрыве (рисунки 4.15в, 4.15г) [59]. С увеличением времени выдержки перед

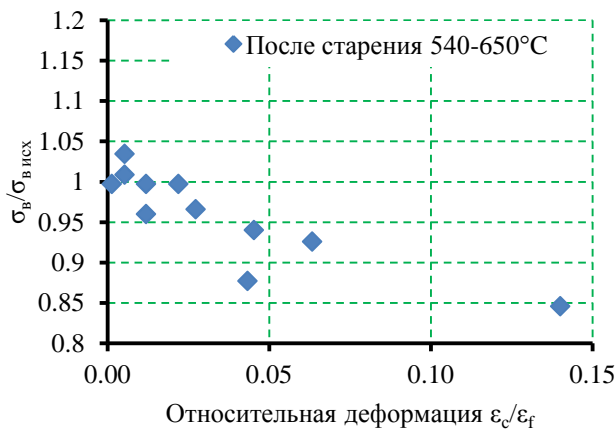
испытаниями тренд к снижению пластичности сохраняется, предварительное циклическое нагружение, напротив, снижает пластичность незначительно.



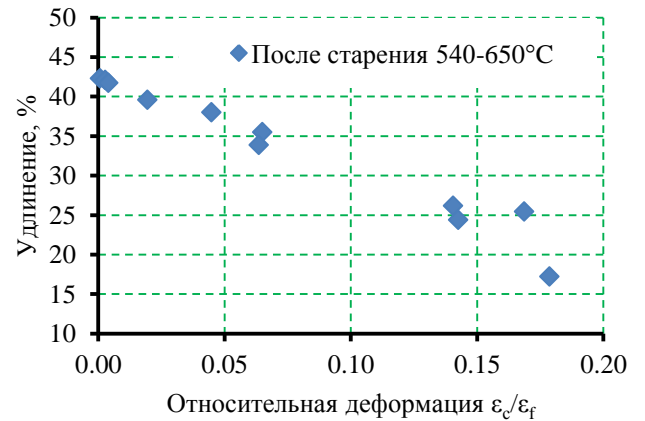
а)



б)



в)



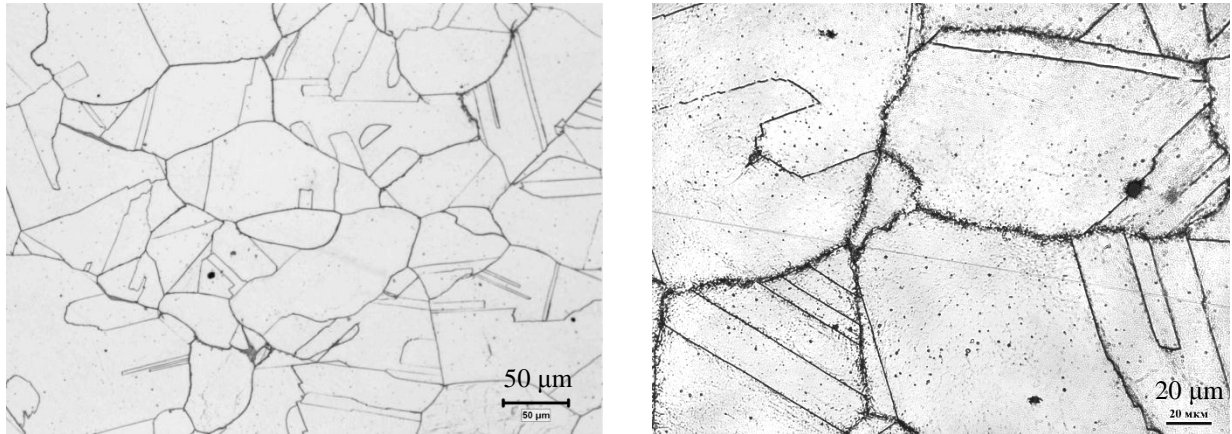
г)

Рисунок 4.15 – Сопоставление свойств прочности стали марки AISI 316 (08X16H11M3) после длительного теплового старения с гарантированными значениями - а, б; механические свойства стали марки AISI 304 (09X18H9) в зависимости от предварительной деформации ползучести - в, г

При испытаниях на длительную прочность при высоких температурах металл накапливает повреждения в результате теплового старения и ползучести. На основании материаловедческих исследований аустенитных сталей после испытаний на длительную прочность были выявлены следующие механизмы разрушения [60,61,62]:

- внутризеренное разрушение;
- разрушение вследствие образования трещин в тройных точках;
- разрушение по порам на границе зерен;
- разрушение по повреждаемости раздела между интерметаллидной фазой и аустенитной матрицей.

Результаты металлографических исследований образцов из стали 09X18H9 после эксплуатации (рисунок 4.16) и 08X16H11M3 после испытаний на длительную прочность при температурах 600, 650, 700°C показали присутствие по границам зерен частиц карбида хрома  $\text{Cr}_{23}\text{C}_6$  и других интерметаллидных соединений.



а) аустенизированное состояние

б) состояние после эксплуатации  
( $2 \cdot 10^5$  ч, 550°C)

Рисунок 4.16 – Микроструктура стали марки 09X18H9 [40]

С ростом времени до разрушения происходит смена механизмов разрушения - от внутризеренного до разрушения по границам зерен с образованием пор. При 600°C разрушение образцов происходит по телу зерна с небольшим количеством и малым раскрытием трещин, в том числе и по границам зерен. После длительных выдержек при температуре 600°C было выявлено межзеренное разрушение с образованием пор по границам зерен. Для образцов с временем до разрушения более 5 тыс. часов наблюдаются образование пор и межкристаллитное разрушение. При 600-650°C разрушение происходит по смешанному механизму – по телу зерен и по границам зерен с наличием несплошностей на стыках зерен. При 700°C наблюдается рост зерен аустенита и выделение вторичных фаз по границам зерен. Наблюдается разрушение поперек сильно вытянутых зерен аустенита.

Исследования показывают, что время до разрушения состаренного материала превышает нормативные значения, и что длительная прочность предварительно состаренного материала практически не изменяется в сравнении с несостаренным. Следовательно, предварительное старение не снижает длительную прочность аустенитных сталей при температурах, по крайней мере, до 600°C.

В условиях низких скоростей деформации предварительное старение увеличивает скорость установившейся стадии ползучести, при этом происходит небольшое увеличение пластичности и времени до разрушения. Природа возрастания пластичности при длительном старении связана, по-видимому, с микроструктурными изменениями на границах зерен.

Образующиеся выделения ( $M_{23}C_6$ , фаза Лавеса,  $\sigma$ -фаза) препятствуют межзеренному скольжению. При этом вклад внутриверной деформации увеличивается, приводя к смене механизмов ползучести от интеркристаллитного к транскристаллитному. Также существует гипотеза, что выделения интерметаллидных фаз, особенно  $\sigma$ -фазы, имеющих более низкий предел упругого сопротивления, чем аустенит, приводят к снижению локальных деформаций на границах зерен. Поэтому частицы этих фаз при определенных условиях могут являться не местами зарождения трещин, а, наоборот, зонами, затрудняющими их развитие.

Одним из значимых проявлений термического старения аустенитных сталей является снижение трещиностойкости по отношению к материалу в исходном состоянии. С увеличением времени и температуры старения снижение трещиностойкости увеличивается. На рисунке 4.17 представлена нижняя огибающая значений  $J_{Ic}$  от параметра Холмона для основного металла и металла сварного соединения стали 08X16H11M3 (AISI 316) после тепловых выдержек [63]. Видно, что продолжительное старение стали марки 08X16H11M3 (AISI 316) при повышенных температурах может приводить к заметному снижению вязкости разрушения, которая может составлять 25% от исходной величины. При этом видно, что по мере увеличения параметра Р темп снижения замедляется и на больших его значениях выходит практически на насыщение. Необходимо отметить, что темп снижения вязкости разрушения металла сварных швов несколько ниже, чем у основного металла.

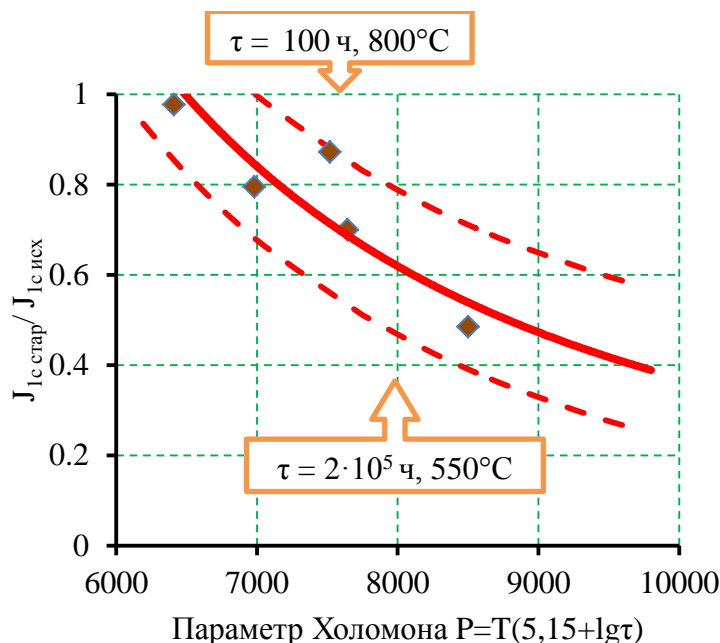


Рисунок 4.17 – Влияние тепловых выдержек на вязкость разрушения стали марки 08X16H11M3 (AISI 316) в зависимости от параметра Холмона

В запас прочности рекомендуется использовать гарантированную зависимость  $J_{Ic}(T)$ , приведенную на рисунке 4.8, как более консервативную (включающую, в том числе, влияние старения) по сравнению с кривой, представленной на рисунке 4.17.

#### 4.7 Анализ полученных результатов

На основании проведенных испытаний образцов на кратковременный разрыв, длительную прочность (временная база до  $3 \cdot 10^3$  ч) и ползучесть в интервале температур 600-800°C на воздухе получены температурные зависимости этих характеристик для стали марки 08X16H11M3. Также построены расчетные изохронные кривые деформирования на временной базе до 100 ч и температурах 650 °С, 700 °С, 800 °С.

На базе проведенных испытаний, имеющих данные по кинетике разрушения и представлений о механизмах роста трещин при ползучести, имеющих в ЦНИИ КМ «Прометей», спрогнозированы расчетные зависимости  $J_{IC}$  от  $T$  и  $\dot{c}$  от  $C^*$  интеграла для стали марки 08X16H11M3 в интервале температур 650-800°C.

Для построения температурной зависимости  $J_{IC}$  интеграла в интервале температур 650-800°C были обобщены литературные и ранее полученные данные в ЦНИИ КМ «Прометей» по стали марки 08X16H11M3 после длительных тепловых выдержек (до 10 000 ч) в интервале температур 400-800°C.

Очевидно, что прогнозирование в интервале температур при горении натрия характеристик трещиностойкости  $J_{IC}$  и скорости трещины  $\dot{c}$  должно также базироваться на температурных зависимостях длительных свойств стали – длительной прочности, пластичности и законе ползучести, а также на анализе структурного состояния металла при температурах от 600 до 800°C.

Исходя из принятой модели развития трещины при ползучести -  $\dot{c}$  (4.2), в интервале температур 600-800°C на временной базе испытаний до  $3 \cdot 10^3$  ч следует ожидать, что полоса разброса скоростей трещины при ползучести будет достаточно узкой. Необходимо отметить, что в общем случае зависимость (4.15) в силу принятых допущений при ее выводе, а также разброса исходных данных дает широкую полосу разброса. В этой связи зависимость (4.15) целесообразно калибровать поправочной функцией или поправочным коэффициентом.

Характер разрушения образцов из аустенитной стали типа AISI 316 (08X16H11M3) после испытаний на длительную прочность зависит от температуры испытаний и приложенного напряжения. Механизм разрушения изменяется от транскристаллитного при низких температурах и высоких напряжениях до межзеренного с образованием пор по границам зерен в области высоких температур и низких напряжений. При температурах 600, 650°C характер разрушения смешанный и происходит по телу зерен аустенита, а также с образованием трещин на границах стыковых зерен. При больших временных выдержках до разрушения в интервале температур 600-650°C наблюдается образование пор и межкристаллитное разрушение. При 700-

800 °С на базе испытаний в течении 3000 часов разрушение происходит по телу аустенитных зерен.

По данным, полученным во ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей», выделившиеся после длительной эксплуатации ( $\tau \approx 2 \cdot 10^5$  ч,  $T \leq 550^\circ\text{C}$ ) вторичные фазы  $M_{23}C_6$ ,  $M_7C_3$ ,  $\chi$ -фаза и  $\sigma$ -фаза для их суммарного содержания менее 1-3 % вес. не приведут к значительному снижению характеристик прочности и пластичности.

Применительно к температурам 650-800°С и времени до  $3 \cdot 10^3$  ч проанализированы возможные структурные превращения и механизмы разрушения при скоростях деформирования ползучести  $2 \cdot 10^{-5}$  ч<sup>-1</sup> и более. Из анализа следует, что выдержки металла в исходном состоянии в течение 100 часов в интервале температур 600-800°С приведут к незначительным структурным изменениям в сталях и, как следствие, несущественно повлияют на характеристики прочности, пластичности, трещиностойкости.

В конце срока эксплуатации при горении натрия, вследствие того что процесс является непродолжительным (до 100 ч) не следует ожидать заметного увеличения доли вторичных фаз в металле и значительного снижения характеристик прочности и пластичности.

Старение в интервале температур 450-550°С в течение 10 000 часов приводит к незначительному снижению значений трещиностойкости. В указанном диапазоне на данных сталях и их сварные соединениях исключается возможность невязкого разрушения материала. Продолжительное старение стали марки ( $\tau \approx 2 \cdot 10^5$  ч,  $T \leq 550^\circ\text{C}$ ) может приводить к заметному снижению вязкости разрушения, которая может составлять 0,5-0,8 от исходной величины.

#### 4.8 Выводы по главе 4

1. Проведены испытания и получены расчетные зависимости кратковременных характеристик прочности, длительной прочности (временная база до  $3 \cdot 10^3$  ч), ползучести в интервале температур 550°С-800°С на воздухе.

2. Получены скорости установившейся ползучести и построены расчетные изохронные кривые деформирования на временной базе до 100 ч и температурах 650°С, 700°С, 800°С.

3. На интервал температур 650-800°С выполнен прогноз критического значения трещиностойкости  $J_{IC}$ , базирующийся на деформационном критерии разрушения и корреляции вязкости разрушения с пределом текучести.

4. Спрогнозированы скорости трещины при ползучести  $\dot{c}$  от  $C^*$ -интеграла в интервале температур 650-800 °С. Прогнозная модель базируется на деформационном критерии разрушения и теории течения ползучести.

5. Анализ показал, что в первом приближении в расчетах критической длины трещины по критериям TDFAD допускается использовать вязкость разрушения при ползучести  $K_c^{mat}(\tau)$  на временной базе  $\tau=0$ .

6. Установлено, что кратковременные выдержки металла в исходном состоянии в условиях горения натрия (100 ч, 600-800°С) приведут к незначительным структурным изменениям и, как следствие, не повлияют на свойства прочности и пластичности, трещиностойкость  $J_{IC}$  и скорость роста трещины при ползучести.

7. Установлено, что при горении натрия (100 ч, 600-800 °С) на трубопроводах из стали марок 09X18H9 и 08X16H11M3 после длительной эксплуатации ( $\tau \approx 2 \cdot 10^5$  ч,  $T \leq 550^\circ\text{C}$ ) не следует ожидать значимого снижения свойств прочности и пластичности вследствие выделяющихся вторичных фаз при их содержании менее 1-3 % вес.

## 5 Экспериментальное исследование термогидравлических параметров истечения натрия из сквозной трещины при его горении

### 5.1 Актуальность экспериментальных исследований

По наиболее вероятному сценарию разгерметизации контура натрий после образования сквозной трещины растекается в коаксиальный канал под теплоизоляцией и воспламеняется, нагревая наружную поверхность трубопровода. Данный сценарий наиболее важен с точки зрения оценки безопасности, так как горение натрия приводит к разогреву металла в зоне сквозной трещины. По разным источникам температура металла в зоне разгерметизации может находиться в интервале 600-1200°C [13,14,5,64,65].

Расчеты по такому сценарию горения показывают, что от температуры на поверхности металла зависят как параметры механики разрушения ( $J$ ,  $C^*$ ), так и гидравлические параметры истечения натрия ( $D_H$ ,  $V$ ,  $Q$ ) [66].

Результаты, полученные на математической модели истечения и горения натрия, существенно зависят от малоизученных граничных условий по доступу воздуха в зону горения, образования продуктов взаимодействия натрия с теплоизоляцией и др. Имеющиеся данные носят противоречивый характер и имеют большой разброс, например, разброс по температуре металла в зоне горения составляет 600°C.

В связи с необходимостью верификации граничных условий было принято решение изготовить натурную модель трубопровода со сквозной трещиной и провести полномасштабный эксперимент с истечением и горением натрия под теплоизоляцией. По результатам эксперимента определить температурные граничные условия и оценить влияние температурного поля и продуктов горения на гидравлические параметры истечения, а именно на расход и объем вылившегося натрия. Также провести корректировку положений процедуры применительно к условиям горения натрия

### 5.2 Обзор экспериментальных исследований с истечением и горением натрия

Изучение поведения натрия и продуктов его горения в атмосфере помещения проводились различными российскими и зарубежными исследователями. Наиболее близкая к реальной ситуации на трубопроводе реакторной установки постановка эксперимента выполнена



авторами работ [2,28,29]. Результаты проведенных ими опытов с истечением натрия через искусственные дефекты приведены в таблице 5.1.

Таблица 5.1 – Результаты опытов с истечением натрия под теплоизоляцию через дефекты различного размера (давление в трубопроводе с натрием 0,3-0,5 МПа, температура натрия 370-520°C)

Размер дефекта, мм <sup>2</sup>	Количество выдавленного натрия, кг	Расчетный расход натрия, л/мин	Поведение натрия
5,8	44	8	Натрий взаимодействует с материалом теплоизоляции, реакция носит спокойный характер
12,6	61	20	Реакция взаимодействия натрия с материалом теплоизоляции более интенсивна, температура в районе взаимодействия достигает 1100°C, значительная часть продуктов взаимодействия натрия с теплоизоляцией стекает на пол помещения
20	50	33	
126	110	205	В течение 1 мин происходит прорыв теплоизоляции, истечение натрия сопровождается распылением и мгновенным возгоранием в атмосфере помещения
800	40	560	Происходит мгновенный прорыв теплоизоляции, истечение натрия без существенного разбрызгивания, натрий горит спокойно, разбрызгивание натрия возможно при попадании струи на элементы конструкции оборудования и коммуникаций

К сожалению, цель работ [2,28,29] состояла в изучении выноса примесей натрия в атмосферу, но из результатов эксперимента можно сделать некоторые выводы:

- без тепловой изоляции температура основной массы горящего натрия стабилизируется на уровне 650-700°C; максимальная температура на поверхности горячей массы достигает 870-980°C.
- при малых течах (сквозной дефект сечением до 20 мм<sup>2</sup>) теплоизоляция на трубопроводе способствует частичной локализации аварии, при этом в результате взаимодействия натрия с материалом теплоизоляции (каолиновой ватой) образуется трудноудаляемая стекловидная масса.
- при протечке натрия через дефект с площадью сечения более 20 мм<sup>2</sup> происходит быстрый прорыв теплоизоляции (120 мм каолиновой ваты); длина факела при этом может достигать 15 м, температура на периферии факела 927°C; истечение натрия сопровождается распылением и мгновенным воспламенением; в отсутствие теплоизоляции распыление натрия наблюдается при истечении через дефекты меньшего размера; оценки показывают, что скорость сгорания диспергированного натрия в воздухе

помещения в этом случае достигала 0,5 кг/с, а скорость выгорания его на поверхностях оборудования, помещения и в поддоне составляла 40 кг/(м<sup>2</sup>ч);

- при дефекте с площадью сечения около 800 мм<sup>2</sup> и более истечение натрия происходит без распыления, и горение его спокойное.

### 5.3 Описание экспериментального стенда и испытываемой модели

Учитывая сказанное выше, была разработана модель для натриевого стенда. Модель (рисунок 5.2) представляет собой трубу со сквозной трещиной  $\varnothing 220 \times 7$  мм длиной  $\approx 1000$  мм из стали марки 08X18H10T с вытеснителями и нагревателями. В модели предусмотрено 2 контура натрия – термостатирующий и дозирующий. Термостатирующий контур заполняет полость между трубой  $\varnothing 220 \times 7$  мм и вытеснителями и подогревается нагревателями. Дозирующий контур подводит натрий непосредственно к сквозной трещине для истечения. Нагревательные элементы установлены внутри вытеснителей левой и правой секций, мощностью 2,5 кВт каждый. На наружной поверхности модели зачеканены термопары для мониторинга температуры. Контроль температуры натрия во внутренней полости модели осуществлялся через зачеканенные термопары, ввернутые в правую и левую секции, в верхней части модели.

В центральной секции изготовлен сквозной надрез, имитирующий сквозную кольцевую трещину. Надрез (рисунок 5.1) изготовлен на электроэрозионном станке. Для проведения эксперимента были выбраны следующие размеры:

- длина трещины -  $2c_0 = 25$  мм = 3,6 h (h – толщина стенки трубы);
- ширина (раскрытие) трещины  $\delta = 0,2$  мм.

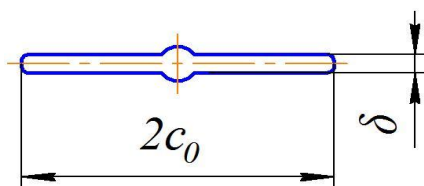
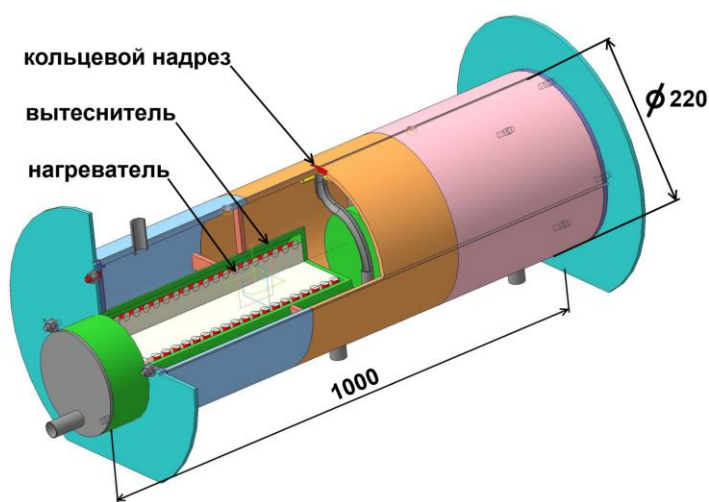


Рисунок 5.1 – Геометрия надреза модели



а) 3D модель

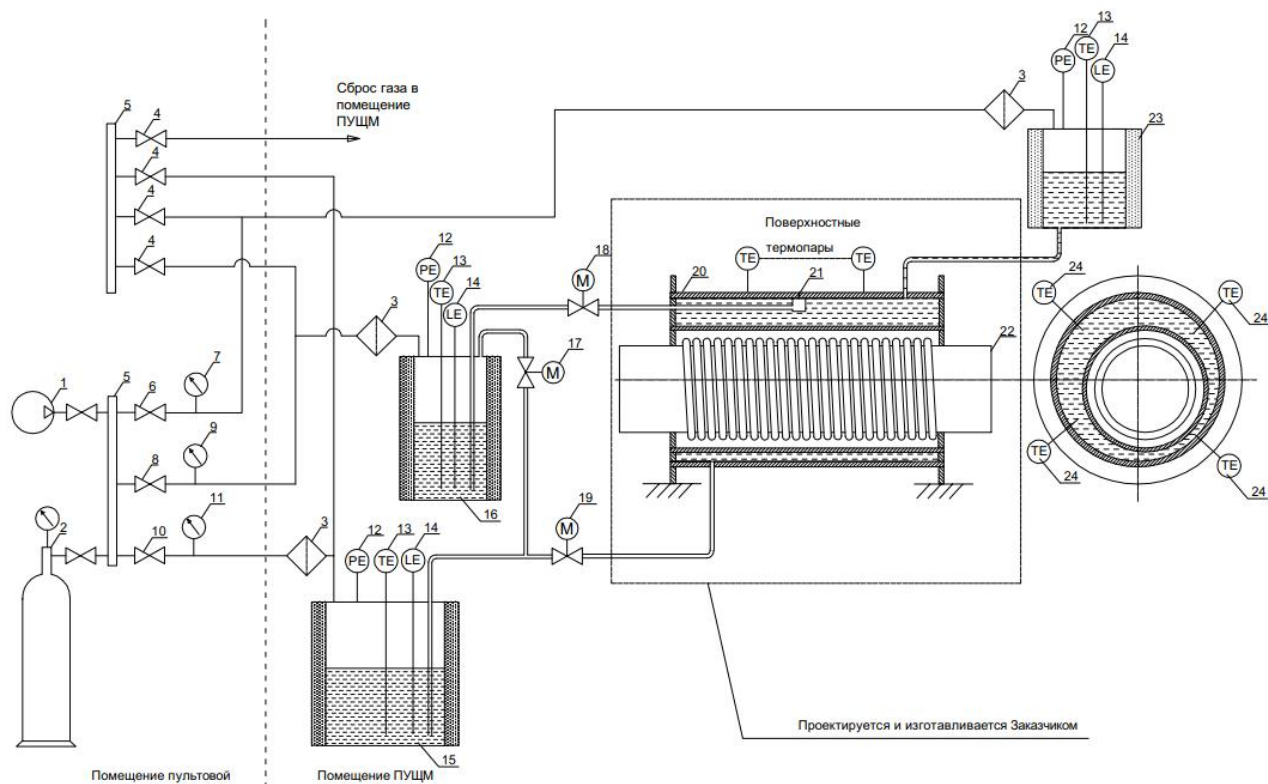


б) модель на раме, подключенная к стендовому оборудованию и покрытая теплоизоляцией

Рисунок 5.2 – Экспериментальная модель трубы с трещиной для натриевого стенда

Установка и подключение модели к оборудованию натриевого стенда осуществлялось согласно схеме рабочего участка, показанной на рисунке 5.3. Термостатирующий объем заполнялся из емкости 15, расширение натрия при нагреве компенсировалось в расширительном баке 23. За счет эксцентриситета вытеснителей в модели возникали конвективные потоки, выравнивающие температуру на поверхности модели. Натрий к кольцевой трещине 21 подавался от дозирующей емкости 16 через дистанционно управляемый вентиль 18. Газовые полости всех емкостей сообщались с газовакуумной системой. Передавливание натрия из емкостей осуществлялось подачей давления через вентили 6, 8, 10 и сбросом через сбросные вентили 4.

Перед каждым экспериментом модель покрывалась теплоизоляцией (рисунок 5.2б). Во 2-м и 3-м экспериментах модель с теплоизоляцией покрывалась кожухом (рисунок 5.4).



1 – вакуумный насос; 2 – баллон с аргоном, оснащенный редуктором; 3 – ловушка паров натрия; 4 – вентиль сброса газа; 5 – коллектор; 6 – вентиль подачи давления в расширительный бачок; 7 – индикатор давления в расширительном бачке; 8 – вентиль подачи давления в дозирующую емкость; 9 – индикатор давления в дозирующей емкости; 10 – вентиль подачи давления в раздаточную емкость; 11 – индикатор давления в раздаточной емкости; 12 – датчик давления; 13 – датчик температуры натрия; 14 – уровнемер натрия индукционный; 15 – раздаточная емкость  $V=100$  л., оснащенная системой электрообогрева; 16 – дозирующая емкость  $V=30$  л, оснащенная системой электрообогрева; 17 – вентиль заполнения дозирующей емкости; 18 – вентиль подачи натрия к имитатору трещины; 19 – вентиль заполнения модели; 20 – модель участка трубопровода; 21 – сквозная кольцевая трещина; 22 – нагреватель; 23 – расширительный бачок, оснащенный системой электрообогрева; 24 – термопары контроля температуры натрия в модели.

Рисунок 5.3 – Принципиальная схема рабочего участка



Рисунок 5.4 – Фото подготовленной к экспериментам № 2 и №3 модели с нанесенной теплоизоляцией и кожухом

#### 5.4 Методика проведения эксперимента

Термостатирующий контур модели заполнялся натрием и разогревался до заданной температуры. Одновременно до такой же температуры нагревалась дозирующая емкость. После выравнивания температур открывался вентиль подачи натрия в контур с надрезом (поз. 18) и происходило истечение и горения натрия.

Исходя из ограничений стенда на объем проливаемого натрия – до 30 л, было принято решение понизить вытесняющее избыточное давление до 0,5 ати в первом эксперименте и до 2 ати в двух последующих. В первом эксперименте за счет снижения давления получили примерно трехкратное увеличение продолжительности эксперимента.

В ходе экспериментов проводился мониторинг датчиков температуры, вытесняющего давления и вытекшего/оставшегося объема натрия. Всего контролировалось 36 термодатчиков, из них 28 – на наружной поверхности модели, 2 – в термостатирующем контуре модели, 6 – на оборудовании стенда. Модель устанавливалась таким образом, чтобы положение трещины соответствовало 12 ч на циферблате стрелочных часов.

## 5.5 Проведение экспериментов

### 5.5.1 Эксперимент №1

В первом эксперименте модель была подключена к стендовому оборудованию и покрыта одним слоем теплоизоляционного материала толщиной 60 мм без кожуха. Температура в полости модели и вытесняемого натрия была задана на уровне 400°C. Примерно через 20 с после подачи натрия в контур с надрезом (далее по тексту время отсчитывается с момента подачи натрия) проявились признаки горения натрия, при этом пламя было локализовано в середине нижней половины модели.



Рисунок 5.5 – Состояние модели через 20 с с момента подачи натрия в контур с надрезом

3 мин: наблюдаемая интенсивность горения существенно снизилась.



Рисунок 5.6 – Состояние модели через 3 мин с момента подачи натрия



10 мин: интенсивность горения увеличилась, пламя распространилось в осевых направлениях модели, горение наблюдалось по всей поверхности между защитными экранами.



Рисунок 5.7 – Состояние модели через 10 мин с момента подачи натрия

13 мин: наблюдалось незначительное задымление бокса. После насыщения теплоизоляции натрием начался излив натрия из теплоизоляции модели в поддон, установленный на полу. Следует отметить, что струйного истечения натрия не происходило. Натрий истекал крупными каплями (диаметр ~ 2-3 см) с интервалом от 10-15 секунд. Капли имели вязкость значительно выше, чем вязкость расплавленного натрия, и по консистенции представляли собой сметанообразную массу.



Рисунок 5.8 – Состояние модели через 13 мин с момента подачи натрия

32 мин: комиссией было принято решение остановить подачу натрия, так как по расчетным характеристикам через дефект должно было вылиться около 30 литров натрия. После проведенных замеров фактический объем излитого натрия через дефект составил ~ 13 л.



Рисунок 5.9 – Состояние модели через 32 мин с момента подачи натрия  
42 мин: горение практически прекратилось, при этом наблюдалось значительное задымление бокса.



Рисунок 5.10 – Состояние модели через 42 мин с момента подачи натрия

Термопары в ходе эксперимента показали плавный рост температуры от начального значения в  $400^{\circ}\text{C}$  до  $550^{\circ}\text{C}$  (рисунок 5.18). В ходе эксперимента разность показаний термопар модели как внутренних, так и наружных не превышала  $30^{\circ}\text{C}$ . Отсутствие значительного градиента объясняется высоким коэффициентом теплоотдачи в термостатирующий контур модели. То есть в эксперименте получился разогрев термостатирующего контура ( $V_1 \approx 20$  л) от горения натрия на наружной поверхности.



Модель после эксперимента сохранила первоначальную геометрию. Общий вид модели после эксперимента № 1 приведен на рисунке 5.11. Следов существенной коррозии на поверхностях, контактировавших с натрием, выявлено не было. На поверхности модели наблюдались следы взаимодействия натрия с теплоизоляцией (продукты зеленого цвета -  $\text{Na}_4\text{SiO}_4$ ) и с атмосферой в боксе (продукты белого цвета -  $\text{Na}_2\text{O}$ ,  $\text{Na}_2\text{O}_2$  и  $\text{NaOH}$ ).

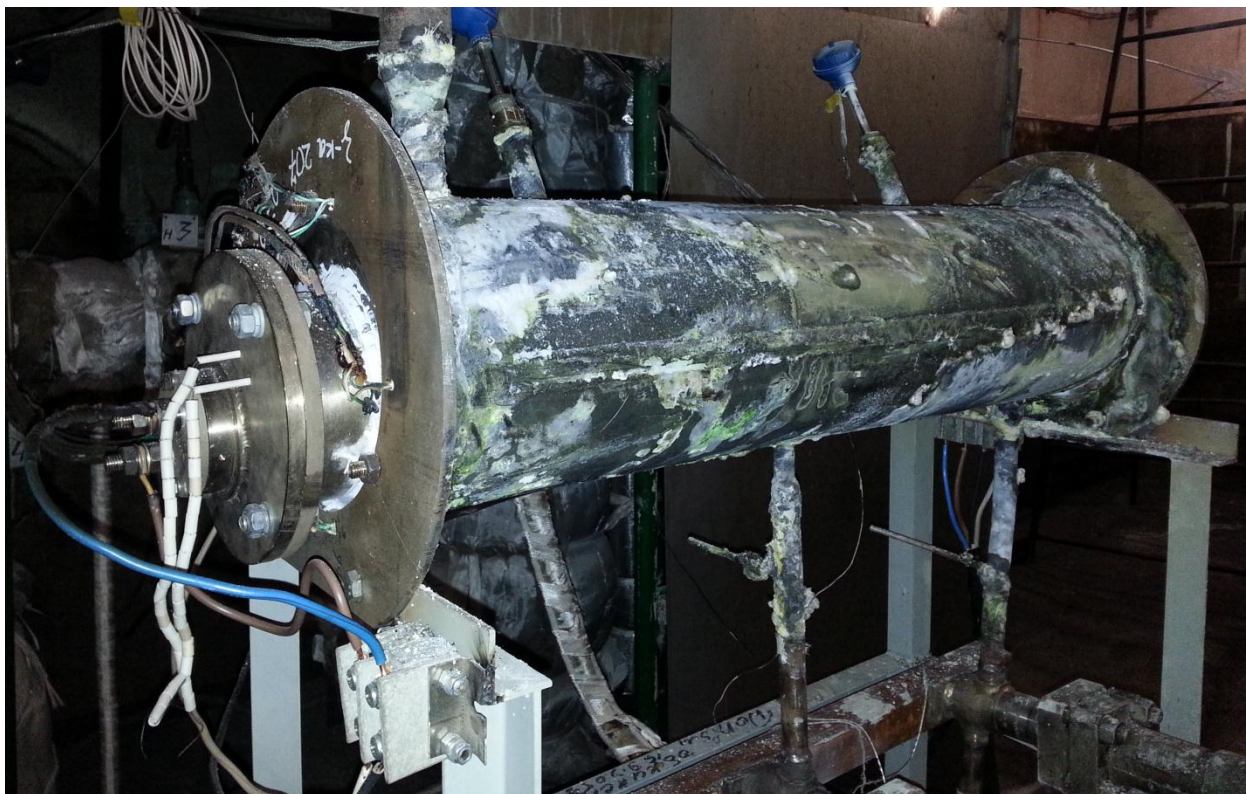


Рисунок 5.11 – Фото модели со снятой теплоизоляцией после эксперимента № 1

Дефект до и после эксперимента имел размеры  $25 \times 0,2$  мм. Вид дефекта до эксперимента приведен на рисунке 5.12. Состояние зоны с дефектом после эксперимента приведено на рисунке 5.13.

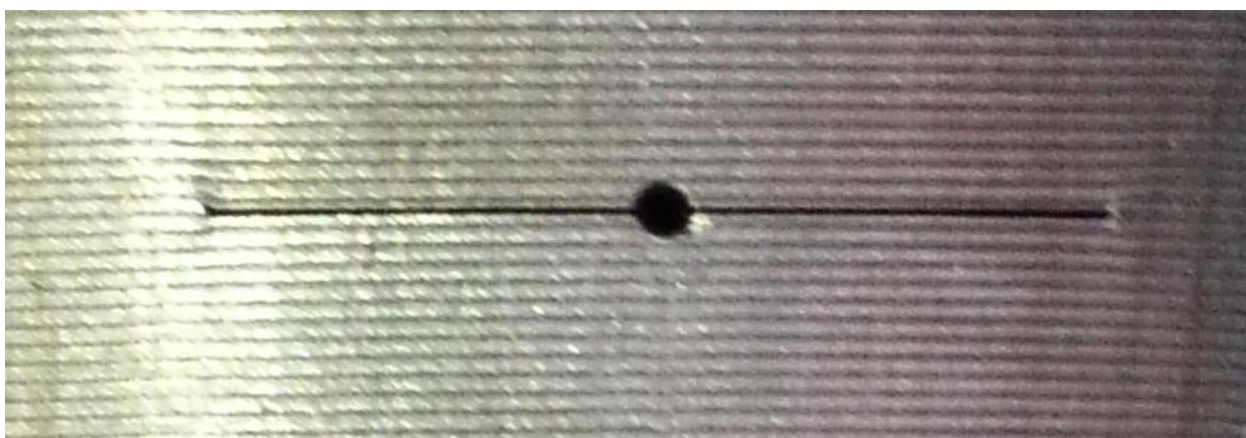


Рисунок 5.12 – Состояние зоны с дефектом до эксперимента

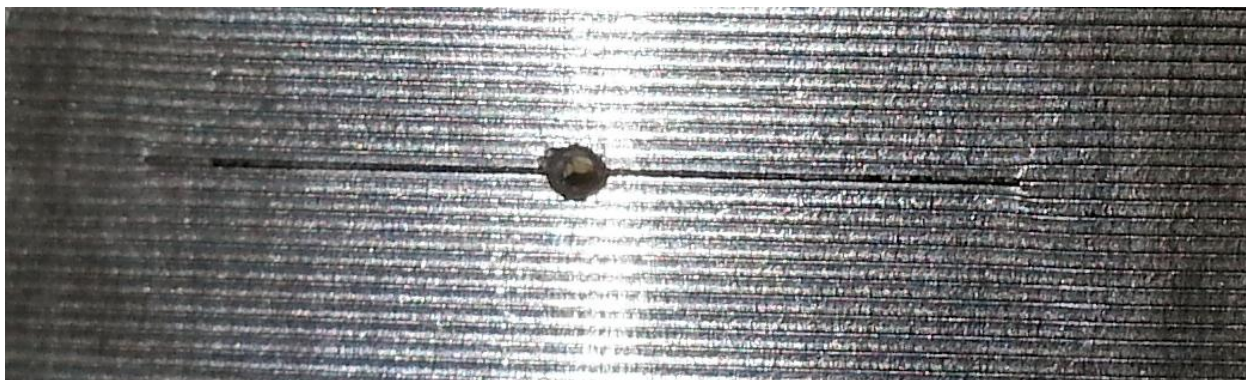


Рисунок 5.13 – Состояние зоны с дефектом после эксперимента

Как следует из визуального осмотра, дефект сохранил свою геометрию, значимых деформаций в вершинах надреза выявлено не было.

Ввиду отсутствия изменения геометрии, модель использовалась в экспериментах №№ 2, 3 без ремонта.

#### 5.5.2 Эксперимент №№ 2, 3

В экспериментах №№ 2, 3 толщина, материалы, плотность нанесения теплоизоляции и кожуха на модели были максимально приближены к условиям РУ БН. Температура в полости модели и вытесняемого натрия была задана на уровне 450°C. Общий вид модели, подготовленной к эксперименту, приведен на рисунке 5.14.



Рисунок 5.14 – Фото подготовленной к экспериментам №№ 2, 3 модели с нанесенной теплоизоляцией и кожухом

В эксперименте №2 визуально истечение и горения натрия не наблюдалось. Факт горения регистрировался показаниями термопар. Длительность истечения натрия составила ~



21 мин, после чего истечение самопроизвольно прекратилось. За время эксперимента пролито через дефект 0,6 л натрия со средним расходом менее 0,1 л/мин. Изменение геометрий модели и дефекта выявлено не было.

В эксперименте № 3 после открытия вентиля подачи натрия появились признаки горения натрия с последующим увеличением его интенсивности (рисунок 5.15).



Рисунок 5.15 – Состояние модели через 2 мин с момента подачи натрия

Через 13 мин после подачи натрия наблюдаемые и регистрируемые признаки истечения и горения натрия самопроизвольно прекратились и в течение последующего часа не возобновились. За время эксперимента пролито 6 л натрия со средним расходом ~ 1 л/мин. Изменение геометрий модели и дефекта выявлено не было.

После каждого проведенного эксперимента кожух и теплоизоляция демонтировались. В экспериментах №№ 2, 3 при демонтаже теплоизоляции на наружной поверхности модели в зоне истечения натрия обнаруживались наросты из продуктов взаимодействия натрия, теплоизоляции и воздуха (рисунок 5.16).



Рисунок 5.16 – Состояние модели с демонтированной теплоизоляцией после эксперимента № 2



Рисунок 5.17 – Фото продуктов, образовавшихся на модели в эксперименте № 2

Продукты имели блеск, характерный для кристаллической структуры (рисунок 5.17), невысокую твердость и слабую адгезию. С помощью неспециальных инструментов модель была очищена, при этом продукты отламывались крупными частями с поперечным размером 5-10 см.

В ходе обоих экспериментов интенсивность горения существенно падала, что связано со значительным снижением расхода, т.е. происходила герметизация дефекта модели. Исходя из полученных результатов экспериментов №№ 2, 3, можно предположить, что наиболее вероятной причиной герметизации является закупоривание дефекта продуктами взаимодействия натрия, теплоизоляции и воздуха.

## 5.6 Расчеты по проведенным экспериментам

## 5.6.1 Исходные данные

- контрольная термопара №19;
- масса вытекшего натрия,  $m_{Na}=13$  кг;
- теплота горения натрия,  $q_{Г} = 10,9$  МДж/кг;
- начальная температура натрия термостатирующего контура модели  $T_0 = 410^{\circ}\text{C}$ ;
- конечная температура натрия термостатирующего контура модели  $T_k = 551^{\circ}\text{C}$ ;
- средняя температура в ходе эксперимента  $T_{cp}=480^{\circ}\text{C}$ ;
- теплоемкость натрия при средней температуре  $c_{Na}=1265 \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \Delta^{\circ}\text{C}}$ ;
- теплоемкость металла модели  $c_m=450 \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \Delta^{\circ}\text{C}}$ ;
- плотность натрия при начальной температуре  $\rho=854 \frac{\text{кг}}{\text{м}^3}$ ;
- теплопроводность натрия при средней температуре  $\lambda=67,3 \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \Delta^{\circ}\text{C}}$ .

## 5.6.2 Расчет массы модели

В таблице 5.2 проведен расчет общей массы модели и ее элементов.

Таблица 5.2 – Расчет массы модели

Элемент	Формула	Расчетные значения	Масса, кг
Обечайка	$\frac{\pi}{4}(d_n^2 - d_e^2)L \cdot \rho_m$	$\frac{\pi}{4}(0,220^2 - 0,206^2) \cdot 0,87 \cdot 7850$	32,0
Вытеснитель	$\frac{\pi}{4}(d_n^2 - d_e^2)L \cdot \rho_m$	$\frac{\pi}{4}(0,133^2 - 0,121^2) \cdot 0,302 \cdot 7850$	5,68
Защитный экран	$\frac{\pi d_n^2}{4} h \cdot \rho_m$	$\frac{\pi \cdot 0,35^2}{4} 7 \cdot 10^{-3} \cdot 7850$	5,29
Корпус нагревателя	$\frac{\pi}{4}(d_n^2 - d_e^2)L \cdot \rho_m$	$\frac{\pi}{4}(0,082^2 - 0,074^2) \cdot 0,320 \cdot 7850$	2,46
Общая масса модели - $m_m$			58,8

Примечание:  $d_n$  – наружный диаметр элемента;  $d_e$  – внутренний диаметр элемента;  $L$  – длина элемента;  $h$  – толщина элемента.

## 5.6.3 Расчет объема термостатирующего контура

Полость термостатирующего контура модели ограничена объемом цилиндрической обечайки за вычетом объема двух вытеснителей, в которые установлены нагревательные элементы. Расчет объема термостатирующего контура проведен в таблице 5.3.

Таблица 5.3 – Расчет объема термостатирующего контура модели

Элемент	Обозначение	Формула	Расчетные значения	Объем, л
Обечайка	$V_{об}$	$\frac{\pi}{4}(d_n^2 - d_s^2)L$	$\frac{\pi}{4}(0,220^2 - 0,206^2) \cdot 0,87$	29,0
Вытеснитель	$V_{выт}$	$\frac{\pi \cdot d_n^2}{4} L$	$\frac{\pi \cdot 0,133^2}{4} \cdot 0,302$	4,2
Полость первого контура	$V_1$	$V_{об} - 2 \cdot V_{выт}$	$29,0 - 2 \cdot 4,2$	20,6

## 5.6.4 Расчет количества тепла от сгоревшего натрия

За время эксперимента было вытеснено 13 кг натрия. В расчете принято допущение, что весь вытесненный натрий сгорел. Исходя из принятого допущения, получаем общее количество тепла, выделившееся в процессе эксперимента

$$Q_{\Gamma} = q_{\Gamma} \cdot m_{Na} = 10,9 \cdot 106 \cdot 13 = 142 \text{ МДж.} \quad (5.1)$$

## 5.6.5 Расчет массы сгоревшего натрия по литературным данным

По данным [2] скорость горения недиспергированного натрия при температуре 450°C составляет  $26 \frac{\text{кг}}{\text{м}^2 \cdot \text{ч}}$ . Взяв за площадь горения наружную поверхность цилиндрической обечайки модели, получаем приближенное значение массы сгоревшего натрия

$$m_{Na}^{\Gamma} = v_{\Gamma} \cdot (\pi \cdot d_n \cdot L) \tau_{\Gamma} = 26 \cdot (\pi \cdot 0,22 \cdot 0,87) \cdot 3,69 \cdot 10^3 = 16,0 \text{ кг.} \quad (5.2)$$

Расхождение экспериментальных и литературных результатов

$$\Delta = \frac{m_{Na}^{\Gamma} - m_{Na}}{m_{Na}} = \frac{16 - 13}{13} \cdot 100\% = 23,1\%. \quad (5.3)$$

Незначительное расхождение массы сгоревшего натрия объясняется наличием теплоизоляции, затрудняющей доступ воздуха в очаг горения.

## 5.6.6 Расчет КПД горящего натрия

В данном случае под термином КПД понимается отношение количества теплоты, полученное моделью (в том числе тепловые потери модели), к выделившемуся количеству теплоты от сгоревшего натрия [67].

Перед началом истечения натрия мощность нагревателей была снижена до минимального уровня. По ходу эксперимента нагреватели были полностью отключены, что не повлияло на тренд данных, получаемых с термопар. По этим причинам в расчетах теплового баланса модели тепло от нагревателей на минимальном уровне мощности не учитывалось.

*Количество теплоты, полученное моделью*

Основной разогрев модели был получен за счет горящего натрия на поверхности обечайки. За время нагрева металл модели получил следующее количество теплоты

$$Q_m = c_m \cdot m_m \cdot (T_k - T_0) = 450 \cdot 58,8 \cdot (551 - 410) = 3,74 \text{ МДж.} \quad (5.4)$$

В то же время полость термостатирующего контура ( $V_1 = 20,6 \text{ л}$ ) была заполнена натрием, который получил количество теплоты равное

$$Q_1 = c_{Na} \cdot \rho_{Na} \cdot V_1 \cdot (T_k - T_0) = 1265 \cdot 854 \cdot 20,6 \cdot 10^{-3} \cdot (551 - 410) = 3,15 \text{ МДж.} \quad (5.5)$$

*Тепловые потери модели*

При этом торцы модели (защитные экраны) не были покрыты теплоизоляцией. Через них происходила потеря тепла за счет излучения и конвективного теплообмена. Оценка тепловых потерь модели показала, что без теплоизоляции тепловой поток потерь модели при температуре  $500^\circ\text{C}$  составил  $q_p = 23 \text{ кВт/м}^2$ . Интервал времени нагрева модели от  $T_0$  до  $T_k$  составил  $\tau = 3,69 \cdot 10^3 \text{ с}$ . По известной площади торцов модели, тепловому потоку, времени излучения определяем количество теплоты потерянное моделью

$$Q_p = q_p \cdot 2 \cdot \left( \frac{\pi d_n^2}{4} \right) \cdot \tau = 23 \cdot 10^3 \cdot 2 \cdot \left( \frac{\pi \cdot 0,35^2}{4} \right) \cdot 3,69 \cdot 10^3 = 16,3 \text{ МДж.} \quad (5.6)$$

*Расчет КПД*

Общее количество теплоты, полученное моделью за время нагрева, определяем суммирование полученного (5.4)-(5.5) и потерянного (5.6) тепла

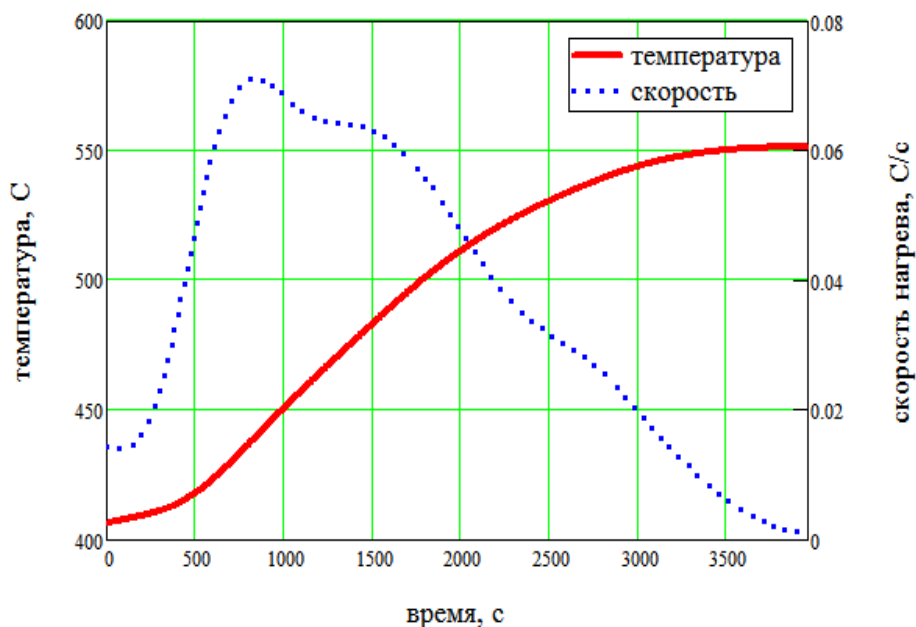
$$Q_\Sigma = Q_m + Q_1 + Q_p = 3,74 + 3,15 + 16,3 = 23,2 \text{ МДж.} \quad (5.7)$$

Согласно § 5.6.4 количество теплоты, выделившееся от горения натрия,  $Q_\Gamma = 142 \text{ МДж}$ . Таким образом, КПД как отношение количества теплоты полученного моделью к выделившемуся от горения натрия имеет величину

$$\eta = \frac{Q_\Sigma}{Q_\Gamma} = \frac{23,2}{142} \cdot 100 \% = 16,3 \%. \quad (5.8)$$

## 5.6.7 Расчет теплового потока от горящего натрия к модели

По данным показания термопары (рисунок 5.18), максимум скорости нагрева модели ( $v_{эксн}=78,4 \cdot 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}/\text{c}$ ) реализовался примерно на 760 с. Эта точка принята в расчете для определения теплового потока от пламени к модели.



(начало истечения  $\tau = 270 \text{ с}$ ; окончание истечения  $\tau = 2200 \text{ с}$ )

Рисунок 5.18 – Показания термопары и скорость изменения температуры на термопаре №19

Вид модели в момент  $\tau=760 \text{ с}$  приведен на рисунке ниже



Рисунок 5.19 – Фото модели в момент  $\tau=760 \text{ с}$

Для расчета теплового потока определяем эквивалентную теплоемкость модели с заполненным термостатирующим контуром



$$c_{\text{экв}} = c_m \cdot m_m + c_{Na} \cdot V_1 \cdot \rho = 450 \cdot 58,8 + 1265 \cdot 20,6 \cdot 10^{-3} \cdot 854 = 48,7 \frac{\text{кДж}}{\Delta^\circ\text{C}}. \quad (5.9)$$

Модель получает тепло от горящего натрия и при этом теряет через защитные экраны. На рисунке 5.18 приведена измеренная скорость нагрева модели, т.е. разность между фактической скоростью нагрева и скоростью охлаждения. По измеренной скорости нагрева определяем разность тепловых потоков через цилиндрическую часть обечайки

$$q_{\text{эксн}} = \frac{c_{\text{экв}} \cdot v_{\text{эксн}}}{S_m} = \frac{48,7 \cdot 10^3 \cdot 78,4 \cdot 10^{-3}}{\pi \cdot 0,22 \cdot 0,87} = 6,35 \frac{\text{кВт}}{\text{м}^2}. \quad (5.10)$$

Для получения фактического теплового потока от горящего натрия к модели прибавляем к  $q_{\text{эксн}}$  тепловой поток, потерянный через защитные экраны

$$q_{\text{ф}} = q_{\text{эксн}} + q_p = 6,35 \cdot 10^3 + 23 \cdot 10^3 = 29,4 \frac{\text{кВт}}{\text{м}^2}, \quad (5.11)$$

где  $q_{\text{ф}}$  – фактический тепловой поток от горящего натрия в модель.

Данную величину теплового потока  $q_{\text{ф}}$  можно использовать в термостойких расчетах трубопровода при разгерметизации и горении натрия под теплоизоляцией.

## 5.7 Анализ полученных результатов

Экспериментами подтвержден факт воспламенения натрия под теплоизоляцией с кожухом при разгерметизации контура. В 1-м эксперименте низкая плотность нанесения теплоизоляции способствовала беспрепятственному доступу воздуха и интенсивному горению натрия. Результаты данного эксперимента, как наиболее консервативные по интенсивности горения, были использованы при формулировке температурных граничных условий. Обработка результатов испытания показала, что КПД горящего натрия составил 16,3%, а тепловой поток

$$q_{\text{ф}} = 29,4 \frac{\text{кВт}}{\text{м}^2}.$$

В экспериментах №№ 2, 3 происходила закупорка дефекта модели продуктами взаимодействия натрия, каолиновой ваты и воздуха. В эксперименте № 2 расход (менее 0,1 л/мин) был ниже, чем в эксперименте № 3 (1 л/мин), при этом время закупоривания в № 2 оказалось больше, чем в № 3. Из литературных данных [28,2,29] известно, что закупорка не реализуется при расходах свыше 5 л/мин. Следовательно, в интервале расходов натрия 1-5 л/мин находится переходная зона. Ниже этой зоны течь закупоривается в течение 10-20 мин, а выше истечение происходит без герметизации. Необходимо отметить, что наличие или

отсутствие закупорки дефекта связано с технологией монтажа систем наружного электрообогрева, теплоизоляции и кожуха.

Эксперименты показали, что истечение с малым расходом может закупориваться через некоторый промежуток времени. При этом образующиеся продукты взаимодействия натрия с теплоизоляцией имеют высокую коррозионную активность по отношению к аустенитной стали трубопровода. Если не выявить трещину в первые часы после разгерметизации, то трещина далее себя никак не проявляет, а в результате коррозии существенно утоняется стенка в данной зоне. В результате утонения может внезапно образоваться течь со значительным расходом. Для предотвращения таких ситуаций с закупориванием и коррозией на натриевом трубопроводе система контроля течей должна иметь высокую чувствительность (не более 1 л/ч), обеспечивать постоянный мониторинг и выявлять течь в течение первых 10 мин после ее образования.

## 5.8 Выводы по главе 5

1. Подтверждено самовоспламенение натрия при истечении под теплоизоляцию с кожухом. Воспламенение происходит непосредственно после начала истечения.

2. Во всех проведенных экспериментах целостности теплоизоляции и кожуха не нарушались. Значимых остаточных деформаций в вершинах надреза выявлено не было.

3. На основании проведенных экспериментов получены температурные граничные условия, а именно:

- максимальная скорость нагрева модели  $78,4 \cdot 10^{-3} \text{ }^\circ\text{C}/\text{с}$ ;
- фактический тепловой поток от горящего натрия к модели  $29,4 \text{ кВт}/\text{м}^2$ ;
- КПД горящего натрия 16,3%.

4. Существенный температурный градиент (более  $30^\circ\text{C}$ ) по толщине стенки и по поверхности модели не выявлен.

5. На наружной поверхности модели в зоне истечения образовывались скопления продуктов взаимодействия натрия с теплоизоляцией и воздухом, герметизирующие дефект за период времени, зависящий от расхода натрия.

6. Возможная герметизация сквозного дефекта и высокая коррозионная активность продуктов взаимодействия натрия с теплоизоляцией создают необходимость использования систем контроля течей с высокой чувствительностью (не более 1 л/ч), обеспечивающих постоянный мониторинг и выявление течей на ранней стадии - в течение первых 10 мин.

## Выводы

1. На основании проведенных исследований разработана концепция обеспечения безопасности трубопроводов и корпусов оборудования 1-го и 2-го контуров РУ БН, изготовленных из стали марок 09X18H9 и 08X16H11M3 при истечении и горении натрия.
2. Сформулированы критерии оценки безопасности трубопроводов и корпусов оборудования со сквозной трещиной, в том числе при горении натрия под теплоизоляцией.
3. В соответствии с разработанной концепцией безопасность трубопроводов и корпусов оборудования 1-го и 2-го контуров РУ БН считается обеспеченной при выполнении следующие положений:
  - невозможно разрушение трубопровода или корпуса оборудования полным сечением;
  - течь натрия своевременно выявляется и устраняется;
  - при горении натрия обеспечен необходимый запас по времени.
4. В обеспечение расчетов по критериям определены расчетные характеристики по кратковременным и длительным свойствам, вязкости разрушения, скорости ползучести и скорости роста трещины при ползучести стали марки 08X16H11M3 в интервале температур 550-800°C.
5. Анализ доминирующих механизмов повреждения металла корпусов оборудования и трубопроводов РУ БН показал, что при отсутствии воздействия нейтронного облучения основными повреждающими факторами являются:
  - усталостное повреждение и термическое старение основного металла и металла сварного шва;
  - накопление длительного статического повреждения в процессе эксплуатации.
6. Установлено, что после длительной эксплуатации ( $\tau \approx 2 \cdot 10^5$  ч,  $500^\circ\text{C} < T < 550^\circ\text{C}$ ) в применяемых аустенитных сталях марок 09X18H9 и 08X16H11M3 выделившиеся вторичные фазы  $M_{23}C_6$  и  $M_7C_3$  не снижают длительную прочность и незначительно снижают длительную пластичность при температурах 550°C-650°C.
7. Критическое значение вязкости разрушения  $J_{1C}$  применяемых аустенитных сталей в результате теплового старения может снижаться до уровня 50-80% от исходной величины, но сохраняться на достаточно высоком уровне ( $J_{1C} \sim 200$  Н/мм при  $\tau \approx 2 \cdot 10^5$  ч,  $T=550^\circ\text{C}$ ).

8. Установлено, что при горении натрия (100 ч, 600-800 °С) на трубопроводах из стали марок 09X18H9 и 08X16H11M3 после длительной эксплуатации ( $\tau \approx 2 \cdot 10^5$  ч,  $T \leq 550^\circ\text{C}$ ) не следует ожидать значимого снижения свойств прочности и пластичности вследствие выделяющихся вторичных фаз при их содержании менее 1-3 % вес.
9. Показано, что для обеспечения консервативности расчетов при определении расхода натрия через сквозную трещину необходимо учитывать шероховатость берегов сквозной трещины. Установлена связь между фрактурой излома сквозной трещины и величиной шероховатости берегов сквозной трещины.
10. Для подтверждения корректности аналитических методов определения гидравлических параметров истечения натрия методом конечных элементов в модуле ANSYS CFX решена задача определения расхода натрия, вытекающего из сквозной трещины. Результаты численных расчетов показали удовлетворительную точность аналитических методов расчета расхода натрия.
11. В расчетах предельных состояний трубопроводов и корпусов оборудования со сквозной трещиной использованы подходы TDFAD (диаграмма оценки отказов с временной зависимостью) и FAD (диаграмма оценки отказов) кодов R5 и R6 соответственно.
12. Численными методами проведена тарировка формулы расчета раскрытия сквозной трещины применительно к реальной сквозной трещине, имеющей переменную длину по толщине стенки.
13. На полномасштабной модели трубы со сквозной трещиной проведена серия экспериментов с истечением горением натрия. Параметры эксперимента были приближены к условиям эксплуатации РУ БН. На основании данных испытаний модели с истечением и горением натрия:
  - сформулированы температурные граничные условия при горении натрия под теплоизоляцией;
  - установлено, что расход натрия существенно зависит от технологии монтажа теплоизоляции, наличия кожуха и системы электрообогрева;
  - выявлена переходная зона расхода натрия 1-5 л/мин, ниже которой течь закупоривается в течение 10-20 мин продуктами взаимодействия натрия и теплоизоляции, при больших расходах истечение происходит без герметизации.
14. По разработанной процедуре подтверждено, что трубопроводы 2-го контура РУ БН-800 соответствуют требованиям разработанных критериев, и их безопасность обеспечена в течение всего срока службы.

15. С использованием подходов, изложенных в диссертационной работе, разработана и утверждена Методика МТ 1.2.1.15.0039-2011 концерна «Росэнергоатом». Методика прошла апробацию при подготовке главы окончательного отчета по обоснованию безопасности (ОООБ) при разгерметизации трубопроводов и корпусов оборудования 1 и 2 контуров РУ БН-800.
16. Использование Методики позволило выполнить требования федеральных норм и правил по обоснованию безопасности 1-го и 2-го контуров РУ БН-800 при проектных авариях. Обоснование включено в ОООБ и в составе документов представлено в Госатомнадзор России для получения лицензии на эксплуатацию 4-го энергоблока БАЭС с РУ БН-800.

## Библиографический список

1. Самойлов О.Б., Усынин Г.Б., Бахметьев А.М. Безопасность ядерных энергетических установок. М.: Энергоатомиздат, 1989. 280 с.
2. Чечеткин Ю.В., Кизин В.Д., Поляков В.И. Радиационная безопасность АЭС с быстрым реактором и натриевым теплоносителем. М.: Энергоатомиздат, 1983. 125 с.
3. Федеральные Нормы и правила в области использования атомной энергии. Общие положения обеспечения безопасности атомных станций ОПБ - 88/97 НП-001-97 (ПНАЭ Г - 01 - 011 - 97), 1998.
4. Микеев А.К. Противопожарная защита АЭС. М.: Энергоатомиздат, 1990. 432 с.
5. Kobayashi H. Leakage of Sodium Coolant from Secondary Cooling Loop in Prototype Fast Breeder Reactor MONJU // Tsuruga, Fukui pref, Dec 8th, 1995.
6. Гетман А.Ф. Концепция безопасности (течь перед разрушением) для сосудов и трубопроводов давления АЭС. М.: Энергоатомиздат, 1999. 258 с.
7. Beandoin B.F., Hardin T., and Quinones D. Leak- Before- Break Applications in Light-Water- Reactor Plant Piping // Nuclear Safety. 1989. Vol. 3. No. 2. pp. 189-200.
8. Bartholome G. German Leak-Before-Break Concept (Description of German LBB Procedures, Practices and Applications // International Journal of Pressure Vessels and Piping. 1997. Vol. 71. pp. 139-146.
9. Bartholome G., Keim E., Kastner W., Knoblach W., and Wellein R. Specialist Meeting LBB 95 // Application of LBB in German NPP. Lion. 1995. Vol. 3. pp. 23-39.
10. Киселев В.А., Европин С.В. Девятая международная научно-техническая конференция «Безопасность, эффективность и экономика атомной энергетики» // Разработка руководства по применению концепции безопасности «течь перед разрушением» к трубопроводам действующих АЭУ. Москва. 2014.
11. Design and constructions rules for mechanical components of FBR Nuclear Islands. RCC-MR/section I – Application 16 – Subsection Z, 2002.
12. Кузнецов И.А., Поплавский В.М. Безопасность АЭС с реакторами на быстрых нейтронах. М.: ИздАТ, 2012. 632 с.
13. Baldev R.P., Chellapandi P.R., and Vasudeva R. Sodium Fast Reactors with Closed Fuel Cycle. CRC Press, Taylor & Francis Group, 2015. 852 pp.
14. Furukawa T., Piat D., Rosanvallon S., Latge C. A study on corrosion mechanism of FBR structural

- material in small sodium leak under insulator // JAEA - The Fast Reactor training facility, consisting of the sodium handling training facility and the maintenance training facility, is opened nearby the prototype FBR "Monju" in October 2000 as the Monju FBR Training School. URL: <http://www.cea-jaea-collaboration.net/>
15. Wakai T et al. Philosophy of leak before break assessment for Japanese prototype FBR, IAEA, VIENNA, "Primary coolant pipe rupture event in liquid metal cooled reactors" proceedings of a technical meeting held in Kalpakkam, India, 13–17 January 2003 ISBN 92–0–109104–4, ISSN 1011–4289, 2004.
  16. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок (ПНАЭ Г-7-002-86). М.: Энергоатомиздат, 1989. 525 с.
  17. Карзов Г.П., Рамазанов Р.М., Марголин Б.З., Петров В.А., Виленский О.Ю. Формулировка критериев и процедура расчётного обоснования безопасности эксплуатации трубопроводов и корпусов оборудования РУ БН в условиях истечения натрия через сквозную трещину и его горения // Вопросы материаловедения. 2015. № 2(82). С. 175-192.
  18. ПНАЭ Г-7-010-89 «Оборудование и трубопроводы атомных энергетических установок. Сварные соединения и наплавки. Правила контроля», 1990.
  19. Chellapandi P et al. Theoretical and experimental assessment of structural integrity of primary pipe, IAEA, VIENNA, "Primary coolant pipe rupture event in liquid metal cooled reactors" proceedings of a technical meeting held in Kalpakkam, India, 13–17 January 2003 ISBN 92–0–109104–4, ISSN 1011–4289, 2004.
  20. Карзов Г.П., Марголин Б.З., Швецова В.А. Физико-механическое моделирование процессов разрушения. Санкт-Петербург: Политехника, 1993. 391 с.
  21. Тайра С., Отани Р. Теория высокотемпературной прочности материалов. М.: Металлургия, 1986. 280 с.
  22. R6 Revision 4, Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, British Energy Generation Ltd. Procedure, 2001.
  23. Dillstöm P., Bergman M., Brickstad B., al E. A combined deterministic and probabilistic procedure for safety assessment of components with crack // The Swedish Radiation Safety Authority. 2008. URL: <http://www.stralsakerhetsmyndigheten.se/Global/Publikationer/Rapport/Sakerhet-vid-karnkraftverken/2008/SSM-Rapp-2008-01.pdf>
  24. Ainsworth R.A. Flaw assessment methods using using failure assessment diagrams // Structural Integrity: Experiments, models and application, ECF-10.
  25. Milne I et al. Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, CEGB Rep. R/H/R6,

- Rev. 3, 1986.
26. R5 Issue 3, An Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures, British Energy Generation Ltd. Procedure, 2003.
  27. Dean D.W., Patel R.D., Klenk A., and Mueller F. Comparison of procedures for the assessment of creep crack initiation // *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. Nov 2001. Vol. 78. No. 11. pp. 937-949.
  28. Чечеткин Ю.В., Кобзарь И.Г., Позняк Г.И. Вынос примесей с продуктами горения // *Атомная энергия*. 1973. Т. 35. № 6.
  29. Вопросы безопасности АЭС и задачи научных исследований // *Сборник докладов Всесоюзно-технического совещания. Полярные Зори, Кольская АЭС, июнь 1977.*, М.: Атомиздат, 1979.
  30. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам: (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). М.: Энергоатомиздат, 1990. 360 с.
  31. Ansys Help System: «Mechanical APDL// Structural Analysis Guide // 11. Fracture Mechanics // 11.3. Numerical Evaluation of Fracture Mechanics Parameters», 2014.
  32. Морозов Е.М., Муйземнек А.Ю., Шадский А.С. ANSYS в руках инженера. Механика разрушения. Москва: URSS ЛЕНАНД, 2008. 453 с.
  33. // Rick's Home Page: [сайт]. [2015]. URL: <http://rickbradford.co.uk/StructuralIntegrity>. Email: RickatMerlinHaven@hotmail.com.
  34. Ainsworth R.A., Lei Y. Creep crack growth assessment methods // *Anales de Mecanica de la Fractura*, Vol. 1, 2009.
  35. Davies C.M., O'Dowd N.P., Dean D.W., Nikbin K.M., and Ainsworth R.A. Failure Assessment Diagram Analysis of Creep Crack Initiation in 316H Stainless Steel // *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 07-08 2003. Vol. 80. No. 7-8. pp. 541-551.
  36. Chellapandi P., Srinivasan R., Biswas A., Chetal S.C., and Bhoje S.B. Transactions of the 17th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 17) // *Leak Before Break Investigation on Sodium Piping for Prototype Fast Breeder Reactor*. Prague, Czech Republic. August 17–22, 2003.
  37. Брок Д. Основы механики разрушений. Высш. школа, 1980. 368 с.
  38. Rooke D.P., Cartwright D.J. Compendium of stress intensity factors. London: HMSO, 1976.
  39. Rahman S et al. Probabilistic pipe fracture evaluation for Leak-Rate-Detection applications, NUREG/CR-6004 (BMI-2174), 1995.



40. Марголин Б.З., Гуленко А.Г., Бучатский А.А., Нестерова Е.В., Каштанов А.Д. Исследование влияния термического старения на длительную прочность и пластичность стали X18H9 // Вопросы материаловедения, № 4(64), 2010. С. 118-127.
41. Development of Technical Basis for Leak-Before-Break Evaluation Procedures, NUREG/CR-6765, 2002.
42. Юрьев АС, редактор. Справочник по расчётам гидравлических и вентиляционных систем. СПб: АНО НПО "Мир и семья", 2001. 1154 с.
43. Herbst O., Huber N., and Kastner W. Application of the Leak Flow Rate Calculation Program FLORA to Real Cracks in piping // Transaction of the SMiRT 16. Washington, USA. august 2001.
44. Кацман Я.М., Марголин Б.З., Петров В.А., Балакин С.М. Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС // Разработка гидродинамической модели истечения жидкого натрия через трещину. Санкт-Петербург. 2010. С. 199-208.
45. Kassner M.E. Fundamentals of creep in metals and alloys. Second Edition ed. Elsevier Science, 2009.
46. Javanroodi F.D., Nikbin K.M. The Fracture Mechanics Concept of Creep and Creep/Fatigue Crack Growth in Life Assessment // IUST International Journal of Engineering Science, Vol. 17, No. 3-4, 2006. pp. 1-7.
47. Карзов Г.П., Курсевич И.П., Лапин А.Н., Морозов А.М., Смирнов В.И. Материаловедческий анализ возможности продления срока службы внутрикорпусных устройств реакторов ВВЭР-440. Радиационное материаловедение и конструкционная прочность реакторных материалов // Вопросы материаловедения (Юбилейный сборник). 2002.
48. Huang F.H., Fish R.L. Effects of fast neutron irradiation on the fracture behavior of stainless steel // ASTM STP 782, 1982. pp. 701-719.
49. Little E.A. Dynamic J-integral toughness and fractographic studies of fast reactor irradiated type 321 stainless steel // ASTM STP 870, 1985. pp. 563-578.
50. Sokolov M.A., Robertson J.P., Snead L.L., Rolanski S.T., Grossberg M.L., Allen T.R., and Kumar A.S. Effect of Irradiation on Materials: 20th International Symposium // Fracture Toughness Characterization of 304L and 316L Austenitic Stainless Steels and Alloy 718 After Irradiation in High –Energy, Mixed Proton/Neutron Spectrum Material. 2001. Vol. ASTM STP 1405: American Society for Testing and Materials.
51. Creep of the austenitic steel AISI 316L(N). Experimental and Models, Forschungszentrum Karlsruhe in der Helmholtz-Gemeinschaft Wissenschaftliche. Institut fur Materialforschung

Programm Kernfusion, Karlsruhe, FZKA 7065, 2004.

52. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1968. 401 с.
53. ASME Section III Rules For Construction of Nuclear Facility Components Division 1 Subsection NH - Class 1 Components in Elevated Temperature Service, 2004.
54. Гуленко А.Г., Бучатский А.А., Марголин Б.З., Каштанов А.Д., Федорова В.А. Исследование скорости роста трещины в аустенитных сталях при длительном статическом нагружении в условиях ползучести // Вопросы материаловедения. 2012. № 2(70).
55. Gutiérrez-Solana F., Cicero S., Álvarez J.A., Lacalle R. Fitnet basic training package // FITNET is a 4-year European thematic network with the objective of developing and extending the use of fitness-for-service procedures throughout Europe. 2007. URL: <http://www.eurofitnet.org/FITNETBasicTrainingPackage.pdf>
56. Fu-Zhen X., Shan-Tung T., and Zhengdong W. Safety assessment method for defective structures in creep regime // Structural Integrity and Materials Aging. 2003. pp. 119-129.
57. Weiss B., Stickler R. Phase Instabilities During High Temperature Exposure of 316 Austenitic Stainless Steel // Metall Trans. 1972. Vol. 3. pp. 851-866.
58. Бескоровайный Н.М., Калинин Б.А., Платонов П.А., Чернов И.И. Конструкционные материалы ядерных реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1995. 704 с.
59. Minami Y., Kimura H., and Ihara Y. Microstructural changes in austenitic stainless steels during long-term aging // Mater. Sci. Tech. August 1986. Vol. 2. No. 8. pp. 795-806.
60. Horak JA et al. Review of effects of long-term aging on the mechanical properties and microstructures of types 304 and 316 stainless steel, American Society of Metals; Metals Park, OH (USA); International conference on nuclear power plant aging, availability factor and reliability analysis, San Diego, CA (USA), 1985.
61. Shinva N., Tanaka H., and Yokoi S. Proc. 2-nd Jnt. Conf. on Creep and Fracture Eng. Materials and Structures Swensea. 1984. P. 739.
62. Ashby M.F., Candhi C. Fracture mechanism maps and their construction for f.c.c. metals and alloys // Acta Met. 1979. Vol. 27. pp. 699-709.
63. Fields R.J., Weerasooriya T.A.M.F. Fracture mechanisms in pure iron, two austenitic steels, and on one ferritic steel // Metall Trans. 1980. Vol. 11A. pp. 333-347.
64. Милс. Трещиностойкость нержавеющей сталей, применяемых в качестве материалов для трубопровода первичного контура и корпуса ядерного реактора // Теоретические основы

- инженерных расчётов. 1988. No. 3. pp. 181-191.
65. Robert A and Laura A. Studies of Metal Fires, Study of Sodium Spray Fires for Sandia National Laboratories, Project Number: GTSA07, 2008.
66. SAWADA M., SAKURAI N. High Quality Education & Training towards Monju Re-Operation 2008. URL: [http://www.cea-jaea-collaboration.net/literature/jaea/report/report\\_sawada.pdf](http://www.cea-jaea-collaboration.net/literature/jaea/report/report_sawada.pdf)
67. Карзов Г.П., Рамазанов Р.М., Марголин Б.З., Петров В.А., Виленский О.Ю. Исходные данные и критерии для проведения расчётного обоснования безопасности эксплуатации трубопроводов и корпусов оборудования РУ БН в условиях истечения натрия через сквозную трещину и его горения // Вопросы материаловедения. 2015. № 2(82). С. 193-208.
68. Кириллин В.А., Сычев В.В., Шейндлин А.Е. Техническая термодинамика. 4-е изд. М.: Энергоатомиздат, 1983. 416 с.
69. Отчет о научно-исследовательской работе «Исследование закономерностей поведения жаропрочных материалов в условиях длительного ресурса энергетических установок , «Паритет», г. Москва, 2000.
70. Сиратори М., Миёси Т., Мацусита Х. Вычислительная механика разрушений. М.: Мир, 1986. 334 с.
71. Нормы для котлов и сосудов давления. Оценка дефектов в трубопроводах из аустенитной стали. Специальная группа по оценке дефектов трубопроводов, рассматриваемых в гл. 11 Норм ASME // Теоретические основы инженерных расчетов. 1986. No. 3. pp. 146-171.
72. Kussmaul K. German Basis Safety Concept rules out possibility of catastrophic failure // Nuclear Engineering International. Dec 1984. Vol. 29(363). pp. 41-46.