

Федеральное государственное унитарное предприятие  
«Центральный научно-исследовательский институт  
конструкционных материалов «Прометей» имени академика И.В.Горынина  
Национального исследовательского центра «Курчатовский институт»

На правах рукописи

УДК 539.421:51-74:620.171.2:621.791.051

ГРНТИ 30.19.29



**ФИЛИН ВЛАДИМИР ЮРЬЕВИЧ**

**РАЗРАБОТКА КРИТЕРИЕВ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ И  
ХЛАДОСТОЙКОСТИ МАТЕРИАЛОВ СВАРНЫХ КОНСТРУКЦИЙ  
МОРСКОГО ШЕЛЬФА НА ОСНОВЕ МЕХАНИКИ РАЗРУШЕНИЯ**

Специальность:

05.16.09 «Материаловедение» (машиностроение)

05.02.10 «Сварка, родственные процессы и технологии»

Диссертация на соискание учёной степени  
доктора технических наук

Научный консультант  
доктор технических наук, доцент  
Ильин Алексей Витальевич

Санкт-Петербург

2019

## ОГЛАВЛЕНИЕ

<b>Введение .....</b>	<b>7</b>
<b>Список основных сокращений .....</b>	<b>21</b>
<b>Список основных обозначений .....</b>	<b>22</b>
<b>Глава 1 Принципы и методики расчётных оценок прочности сварных конструкций с дефектами, методы аттестации и критерии качества стали и её сварных соединений .....</b>	<b>24</b>
1.1 Общие вопросы проектирования, строительства и эксплуатации сварных конструкций .....	24
1.1.1 Сопротивление хрупкому разрушению .....	27
1.1.2 Минимальная температура эксплуатации конструкционного элемента и допускаемая вероятность разрушения .....	29
1.1.3 Эксплуатация в морской воде .....	32
1.1.4 Конструкционные стали и сварочные материалы .....	33
1.1.5 Влияние низких температур на механические свойства стали .....	39
1.1.6 Остановка хрупкого разрушения .....	41
1.1.7 Усталостное повреждение .....	43
1.1.8 Остаточные напряжения .....	46
1.1.9 Методики неразрушающего контроля .....	51
1.2 Прогнозирование условий старта трещины .....	53
1.2.1 Использование механики разрушения для аттестации металла сварных соединений .....	53
1.2.2 Идеология стандарта BS 7910 и процедуры решения задачи о прочности с известным дефектом .....	65
1.2.3 Разброс экспериментально наблюдаемых данных по трещиностойкости .....	75
1.2.4 Масштабный эффект при испытаниях образцов уменьшенных размеров .....	77
1.2.5 Соблюдение эквивалентности пластического стеснения в образце и конструкции .....	89
1.2.6 Тенденции развития методов определения трещиностойкости металла сварных соединений .....	93
1.3 Прогнозирование условий торможения трещины .....	98
1.3.1 Прямой метод испытаний на торможение хрупкой трещины с использованием крупномасштабных образцов .....	99
1.3.2 Контроль температур вязко-хрупкого перехода при исследовательских, сертификационных и сдаточных испытаниях .....	101
1.3.3 Выводы по разделу .....	112

1.4 Постановка задач исследования .....	113
<b>Глава 2 Развитие методов расчётной оценки сопротивления хрупкому и вязкому разрушению для оценки работоспособности сварных конструкций, применимости материалов, допустимости дефектов .....</b>	<b>117</b>
2.1 Проблемы применения идеологии FAD для расчётных оценок прочности.....	117
2.2 Необходимая информация о свойствах материала .....	120
2.2.1 Предел текучести и временное сопротивление основного металла и зон сварного соединения для температур, соответствующих расчётным случаям ..	122
2.2.2 Данные о трещиностойкости основного металла и сварных соединений (металл шва, линия сплавления) при нескольких температурах, включающих или охватывающих диапазон температур, соответствующих расчётным случаям ..	127
2.3 Коэффициенты интенсивности напряжений для трещиноподобных дефектов в полях остаточных напряжений .....	127
2.4. Основной алгоритм определения нагруженности конструкционного элемента..	134
2.5 Размер дефекта.....	147
2.5.1. Расчётный дефект для основного металла .....	147
2.5.2. Расчётный дефект для металла сварного соединения .....	147
2.6. Выводы по главе .....	155
<b>Глава 3 Исследование зависимости трещиностойкости сталей и металла их сварных соединений от типов и размеров образцов. Корректировка методики испытаний на трещиностойкость .....</b>	<b>157</b>
3.1 Экспериментальные и теоретические исследования масштабного эффекта при испытаниях на трещиностойкость .....	160
3.1.1 Испытания основного металла на образцах стандартных типов .....	160
3.1.2 Определение температурного сдвига для испытаний образцов уменьшенных размеров .....	165
3.1.3 Испытания металла сварных соединений на образцах различных типов и размеров .....	171
3.1.4 Масштабный эффект для образцов с надрезом по ЗТВ .....	176
3.2 Расчётное обоснование методических вопросов испытаний образцов SENT ..	178
3.2.1 Испытания и расчёты образцов типа SENT с разрешением поворота концов .	179
3.2.2 Испытания крупногабаритного сварного образца типа SENT и его расчётные исследования.....	185
3.3 Жёсткость напряжённого состояния в «зоне процесса» .....	193
3.3.1 НДС на фронте трещины без учёта ОСН .....	194
3.3.2 НДС на фронте трещины в присутствии ОСН.....	197

3.4 Решение технологических и методических проблем, связанных с испытаниями на трещиностойкость .....	202
3.4.1 Методические вопросы испытаний .....	202
3.4.2 Технологические вопросы испытаний на трещиностойкость .....	207
3.5 Совершенствование процедуры аттестации материала по свариваемости .....	216
3.5.1 Выбор типа образцов для аттестации материала .....	216
3.5.2 Предложения по соответствию процедуры и цели испытаний на трещиностойкость сварных соединений .....	219
3.5.3 Влияние количества «целевой структуры» по фронту трещины .....	220
3.5.4 Численный эксперимент по определению «истинной» трещиностойкости зоны термического влияния .....	221
3.5.5 Разработка предложений в процедуру интерпретации результатов при испытаниях сварных образцов на трещиностойкость .....	227
3.6 Выводы по главе .....	230
<b>Глава 4 Перспективы применения имитации термического цикла сварки для оценки свариваемости низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей .....</b>	<b>231</b>
4.1 Теоретические исследования для моделирования термического цикла .....	231
4.2 Материал для экспериментальных исследований .....	243
4.3 Проведение эксперимента .....	244
4.4 Результаты испытания аттестационных образцов и образцов с имитированной ЗТВ .....	248
4.5 Исследование микроструктуры ЗТВ, образующейся при реальной электродуговой сварке, и её имитации .....	251
4.5.1 Сварка с низким тепловложением и её имитация .....	251
4.5.2 Сварка с высоким тепловложением и её имитация .....	258
4.6 Исследование тонкой структуры имитированной ЗТВ .....	263
4.7 Проверка значимости влияния последнего цикла нагрева на свойства ЗТВ ....	269
4.8 Выводы по главе .....	273
<b>Глава 5 Описание вероятностного подхода к выбору коэффициента запаса в условии прочности сварных соединений как функции достоверности знаний о требуемой величине J-интеграла, разбросе экспериментально определяемой трещиностойкости и приемлемой вероятности разрушения .....</b>	<b>275</b>
5.1 Основные исходные допущения .....	277
5.1.1 Диапазон толщин конструктивных элементов .....	277
5.1.2 Нагрузка, действующая на конструктивный элемент .....	277
5.1.3 Вероятность обнаружения/пропуска дефекта определённых размеров .....	279

5.1.4 Приемлемая вероятность разрушения .....	280
5.1.5 Процедура связи размеров дефекта и параметров нагрузки с величиной J-интеграла .....	283
5.1.6 Распределение величины $J_{cr}$ .....	284
5.1.7 Распределение температур .....	286
5.2 Исходные экспериментальные данные для оценки диапазонов разброса и погрешностей .....	287
5.3 Последовательность выполняемых расчётов .....	288
5.3.1 Определение частного коэффициента запаса $n$ в детерминированной постановке.....	288
5.3.2 Определение частного коэффициента запаса $n$ в вероятностной постановке.....	288
5.3.3 Определение полного коэффициента запаса $n_1$ с учётом погрешностей, вносимых методикой получения экспериментальных данных по трещиностойкости.....	289
5.4 Результаты численного моделирования .....	291
5.4.1 Определение частного коэффициента запаса $n$ .....	291
5.4.2 Определение полного коэффициента запаса $n_1$ .....	295
5.5 Влияние способа получения значений J-интеграла .....	298
5.6 Выводы по главе .....	303
<b>Глава 6 Обоснование критериев применимости материала по результатам определения температур вязко-хрупкого перехода .....</b>	<b>304</b>
6.1 Проблемы, возникающие при определении критических температур для сталей, производимых по современным технологиям.....	305
6.1.1 Испытания по методике NDT .....	305
6.1.2 Испытания по методике $T_{KB}$ .....	307
6.1.3 Испытания по методике DWTT. Перспективы использования для исследования вязкого разрушения .....	310
6.2 Критическая температура вязко-хрупкого перехода с позиции механики разрушения .....	321
6.3 Определение критериев вязко-хрупкого перехода для косвенных методов определения хладостойкости .....	329
6.3.1 Методика NDT .....	329
6.3.2 Методика $T_{KB}$ .....	333
6.3.3 Испытания на ударный изгиб .....	338
6.4 Выводы по главе .....	339

<b>Глава 7 Решение практических задач применимости материалов для крупногабаритных сварных конструкций.....</b>	<b>341</b>
7.1 Обеспечение надёжности судокорпусных конструкций и конструкций морской техники по критерию предотвращения хрупких разрушений .....	341
7.1.1 Arc-стали в Правилах Регистра .....	341
7.1.2 Минимальная температура применимости стали .....	345
7.1.3 Требования к критическим температурам вязко-хрупкого перехода, внесённые в Правила Регистра по результатам настоящей работы.....	348
7.1.4 Новые предложения по процедуре аттестации стали «на свариваемость» и пример их практического применения .....	351
7.1.5 Требования к процедурам специальных механических испытаний .....	356
7.2 Обеспечение надёжности конструкций подводных трубопроводов при укладке и эксплуатации по критерию предотвращения разрушений от дефектов. Корректировка Правил МПТ и Руководства по эксплуатации МПТ .....	356
7.2.1 Разделы нормативной документации Регистра по МПТ, созданные либо откорректированные на основании выполненных исследований.....	358
7.2.2 Порядок и объёмы получения данных по трещиностойкости материала (пример процедуры, предложенной для стыковых швов трубопроводов) .....	358
7.2.3 Практическое использование методики оценки сопротивления разрушению при проверке норм дефектности для стыковых сварных соединений трубопроводов .....	359
7.3 Нормативная документация .....	368
7.3.1 Документация по методам испытаний. СТО по испытаниям на трещиностойкость .....	368
7.3.2 Документация по методам испытаний. ГОСТ Р 52927, Приложение В.....	368
7.3.3 Документация по методам испытаний. СТО по определению критических температур вязко-хрупкого перехода при аттестации материалов.....	369
7.3.4 Руководящий документ по расчётам прочности.....	370
7.4 Выводы по главе .....	375
<b>Основные выводы .....</b>	<b>376</b>
<b>Список литературы .....</b>	<b>380</b>
<b>Приложение А. Таблицы результатов.....</b>	<b>398</b>
<b>Приложение Б. Акты внедрения .....</b>	<b>421</b>

## **ВВЕДЕНИЕ**

### **Актуальность работы**

Освоение Арктики проходит в условиях низких климатических температур, ледового воздействия (морской лёд, обледенение и айсберги), интенсивных ветроволновых нагрузок и потенциальной опасности землетрясений. Сложность используемых конструкций (буровых платформ, терминалов, ледоколов, судов ледового плавания, трубопроводов) повышается, а расстояние до береговой инфраструктуры возрастает, что многократно повышает степень ответственности принимаемых конструкторско-технологических решений. Обслуживание таких конструкций требует значительных расходов, их ремонтпригодность ограничена, а аварии могут привести к человеческим жертвам и экологическим катастрофам.

Основным материалом, применяемым для конструкций Арктики, остаётся низколегированная конструкционная сталь, которая обеспечивает требуемую прочность при умеренной стоимости, обладает достаточной пластичностью и свариваемостью. Однако, будучи материалом с ОЦК-решёткой, она может хрупко разрушаться при низких климатических температурах, а сварные швы неизбежно имеют дефекты. Термическая обработка сварных соединений крупногабаритных конструкций невозможна, поэтому в них присутствуют остаточные сварочные напряжения (ОСН). Ремонт таких конструкций затруднён, а последствия аварий могут быть катастрофичны. Безопасная эксплуатация в большой степени зависит от системы контроля качества применяемых материалов.

Предотвращение старта трещины, нестабильно распространяющейся из зоны сварки, должно быть обеспечено достаточной статической трещиностойкостью сварных соединений. Если же трещина стартовала, она должна быть остановлена основным металлом: температура торможения трещины, развивающейся по хрупкому механизму, должна быть ниже минимальной температуры эксплуатации  $T_d$ , данное свойство хладостойкости металла обычно контролируется косвенными методами — определением критических температур вязко-хрупкого перехода.

Прочность (сопротивляемость) по отношению к хрупкому разрушению сварных конструкций с дефектами исследуется методами механики разрушения. Известны работы как отечественных авторов (Винокуров В.А., Ильин А.В., Карзов Г.П., Копельман Л.А., Красовский А.Я., Ларионов В.П., Марголин Б.З., Матвиенко Ю.Г., Махутов Н.А., Петин С.В., и др.), так и зарубежных (Джеймс Бегли и Джон Ландес, Ким Валлин, Петер Диллстрём, Норман Доулинг, Ян Милн,

Алан Уэллс, Уве Цербст и т. д.). «Абсолютные» критерии трещиностойкости и хладостойкости, обеспечивающие отсутствие хрупких разрушений, оказываются недостижимыми технически либо удорожают материал, делая его применение нерентабельным. Таким образом, актуальна задача количественного обоснования уровня требований к трещиностойкости сварных соединений низко- и среднелегированных сталей и критическим температурам вязко-хрупкого перехода основного металла, определяемым в лабораторных условиях. Данные требования должны быть умеренно консервативными, то есть без большой ошибки в безопасную сторону обеспечивать надёжность эксплуатации сварных конструкций, изготовленных из удовлетворяющих им материалов.

Решение задач по обеспечению надёжности арктических конструкций на основе механики разрушения началось в России по заданию Российского морского регистра судоходства (РМРС) в рамках подготовки первой редакции Правил классификации, постройки и оборудования плавучих буровых установок и морских стационарных платформ (далее – Правил ПБУ/МСП Регистра), 2001г. В том же году началась практика аттестации металлопроката и сварных соединений по этим Правилам. К настоящему времени накоплен большой опыт таких испытаний, выявивших массу проблем, связанных с разбросом результатов, невыполнением в ряде случаев декларированных требований по трещиностойкости, методических проблем, связанных с необходимостью уточнения процедур испытаний. Параллельно, в связи с задачами определения требований к строительству судов Arc-класса для освоения шельфа Арктики и эксплуатации Северного Морского Пути, появилась необходимость корректировки Правил классификации и постройки морских судов (далее – Судовых Правил Регистра) с целью более строгого определения ситуаций, когда при аттестации и приёмке металла помимо стандартных испытаний требуются специальные.

За рубежом к настоящему времени также активизировались исследования в области трещиностойкости для низких температур, например, в нормативных документах МАКО (IACS) появились требования проведения испытаний на торможение трещины на больших образцах по методике ESSO, и они уже отражены в Судовых Правилах Регистра редакции 2016 года.

В то же время развитие сети морских подводных трубопроводов (МПТ) привело к появлению специализированных строительных и обслуживающих организаций, обладающих системами автоматизированного ультразвукового контроля (АУЗК) и ультразвуковой внутритрубной диагностики (ВТД),

позволяющими значительно уточнить знания о конкретных размерах и ориентации дефектов. Работа этих систем неразрушающего контроля, сопряжённых с автоматизированной системой принятия решений о допустимости обнаруженных дефектов, подчинена зарубежным нормативам, не коррелирующим с принятой в России практикой. Таким образом, появилась необходимость совершенствования Правил классификации и постройки морских подводных трубопроводов (далее – Правила МПТ Регистра), под классом которого находится ряд построенных и проектируемых МПТ.

Актуальность работы обусловлена объективной заинтересованностью различных отраслей промышленности, связанных с добычей и транспортировкой полезных ископаемых в Арктике, включая освоение Северного Морского Пути, в количественном обосновании уровня требований к показателям прочности, хладостойкости, надёжности и ресурса сварных конструкций. Данный уровень должен иметь адекватный консерватизм, позволяющий обеспечить его наименее затратным, а, следовательно, более эффективным способом.

Таким образом, актуальной является задача научного обоснования взаимосвязи требуемых эксплуатационных характеристик крупногабаритных сварных конструкций ответственного назначения с требованиями к характеристикам применяемых низко- и среднелегированных сталей и металла их сварных соединений, определяемым на образцах в лабораторных условиях при аттестации материалов и производстве промышленных партий.

Работа выполнена в рамках новой государственной политики в области стандартизации в сфере топливно-энергетического комплекса, в целях поддержки национальной технологической инициативы по направлениям инновационного судостроения и технологии освоения ресурсов океана, а также арктических проектов.

Методики специальных испытаний должны обеспечивать корректное определение параметров трещиностойкости сварных соединений и хладостойкости современных низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей широкого диапазона категорий прочности и толщин. В первую очередь усовершенствованные методики находят отражение во всех перечисленных Правилах РМРС, в стандартах организации НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», одобренных РМРС, а также выходят на уровень национальных стандартов.

**Цель работы** — Разработка и научное обоснование требований к трещиностойкости и хладостойкости низкоуглеродистых низко- и

среднелегированных сталей и металла их сварных соединений, совершенствование системы аттестации материалов для предотвращения возникновения и развития хрупких разрушений в крупногабаритных сварных конструкциях Арктики и морского шельфа.

**Объектом исследования** является прокат судостроительных сталей толщиной от 10 до 150 мм с гарантированным пределом текучести от 235 до 690 МПа и сталь для труб марок от X52 до X100 толщиной до 40 мм (штрипс, готовая труба), а также их сварные соединения, выполненные различными видами электродуговой сварки ( типовые узлы конструкционных элементов и аттестационные стыковые пробы). Весь основной металл отечественного производства, промышленной выплавки. Используются как отечественные, так и импортные сварочные материалы.

### **Основные задачи исследований**

1. Изучить закономерности инициирования хрупкого разрушения и условия его распространения в нетермообрабатываемых сварных конструкциях на базе известных подходов линейной и нелинейной механики разрушения. Установить взаимосвязь определяемого расчётом требуемого уровня трещиностойкости металла сварных соединений конструкций ответственного назначения с выявляющей способностью методов неразрушающего контроля и фактическим разбросом результатов испытаний.

2. Разработать процедуру аттестации металла сварных соединений по трещиностойкости с обоснованием назначения требований не к минимальному, а к среднему значению при ограниченном количестве испытываемых образцов, и обеспечением корректной оценки применимости материалов, показывающих большой разброс экспериментальных данных.

3. Разработать программный блок обработки результатов для образцов, испытываемых с двумя датчиками раскрытия трещины. Рассчитать с его помощью значения трещиностойкости для образцов типа SENT и SENB с короткой трещиной, используемые при анализе влияния на результат испытаний типа нагружения образца и масштабного фактора.

4. Обосновать выбор типа образцов для определения трещиностойкости сварных соединений с учётом

– влияния жёсткости напряжённого состояния у вершины трещины на получаемые данные по трещиностойкости в зависимости от схемы нагружения образца и наличия остаточных сварочных напряжений,

– масштабного фактора при необходимости испытания образцов уменьшенных размеров,

– особенностей применения имитации термического цикла многопроходной сварки.

5. Разработать методику испытаний на трещиностойкость металла сварных соединений и зоны термического влияния (ЗТВ), обеспечивающую корректность получаемых характеристик в зависимости от соотношения свойств металла шва, ЗТВ и основного металла, участки которых присутствуют на фронте трещины сварных образцов.

6. Выполнить расчёты термических циклов для металла ЗТВ при многопроходной сварке, физическую имитацию сварочного нагрева на установке GLEEBLE и определение трещиностойкости ЗТВ на образцах сечением 10×10 мм для оценки свариваемости судостроительных сталей.

7. Обосновать возможность замены испытаний полномасштабных образцов на торможение трещины определением температур вязко-хрупкого перехода NDT и  $T_{KB}$  на основе установления количественных корреляций с использованием механики разрушения.

Усовершенствовать процедуры оценки результатов испытаний при определении температур вязко-хрупкого перехода с учётом особенностей разрушения современных марок низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей.

8. На базе выполненного комплекса исследований разработать требования по трещиностойкости и хладостойкости низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей и их сварных соединений, обеспечивающие сопротивление старту и распространению хрупкого разрушения для безопасной эксплуатации крупногабаритных сварных конструкций в условиях Арктики и морского шельфа, с внесением предложений по совершенствованию отечественной нормативной документации.

#### **Методы исследования:**

Работа выполнена на основе анализа и обобщения результатов теоретических исследований, численных экспериментов, расчётов методом конечных элементов (МКЭ), выполнения программ аттестации низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей и их сварных соединений, лабораторных исследований, специальных механических испытаний.

Теоретическая часть работы основана на анализе известных работ, в том числе выполненных в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», направленных на развитие подходов механики разрушения к расчётным оценкам прочности по отношению к хрупкому и вязкому разрушению конструкций с дефектами. Проанализированы подходы к определению напряжённо-деформированного состояния (НДС) в окрестности вершины стационарной трещины и при её продвижении, процедуры оценки опасности дефектов и методы определения параметров трещиностойкости и хладостойкости (температуры торможения трещины и вязко-хрупкого перехода).

Расчётная часть работы связана с постановкой и решением разнообразных модельных задач, включающих построение сеточных аппроксимаций тел с трещиной (или концентратором), задание свойств материалов и граничных условий и решение термических, термомодеформационных и деформационных задач МКЭ для определения температурных полей, сварочных напряжений и деформаций, механических напряжений и деформаций, в том числе при продвижении трещины путём раскрепления узлов сетки, а также анализа наступления различных принятых условий разрушения.

Численные эксперименты методом Монте-Карло выполнялись автором для расчёта коэффициентов запаса на неопределённость случайного значения трещиностойкости материала в условии прочности по отношению к хрупкому разрушению. Определялось число случаев «разрушения» конструкционного элемента с трещиной из общего числа опытов при большом количестве одновременно влияющих факторов, делающих невозможным аналитическое решение.

Экспериментальная часть работы включала постановку и проведение специальных испытаний на трещиностойкость и определение критических температур вязко-хрупкого перехода образцов основного металла и сварных соединений разнообразных типов и размеров, включая крупногабаритные образцы с наличием ОСН; физическое моделирование сварочного термического цикла на установке GLEEBLE с последующим испытанием модельной ЗТВ; фрактографические исследования с применением сканирующего электронного микроскопа, металлографические исследования методами оптической и просвечивающей электронной микроскопии.

#### **Научная новизна заключается в следующем:**

1. Предложен принцип взаимно согласованного назначения размеров расчётного дефекта, доверительной вероятности при определении

трещиностойкости и коэффициента запаса на неопределённость значений трещиностойкости материала в условии прочности, в совокупности обеспечивающий приемлемую вероятность разрушения элемента конструкции.

2. Обоснованы с применением МКЭ упрощённые соотношения для расчёта параметра нагрузки (J-интеграла) как функции его упругой части  $J_{el}$  и относительной нагрузки  $L_T$  для дефектов в типовых сварных элементах конструкций с высоким уровнем ОСН, нагружаемых растяжением и изгибом.

3. Впервые показано, исходя из анализа жёсткости напряжённо-деформированного состояния (НДС) в вершине трещины в многопроходных сварных соединениях, а также экспериментальных данных, полученных при испытаниях крупномасштабных сварных образцов, что в присутствии высокого уровня ОСН моделирование разрушений конструкций на образцах SENB не имеет избыточного консерватизма и должно применяться для аттестации материала арктических конструкций как основной вид испытаний.

4. Рассчитаны в результате двухстадийного численного эксперимента с выборкой случайных значений размеров дефекта, трещиностойкости, нагрузок и температур их реализации величины коэффициента запаса в условии прочности конструкции с трещиной, учитывающие погрешности, вносимые процедурой аттестации материала. Определён требуемый уровень трещиностойкости металла сварных соединений, дифференцированный в зависимости от количества корректных экспериментальных результатов и их разброса.

5. Разработана процедура аттестации металла сварных соединений по трещиностойкости, согласно которой необходимость испытаний большего числа образцов определяется полученными результатами. Обеспечена возможность корректной аттестации материалов, показывающих большой разброс экспериментальных данных.

6. Показано с помощью имитации на установке GLEEBLE термических циклов многопроходной сварки, рассчитанных МКЭ с учётом теплофизических процессов при испарении жидкого металла и его кристаллизации, что повторное термическое воздействие вызывает рост включений в металле ЗТВ. Испытания на трещиностойкость металла имитированной по разработанному режиму ЗТВ позволяют сравнивать свариваемость сталей.

7. Установлена связь результатов испытаний по определению критических температур вязко-хрупкого перехода NDT и  $T_{KB}$  низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей с параметром механики разрушения  $K_{Ia}$  (критическим

значением коэффициента интенсивности напряжений (КИН) при торможении хрупкого разрушения), получаемым с использованием крупномасштабных образцов при испытаниях на торможение трещины. На основании этого рассчитаны требования к температурам вязко-хрупкого перехода, определяемым по методикам NDT и  $T_{KB}$  в зависимости от толщины проката и предела текучести.

#### **Практическая значимость работы:**

Разработаны и откорректированы следующие разделы Правил РМРС, что подтверждено актом внедрения:

– в разделы 2 части XIII «Материалы» Судовых Правил РМРС и части XII «Материалы» Правил ПБУ/МСП РМРС внесены процедуры специальных испытаний (трещиностойкость, ТКБ, NDT, DWTT), включающие требования к изготовлению образцов, порядку получения и интерпретации экспериментальных данных, и таблицы требуемых значений определяемых параметров;

– в части XIII «Материалы» Судовых Правил РМРС откорректирован раздел 3.5 «Сталь, работающая при низких температурах», где определены требования к маркам стали с индексом «Arc»;

– в Правилах технического наблюдения за изготовлением материалов РМРС определены процедуры и типовая программа специальных испытаний;

– в Правила МПТ РМРС внесён раздел «Методы испытаний стального проката и труб» и Приложение 4 «Методики специальных испытаний стальных труб и проката»;

– в Правилах МПТ РМРС определены значения коэффициента прочности (использования материала) и влияние отклонения труб от круговой формы на разрушающие нагрузки; откорректированы процедуры расчёта допустимости дефектов типа потерь металла;

– создана развёрнутая редакция раздела 4.5 «Сталь для подводных трубопроводов» Правил МПТ РМРС;

– создана развёрнутая редакция раздела 5 «Сварка» Правил МПТ РМРС;

– внесена глава 5.5 Правил МПТ РМРС «Применение инженерной оценки критичности дефектов для определения допускаемых дефектов при сварке кольцевых стыковых швов», где впервые в отечественной нормативной документации представлена процедура проверочного расчёта норм дефектности;

– созданы главы 4.7 «Стальные фланцы» и 4.8 «Стальные отводы и фитинги» Правил МПТ Регистра;

– созданы главы 2.11 «Стальные фланцы», 2.12 «Стальные отводы» и 2.13 «Стальные фитинги» Руководства по техническому наблюдению за постройкой и эксплуатацией морских подводных трубопроводов РМРС.

Разработаны и согласованы РМРС новые редакции стандартов организации (СТО) НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» по методам специальных испытаний:

– СТО-07516250-233-2017 «Определение параметров вязкости разрушения (трещиностойкости) при статическом нагружении стали и сварных соединений. Методика испытаний» НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей»,

– СТО-07516250-256-2014 «Определение температуры вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$  углеродистой и низколегированной стали. Методика испытаний» ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей»,

– СТО-07516250-257-2009 «Методика испытаний падающим грузом для определения температуры нулевой пластичности углеродистой и низколегированной стали» ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей».

Разработан и согласован РМРС Руководящий документ РД5.УЕИА.3613-2012 «Расчётная оценка прочности по критерию предотвращения разрушения от дефектов в конструкции. Методы расчёта».

В ГОСТ Р 52927-2015 «Прокат для судостроения из стали нормальной, повышенной и высокой прочности» разработаны Приложение В «Определение параметра трещиностойкости CTOD» и требования по величине CTOD – критического раскрытия вершины трещины для сталей с индексом «Arc».

Выполнено более 50 программ аттестации материалов с целью получения Свидетельств о признании Изготовителя РМРС. Результаты настоящей работы также использованы в следующих областях, что подтверждено соответствующими актами внедрения:

– усовершенствованы процедуры специальных испытаний DWTT и трещиностойкость (CTOD) материалов для подводных трубопроводов в условиях АО «Выксунский металлургический завод»;

– усовершенствованы процедуры специальных испытаний NDT,  $T_{KB}$  и трещиностойкость (CTOD) проката судостроительных сталей в условиях ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат»;

– выполнены расчёты для подтверждения безопасности эксплуатации трубопроводов с дефектами (ООО «Национальное бюро экспертиз»).

**Основные научные положения, выносимые на защиту:**

1. Требуемые средние значения трещиностойкости металла сварных соединений проката судостроительных сталей толщиной от 10 до 150 мм с гарантированным пределом текучести от 235 до 690 МПа, штрипса и труб из стали марок от Х52 до Х100 толщиной до 40 мм, рассчитанные с учётом количества и фактического разброса экспериментальных данных и обеспечивающие выполнение условия прочности по отношению к хрупким разрушениям при приемлемой вероятности разрушения.

2. Методология испытаний на трещиностойкость металла натуральных сварных соединений, включающая требования к подготовке образцов и процедуре оценки результатов и обеспечивающая корректность получаемых характеристик в зависимости от соотношения свойств металла шва, ЗТВ и основного металла, участки которых присутствуют на фронте трещины в сварных образцах.

3. Разработанный программный блок обработки результатов испытаний на трещиностойкость при нагружении растяжением и изгибом специальных типов образцов с двумя датчиками раскрытия берегов надреза, позволивший выполнить оценку влияния на результат способа нагружения и масштабного фактора в температурной области перехода от вязких к хрупким разрушениям.

4. Процедура экспериментальной имитации термических циклов многопроходной сварки и определения трещиностойкости имитированной ЗТВ на образцах сечением 10×10 мм, позволяющая выполнять сравнительную оценку свариваемости сталей.

5. Требуемые значения температур вязко-хрупкого перехода NDT и  $T_{KB}$  основного металла проката судостроительных сталей толщиной от 10 до 150 мм (NDT – от 15.5 мм) с гарантированным пределом текучести от 235 до 690 МПа, штрипса и труб из стали марок от Х52 до Х100 толщиной до 40 мм, обеспечивающие условия торможения хрупкого разрушения.

**Достоверность научных положений, выводов и рекомендаций**  
подтверждена

– воспроизводимостью и согласованностью результатов экспериментальных исследований трещиностойкости сварных соединений и хладостойкости низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей;

– применением современных методов расчёта с использованием общепризнанного программного комплекса МКЭ ANSYS как инструмента исследований напряженно-деформированного состояния;

– достаточностью базы численных экспериментов (от  $2 \times 10^6$  до  $10^8$  опытов) при расчётах коэффициентов запаса на неопределённость значений трещиностойкости материала;

– выполнением верификации экспериментальных результатов, выдаваемых программным блоком обработки результатов испытаний;

– применением взаимодополняющих методик исследований структуры ЗТВ;

– преемственностью полученных расчётных критериев трещиностойкости и норм дефектности с величинами, ранее установленными другими авторами;

– успешным практическим выполнением программ аттестации материалов с использованием разработанных процедур и критериев.

**Личный вклад** автора в получении научных результатов работы, изложенных в диссертации, заключается в следующем:

– выбор направлений и формулирование задач исследований;

– построение методического плана работ, основанного на анализе литературных данных, а также результатов выполненных специальных механических испытаний;

– проведение испытаний на трещиностойкость и критические температуры вязко-хрупкого перехода образцов различных типов и размеров, получение статистически представительного объёма данных и выполнение их анализа для определения влияния целого ряда параметров на получаемые характеристики;

– освоение испытаний новых типов образцов и формулирование процедур их испытания, создание программного блока обработки результатов испытаний;

– постановка, проведение и анализ результатов специального эксперимента по исследованию трещиностойкости при наличии ОСН на крупномасштабных сварных образцах с трещиной;

– теоретическое исследование составляющих базового алгоритма расчёта прочности, формулировка задач для расчётов МКЭ и использование полученных результатов для корректировки расчётных формул;

– создание математической модели и выполнение численного эксперимента, реализующего вероятностный подход в определении коэффициента запаса в условии прочности, определение требований по трещиностойкости сварных соединений с учётом разброса данных и количества испытываемых образцов;

– формулирование допущений, позволивших реализовать расчётные термические циклы сварки при экспериментальном моделировании сварочного нагрева, оценка значений трещиностойкости модельной ЗТВ;

– исследование процессов разрушения образцов при определении критических температур вязко-хрупкого перехода, анализ результатов расчётов МКЭ, количественное обоснование критериев качества материала;

– подготовка научных статей и представление докладов, содержащих результаты исследований.

### **Апробация работы**

Основные результаты работы докладывались и обсуждались:

— на XLVIII международной конференции «Актуальные проблемы прочности» 15-18 сентября 2009г, ТГУ, г. Тольятти;

— на международной конференции и выставке RAO/CIS OFFSHORE в Санкт-Петербурге, 2011г.;

— на международной конференции NSN'2011 30 июня - 1 июля 2011г. во ФГУП им. акад. А.Н.Крылова, Санкт-Петербург;

— на IV Международной конференции DFMN-2011 25-28 октября 2011г., Институт металлургии и металловедения РАН им. Байкова, Москва;

— на 12-й Международной конференции по освоению ресурсов нефти и газа Российской Арктики и континентального шельфа стран СНГ 15-18 сентября 2015г., Санкт-Петербург;

— на V Всероссийской конференции «Безопасность и живучесть технических систем», 12-16 октября 2015 г., г. Красноярск;

— на VI Международной конференции "Деформация и разрушение материалов и наноматериалов" 10-13 ноября 2015г., Институт металлургии и металловедения РАН им. Байкова, Москва;

— на Шестой международной научно-технической конференции "Измерения и испытания в судостроении и смежных отраслях (СУДОМЕТРИКА-2016), Концерн "ЦНИИ "Электроприбор", Санкт-Петербург;

— на IX всероссийской конференции «Тестмат» 20 апреля 2017г. ВИАМ, г. Москва;

— на VII Международной конференции DFMN-2017 7-10 ноября 2017г., Институт металлургии и металловедения РАН им. Байкова, Москва;

— на II Международной конференции по конструкционной прочности SICE-2018 25-27 июля 2018 года, г. Хайдерабад, Индия;

— на XI всероссийской конференции «Тестмат» 01 февраля 2019г. ВИАМ, г. Москва.

**Публикации.** Общее число публикаций автора 41, из них по теме диссертационной работы – 30: 13 статей опубликованы в журналах, рекомендованных перечнем ВАК, 4 публикации индексируются в базе данных SCOPUS.

**Структура и объём работы.** Диссертационная работа состоит из введения, семи глав, основных выводов, списка используемой литературы из 241 наименования. Основной текст работы изложен на 397 страницах, он содержит 172 рисунка и 53 таблицы. Приложения на 28 страницах включают 8 таблиц результатов и акты внедрения на 5 страницах.

**В первой главе** обсуждаются существующие принципы и методики расчётных оценок прочности сварных конструкций с дефектами, методы аттестации стали и её сварных соединений, а также общие вопросы проектирования, строительства и эксплуатации крупногабаритных сварных конструкций. Рассмотрены результаты теоретических и экспериментальных исследований, связанных с прогнозированием условий старта и торможения трещины в сварных конструкциях. Выбраны основные задачи исследований в рамках настоящей работы, диапазоны толщин, категорий прочности и области применения материалов, на которые могут распространяться её результаты.

**Во второй главе** представлен базовый алгоритм оценок прочности по критерию предотвращения хрупкого разрушения. Анализ элементов конструкций с дефектами при упругопластическом деформировании материала и наличии ОСН требует применения нелинейной механики разрушения (НЛМР) и J-интеграла в качестве основного параметра. Обоснованы необходимые изменения по сравнению с существующими методиками.

**В третьей главе** рассмотрены методические и технологические вопросы испытаний на трещиностойкость с целью корректного определения данных для расчётов прочности по отношению к хрупкому разрушению (выбор типа и размера образцов, процедуры обработки экспериментальных данных).

**В четвёртой главе** обсуждаются физические основы и результаты применения имитации термического цикла сварки, выполняемой с целью упростить оценку свариваемости стали и определить трещиностойкость отдельных участков ЗТВ.

**В пятой главе** дано полное описание принятого вероятностного подхода к определению требований по трещиностойкости металла сварных соединений с выполнением численного эксперимента, позволяющего с учётом приемлемой

вероятности разрушения конструкций найти коэффициент запаса в условии прочности по отношению к хрупкому разрушению (а именно его часть, связанную с вероятностной природой явления разрушения) как функцию толщины и разброса экспериментально определяемой трещиностойкости; представлены результаты применения разработанных моделей.

**В шестой главе** обоснованы требования по значениям критических температур вязко-хрупкого перехода основного металла низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей на основе связи критериев хрупкого разрушения с уровнем трещиностойкости материала  $K_{1a}$  (коэффициентом интенсивности напряжений при остановке трещины). Выполненные расчёты позволяют обоснованно применять косвенные методы определения температуры торможения трещины.

**В седьмой главе** обсуждается практическое применение разработанных методик. Приведены примеры, показывающие, что результаты настоящей работы могут быть использованы в следующих областях:

- определение требований к материалам, объёмам и методам аттестационных испытаний;
- проверочные расчёты допускаемых размеров дефектов при строительстве сварных конструкций из известного материала либо необходимости ремонта при обнаружении в конструкции дефекта средствами неразрушающего контроля.

Перечислены основные выполненные и предлагаемые корректировки нормативных документов Регистра и стандартов организации НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей».

**В приложение** вынесены некоторые таблицы результатов, также представлены акты внедрения разработок автора при совершенствовании нормативной базы Российского морского регистра судоходства, корректировке процедур специальных механических испытаний и выполнении экспертных работ по оценке прочности внутрипромысловых подводных трубопроводов.

Автор выражает искреннюю благодарность коллегам из НПК-3 НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей»: Мизецкому А.В., Артемьеву Д.М., Виноградову О.П., Старцеву В.Н., Беляеву В.А., Мотовилиной Г.Д., Васильеву И.А., Басалаевой Ю.В., Данилову Г.И., Белкову А.А., Кошелеву А.В., Ларионову А.В., Забавичеву Н.С., Ларионовой Т.И., Аверину А.П., Гукасову И.П. и другим сотрудникам за оказанную помощь в проведении расчётов МКЭ и специальных экспериментов.

## СПИСОК ОСНОВНЫХ СОКРАЩЕНИЙ

- ВИК – визуально-измерительный контроль
- З+О – закалка с отпуском (термическое улучшение)
- ЗТВ – зона термического влияния
- ЗТВ-I – крупнозернистая ЗТВ у линии сплавления (в документах РМРС)
- ЗТВ-II – область ЗТВ неполной рекристаллизации в районе температуры  $A_{c1}$  (в документах РМРС)
- КИН – коэффициент интенсивности напряжений
- ЛМР – линейная механика разрушения
- МКЭ – метод конечных элементов
- МЛСП – морская ледостойкая стационарная платформа
- ММТ – маломасштабная текучесть (размер зоны пластической деформации много меньше размеров тела)
- МПТ – морской подводный трубопровод
- МСП – морская стационарная платформа
- НК – неразрушающий контроль
- НЛМР – нелинейная механика разрушения
- ОСН – остаточные сварочные напряжения
- ОЦК – объёмно-центрированная кристаллическая решётка
- ПБУ – плавучая буровая установка
- ПД – плоская деформация
- ПМТ – полномасштабная текучесть (большой размер зоны пластической деформации)
- ПНС – плоское напряжённое состояние
- РК – рентгеновский контроль
- РМРС – Российский морской регистр судоходства
- СМЛОП – стационарный морской ледостойкий отгрузочный причал
- СПБУ – самоподъемная плавучая буровая установка
- СПГ, LNG – сжиженный природный газ
- СПИ – свидетельство о признании изготовителя
- $T_{KB}$  – температура вязко-хрупкого перехода на больших образцах
- ТМО – термомеханическая обработка
- УЗК – ультразвуковой контроль (АУЗК, РУЗК – автоматический и ручной)
- СМОД – раскрытие в устье надреза
- С(Т) – компактный образец на внецентренное растяжение, испытываемый преимущественно при изгибе
- СТОА – угол раскрытия вершины трещины
- СТОД – раскрытие в вершине трещины
- EPRI – Electric Power Research Institute (США)
- FAD – Failure Assessment Diagram – диаграмма предельных состояний
- FITNET – европейская программа по разработке расчётных процедур пригодности к эксплуатации (fitness for service)
- HV – значение твёрдости по Виккерсу
- MML – метод наибольшего правдоподобия (method of maximum likelihood)

NDT – температура нулевой пластичности

R6 – процедура оценки конструкционной прочности, разработанная Central Electricity Generating Board (CEGB), Великобритания

SENB – образец с одним краевым надрезом, испытываемый при изгибе

SENT – образец с одним краевым надрезом, испытываемый при растяжении

SINTAP – Structural Assessment Procedures for European Industry (процедуры расчётных оценок конструкционной прочности для европейской промышленности)

ToFD – дифракционно-временной метод неразрушающего контроля

## СПИСОК ОСНОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

$\alpha$  – коэффициент теплоотдачи

$\beta$  – параметр формы распределения трещиностойкости

$\delta$  – раскрытие в вершине трещины, CTOD

$\delta_0$  – медианная величина CTOD

$\eta$  – коэффициент снижения ОСН для малых толщин

$\varepsilon$  – деформация

$\nu$  – коэффициент Пуассона

П – потенциальная энергия тела

$\sigma$  – напряжения

$\sigma_1$  – первые главные напряжения

$\sigma_b$  – изгибная компонента напряжений

$\sigma_{flow}$  – динамический предел текучести

$\sigma_i$  – интенсивность напряжений

$\sigma_{ref}$  – референсные напряжения, учитывающие одновременное действие изгиба и растяжения на тело с трещиной

$\sigma_{res}$  – остаточные напряжения

$\sigma_t$  – растягивающая компонента напряжений

$\sigma_U$  – временное сопротивление

$\sigma_Y$  – предел текучести

$\varepsilon_Y$  – деформация текучести

$\zeta$  – параметр геометрии

$\chi$  – параметр жёсткости напряжённого состояния, отношение  $\sigma_1/\sigma_i$

$\omega$  – параметр относительной трещиностойкости

$a$  – глубина дефекта (трещины)

$\Delta a$  – подрост трещины

$a_0$  – начальная глубина трещины в образце

$E$  – модуль упругости

$F$  – нагрузка

$f_1$  – функция, учитывающая взаимодействие полей пластической деформации при суммировании эксплуатационных и остаточных нагрузок

$f_2$  – функция, связывающая значения  $J_{cr}$  и  $J_{el}$

$G$  – скорость высвобождения упругой энергии

$J$  – J-интеграл

$J_{c0}$  – медианная величина трещиностойкости материала в терминах  $J_{cr}$

- $J_{cr}$  – критическое значение J-интеграла, параметр материала  
 $J_{el}$  – упругая часть J-интеграла  
 $J_{min}$  – минимальное значение трещиностойкости материала  
 $K_I$  – КИН при нагружении по типу I  
 $\Delta K$  – размах КИН при циклическом нагружении  
 $K_{Ia}$  – КИН при торможении трещины, параметр материала  
 $K_{Ic}$  – критический КИН при нагружении по типу I, параметр материала  
 $K_I^d$  – КИН от приложенных напряжений  
 $K_{Ires}$  – КИН от остаточных напряжений  
 $K_r$  – относительный КИН  
 $l$  – протяжённость трещины на поверхности  
 $L_r$  – относительная нагрузка  
 $m$  – количество образцов в серии  
 $M$  – математическое ожидание  $J_{cr}$   
 $m_\delta$  – коэффициент пересчёта между  $J_{cr}$  и CTOD  
 $M_c$  – математическое ожидание  $J_{cr}$  в серии из  $m$  образцов  
 $n$  – коэффициент запаса (частный) без учёта погрешностей процесса аттестации  
 $n_1$  – коэффициент запаса на неопределённость трещиностойкости материала  
 $NN$  – протяжённость шва (по отношению к толщине  $S$ )  
 $P$  – вероятность  
 $Q$  – параметр стеснения деформации в плоскости  
 $r$  – расстояние от вершины трещины  
 $r_{pl}$  – радиус зоны пластической деформации у вершины трещины  
 $R_c$  – удельная работа разрушения  
 $RND$  – псевдослучайное число, равномерно распределённое в интервале (0, 1)  
 $S$  – полная толщина конструкционного элемента  
 $T$  – температура  
 $\Delta T$  – температурный сдвиг, учитывающий масштабный фактор  
 $t$  – толщина образца  
 $T_d$  – минимальная температура применимости материала  
 $T_{xp}$  – температура торможения трещины, распространяющейся по хрупкому механизму  
 $v$  – CМОД  
 $V$  – коэффициент вариации данных  
 $V, \rho$  – коэффициенты, учитывающие взаимодействие полей приложенных напряжений и ОСН (в зарубежных методиках)  
 $v_{pl}$  – пластическая часть CМОД  
 $V_c$  – коэффициент вариации данных в серии из  $m$  образцов  
 $W$  – ширина образца  
 $W_{pl}$  – работа пластического деформирования на губах среза  
 $w_{pl}$  – плотность работы пластического деформирования  
 $x$  – расстояние от вершины трещины в плоскости трещины (вперёд от вершины)  
 $Y_r, Y_a$  – безразмерные функции учёта размера дефекта и его расположения  
 $Y_t, Y_b$  – безразмерные функции учёта способа нагружения растяжением и изгибом

# **Глава 1. Принципы и методики расчётных оценок прочности сварных конструкций, методы аттестации и критерии качества стали и её сварных соединений**

## **1.1 Общие вопросы проектирования, строительства и эксплуатации сварных конструкций**

Разработка арктических нефтегазовых месторождений шельфа началась в Северном море, где минимальные температуры редко опускаются ниже  $-10^{\circ}\text{C}$ , что позволяет, как правило, не использовать специальные требования к материалам. В России минимальные климатические температуры в районах устьев северных рек могут достигать до  $-60^{\circ}\text{C}$ . Континентальный шельф России обладает значительными ресурсами нефти и газа — до 100 млрд. тонн, при этом 85% ресурса сосредоточено на шельфе арктических морей. В настоящее время построены и эксплуатируются МЛСП «Приразломная», СПБУ «Арктическая» и терминал «Варандей».

Месторождение «Приразломное» расположено на шельфе Печорского моря, глубина которого в районе месторождения составляет 19–20 метров. Минимальная температура воздуха может опускаться ниже  $-45^{\circ}\text{C}$ . Добыча углеводородов ведётся с МЛСП гравитационного типа собственным весом 117000 тонн. Добыча начата в декабре 2013 года. Уровень добычи может достигать 5 млн. тонн нефти в год, срок эксплуатации месторождения — не менее 25 лет. Для круглогодичного обслуживания платформы и удержания челночных танкеров во время грузовых операций в Норвегии построено два многофункциональных ледокольных суда — «Владислав Стрижов» и «Юрий Топчев». Челночные танкеры «Михаил Ульянов» и «Кирилл Лавров» дедвейтом 70 тыс. тонн построены в 2009 году для вывоза нефти с месторождения в Кольский залив, где в 2016 году размещено плавучее нефтехранилище «Умба» грузоместимостью около 300 тыс. тонн, позволяющее перегружать нефть с танкеров ледового класса на обычные для отправки потребителям.

СМЛОП «Варандей» предназначен для экспорта морским путём нефти, добываемой в Тимано-Печорской нефтегазоносной провинции. Введён в эксплуатацию в июне 2008 года. Установлен на глубине 17 метров в Баренцевом море в 22 км от берега в районе поселка Варандей Ненецкого автономного округа, представляет собой конструкцию высотой более 50 метров общим весом более 11 тыс. тонн, прикрепленную ко дну сваями. СМЛОП соединён с берегом двумя нитками подводного трубопровода. В комплекс Варандейского терминала входят береговой резервуарный парк ёмкостью 325 тыс. куб. м., насосная станция, объекты энергообеспечения, а также вахтовый посёлок. Танкерный и вспомогательный флот состоит из трёх челночных танкеров дедвейтом 70 тыс. тонн, ледокола и буксира.

Нефть перевозится в порт Мурманск на рейдовый накопитель «Белокаменка» для дальнейшего экспорта.

СПБУ «Арктическая» сдана в эксплуатацию в 2014г. Она несамходная, на трёх трёхгранных опорах ферменного типа, с жилым модулем в носовой части, с посадочной площадкой для вертолета в носу по левому борту и буровым блоком, размещённым на выдвигной консоли в кормовой части установки. Масса установки 15100 тонн. В 2016-2017 годах работала на шельфе Балтийского моря. После планового ремонта в Сингапуре была перевезена в Мурманск, откуда летом 2018г. отбуксирована на строительство поисково-оценочной скважины в Карском море.

Каменномысское газовое месторождение на Ямале с ожидаемым запасом 535 миллиардов кубометров частично расположено на суше, частично в акватории Обской губы на глубинах 11-17 м, поэтому для основного куста газовых скважин планируется в 2020 году начать строительство МЛСП длиной 100 и шириной 60 м.

10 апреля 2019г. состоялась церемония закладки ледостойкой самодвижущейся платформы «Северный полюс» на АО «Адмиралтейские верфи». Это исследовательское судно, обладающее уникальным сочетанием ледовых классов, предназначено для длительного дрейфа во льдах.

Новым для России является способ перевозки добытого газа после сжижения. Мировой рынок СПГ составляет около 30% всего газа. Доля России в торговле СПГ составляет 4%, однако в ближайшие годы планируется её увеличение до 20% (400 млн. тонн в год к 2020г.) за счёт строительства заводов по сжижению и танкеров ледового класса. Крупнейшим проектом является Ямал СПГ в пос. Сабетга с достигнутой мощностью 16.5 млн. тонн в год, на весну 2019г. отгружено 10 млн. тонн СПГ.

В последние годы обновляется парк ледокольного флота России, активизировалось освоение Дальнего Востока, для чего на территории судоремонтного завода «Звезда» в бухте Большой Камень ведётся строительство современной верфи, которая будет строить суда любой сложности, в том числе для Северного морского пути.

Для перечисленных конструкций необходимой оказалась разработка новой нормативной базы по требованиям к материалам. Появился термин «winterization», описывающий применение дополнительных требований по хладостойкости применительно к материалам судов ледового плавания. В Правила Регистра внесены стали категорий «Агс» в толщинах свыше 25 мм, которые могут использоваться без ограничений до заданной температуры, и такие стали созданы с участием НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», см. также п. 1.1.4.

Современные аналогичные Судовые правила DNV GL [165] предусматривают категории COD-сталей, то есть сталей с нормированным критическим значением

раскрытия в вершине трещины CTOD металла ЗТВ сварных соединений (0.20 мм минимальное среднее значение и 0.18 мм минимальное отдельное значение при минимальной температуре применения, толщина от 50 мм), и ВСА-сталей, то есть сталей, для которых критическое значение коэффициента интенсивности напряжений (КИН)  $K_{Ia}$  при торможении хрупкой трещины по результатам полномасштабных испытаний составляет не менее  $190 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{0.5}$  при минимальной температуре эксплуатации. Однако необходимость применения таких сталей не оговорена, а уровень требований, изначально разработанный для стали одного уровня прочности, необоснованно распространён на стали других категорий прочности.

Оффшорная промышленность активно развивается в Арктике и других холодных регионах, требуются практически реализуемые решения для применения конструкций в условиях низких климатических температур. В настоящее время реалистично применение крупногабаритных сварных конструкций из низколегированных сталей до минимальной климатической температуры  $-40^\circ\text{C}$ , а чтобы обеспечить применимость до  $-60^\circ\text{C}$ , есть два принципиальных пути. Экстенсивный путь – применение специальных систем легирования корпусных материалов, то есть сталей с содержанием никеля 3-4% и сварочных материалов аустенитного класса, что делает стоимость конструкций слишком высокой. Другой путь состоит в количественном обосновании технически достижимых требований по трещиностойкости и хладостойкости в зависимости от нагруженности конструкции, толщин и категорий прочности материалов.

В 2016-2017 годах уложена целая сеть подводных межпромысловых и внутрипромысловых трубопроводов в Каспийском море (месторождения им. Филановского, Корчагина), началось освоение месторождения Ракушечное. При этом решён ряд нестандартных задач, таких, как пересечение подводных трубопроводов, укладка прибрежных частей в заболоченной местности, переходящей в мелководье, укладка в месте заглублённого судоходного фарватера. Трубопроводы укладывались зарубежными баржами-укладчиками фирм Saipem и Bumi Armada, оснащёнными системами автоматического ультразвукового контроля (АУЗК), с дальнейшим заглублением с помощью подводных «тракторов».

Для МПТ приходится рассматривать несколько расчётных случаев, принципиально отличающихся по схеме нагружения: укладка пустого трубопровода на дно с натяжением, изгибом и возможностью локальной потери устойчивости; гидравлические испытания уложенного трубопровода; повторный подъём части трубопровода для возобновления укладки или ремонта; эксплуатационное нестационарное нагружение.

### 1.1.1 Соппротивление хрупкому разрушению

Конструкционные элементы с дефектами, изготовленные из низкоуглеродистой низко- или среднелегированной стали, являющейся материалом с ОЦК-решёткой, могут хрупко разрушаться при климатических температурах Арктики. Сварные конструкции неизбежно имеют дефекты, в них присутствуют остаточные сварочные напряжения (ОСН), снятие которых термической обработкой невозможно из-за размеров и сложности конструкций. Поэтому безопасность эксплуатации в значительной степени зависит от системы контроля качества применяемых материалов и уровня предъявляемых требований, который должен быть достаточно консервативным, технически достижимым, экономически приемлемым и при этом количественно обоснованным.

Особенность хрупкого разрушения в том, что оно может непредсказуемо влиять на поведение конструкции после локальной перегрузки, поскольку трудно заранее знать его скорость и траекторию распространения, а поэтому хрупкое разрушение недопустимо. Переход к проектированию по предельному состоянию по критерию хрупкого разрушения предполагает, что в рассматриваемом сечении конструкции присутствует трещина (исходная или образующаяся в процессе эксплуатации). Так как высокий уровень напряжений и наличие трещины сочетаются с некоторой вероятностью, данный подход неизбежно является вероятностным и должен быть связан с качеством изготовления конструкции и вероятностью обнаружения дефекта в рамках действующей системы неразрушающего контроля и мониторинга.

Трещины при эксплуатации крупногабаритных сварных конструкций развиваются от дефектов сварных соединений и концентраторов формы шва (часто от границ швов). Предотвращение старта трещины, быстро распространяющейся из зоны сварки по хрупкому механизму, должно быть обеспечено свойствами металла сварных соединений. Если же такая трещина стартовала, она должна быть остановлена основным металлом. Таким образом, помимо требований к стандартным механическим свойствам, необходимо обеспечить удовлетворение двух основных требований к материалам сварных конструкций Арктики – по статической трещиностойкости металла сварных соединений (принято нормировать критическую величину  $CTOD$  – раскрытие в вершине трещины) и температуре торможения трещины основным металлом. Данный принцип реализован в Правилах РМРС с начала 2000-х годов на основании НИР, выполненных специалистами ЦНИИ КМ «Прометей».

Современные методы исследования конструкций с дефектами включают использование положений нелинейной механики разрушения (НЛМР) [63, 67, 69],

теорий повреждаемости [7, 8, 29], теории рисков [88, 122].

Сопротивление зарождению хрупкого разрушения в классических работах связывается с уровнем напряжений, который достижим в материале, то есть с пределом текучести: повышению напряжений текучести соответствует пропорциональный ему рост максимальных главных напряжений в вершине как микро-, так и макротрещин. Таким образом, с понижением температуры местные напряжения в материале возрастают, и вместе с этим возрастает вероятность хрупкого разрушения. Второе известное положение состоит в том, что понижение температуры уменьшает возможность поперечного скольжения дислокаций, то есть «рассасывания» микротрещин. В рамках теории «слабого звена» это называется температурной зависимостью притупления микротрещины. А.В.Ильиным предложен «энергетический» подход [43, 48, 53, 58, 60], согласно которому с понижением температуры независимо возрастает энергоёмкость распространения хрупкого разрушения через структурные барьеры.

Контроль торможения трещины, распространяющейся по хрупкому механизму, может осуществляться прямыми испытаниями полномасштабных образцов, которые являются уникальными и очень дорогими. В зарубежной практике определяют критическое значение КИН  $K_{Ia}$  при испытаниях полномасштабных образцов по методике ESSO [160]. Само требуемое значение  $K_{Ia} = 190 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$  не обосновано. Кроме того, методика испытаний подразумевает, что трещина остановится в любом случае из-за температурного градиента, создаваемого в образце.

В России подобные испытания проводятся в Крыловском государственном научном центре по методике двойного растяжения, где образец охлаждают равномерно вдоль пути трещины до одной температуры, поэтому возможно непосредственное определение температуры торможения трещины, при которой наблюдается резкое изменение величины разрушающих напряжений.

Ни одно из полномасштабных испытаний не может быть использовано в заводских условиях для проверки качества материала [30, 31, 94, 96, 97], что заставляет обратиться к косвенным методам – определению температур вязко-хрупкого перехода, при этом требуется научное обоснование корреляции этих температур с температурой торможения трещины.

Таким образом, инженерные оценки включают рассмотрение как момента старта трещины, так и возможности её остановки. Разрушение, изучаемое на мезоуровне (где исследуется сплошность материала), на самом деле захватывает масштабы от разрыва межатомных связей до глобального разрушения конструкции.

### 1.1.2 Минимальная температура эксплуатации конструкционного элемента и допустимая вероятность разрушения

Согласно Правилам Регистра [109, 111], требуемую минимальную температуру эксплуатации конструкционных элементов  $T_d$  назначают, исходя из результатов многолетних метеорологических наблюдений. Основной информацией о температуре окружающего воздуха являются сведения о самой низкой среднесуточной температуре для района предполагаемой эксплуатации  $T_A$ , полученные на основании метеорологических данных по крайней мере за 10 лет для ПБУ/МСП и 5 лет для судов ледового плавания и ледоколов (для наиболее неблагоприятного района эксплуатации).

Принятая температура  $T_A$  не должна превышать:

- 40°C для ледоколов ледовых классов<sup>1</sup> Icebreaker9, Icebreaker8, Icebreaker7 и судов ледовых классов Arc9, Arc8, Arc7, Arc6, Arc5 (при эксплуатации с заходом в устья северных рек величина  $T_A$  не должна превышать -50°C);
- 30°C для ледоколов ледовых классов Icebreaker6 и судов ледовых классов Arc4;
- 10°C для судов ледовых классов Ice3, Ice2 и Ice1.

Допускается назначение  $T_d$  исходя из  $T_A$  по рекомендациям таблицы 1.1 (табл. 1.2.3.4 раздела «Корпус» Судовых Правил Регистра [109]), которая

---

<sup>1</sup> Ледовый класс – параметр судна, показывающий его способность находиться в море в зависимости от тяжести ледовых условий. По классификации РМРС:

Ice1 – самостоятельное эпизодическое плавание в мелкобитом разреженном льду неарктических морей и в сплошном льду в канале за ледоколом при толщине льда до 0,4 м. Ice2 – То же, при толщине льда до 0,55 м. Ice3 – То же, при толщине льда до 0,7 м.

Arc4 – Самостоятельное плавание в разреженных 1-летних арктических льдах при их толщине до 0,6 м в зимне-весеннюю навигацию и до 0,8 м в летне-осеннюю. Плавание в канале за ледоколом в 1-летних арктических льдах толщиной до 0,7 м в зимне-весеннюю и до 1,0 м в летне-осеннюю навигацию. Arc5 – то же, при толщинах льда 0,8 м, 1,0 м, 0,9 м и 1,2 м, соответственно. Arc6 – то же, при толщинах льда 1,1 м, 1,3 м, 1,2 м и 1,7 м, соответственно.

Arc7 – то же, при толщинах льда 1,4 м, 1,7 м, 2,0 м и 3,2 м, соответственно. Arc8 – то же, при толщинах льда 2,1 м, 3,1 м, 3,4 м и без ограничений, соответственно. Arc9 – самостоятельное плавание в сплоченных многолетних арктических льдах толщиной до 3,5 м в зимне-весеннюю навигацию и до 4,0 м в летне-осеннюю. Эпизодическое преодоление участков 1-летних и 2-летних сплошных льдов работой набегами.

Icebreaker6 – выполнение ледокольных операций в неарктических морях при толщине льда до 1,5 м. Способен непрерывно продвигаться в сплошном льду толщиной до 1,0 м. Icebreaker7 – выполнение ледокольных работ в арктических морях при толщине льда до 2,0 м в зимне-весеннюю и до 2,5 м в летне-осеннюю навигацию. Способен непрерывно продвигаться в сплошном льду толщиной до 1,5 м. Мощность на валах не менее 11 МВт. Icebreaker8 – выполнение ледокольных работ в арктических морях при толщине льда до 3,0 м в зимне-весеннюю и в без ограничений в летне-осеннюю навигацию. Способен непрерывно продвигаться в сплошном льду толщиной до 2,0 м. Мощность на валах не менее 22 МВт. Icebreaker9 – Выполнение ледокольных операций в арктических морях при толщине льда до 4,0 м в зимне-весеннюю и в без ограничений в летне-осеннюю навигацию. Способен непрерывно продвигаться в сплошном льду толщиной до 2,5 м. Мощность на валах не менее 48 МВт.

допускает снижение требований для теплоизолированных или обогреваемых, а также менее нагруженных конструктивных элементов.

При расчётных напряжениях растяжения  $\sigma_{sw}$  в продольных связях верхней палубы и борта (ширстречного пояса) от изгибающего момента на тихой воде, превышающих величину  $65/\eta$  МПа, где  $\eta$  — коэффициент использования механических свойств стали, определяемый по табл. 1.1.4.3 раздела «Корпус» [109] ( $0.68 \leq \eta \leq 1$ ), расчётная температура этих конструктивных элементов может быть откорректирована на величину  $\Delta T_d = -10(\sigma_{sw} / 65 - 1)^\circ\text{C}$ .

**Таблица 1.1 – Назначение минимальной температуры эксплуатации конструктивных элементов с учётом подогрева и теплоизоляции [109, табл. 1.2.3.4]**

Конструкции	Наличие изоляции	Наличие подогрева	Расчётная температура $T_d$		
			Район грузовых помещений		Район помещений, не относящихся к грузовым
			танки	трюмы	
Открытая часть расчётной палубы, бортовая обшивка выше летней грузовой ватерлинии (или ледового пояса) и примыкающие к ним набор и участки шириной до 1 м конструкций переборок, палуб, платформ, подпалубных цистерн и т.п.	Есть	Нет	$T_A$		
	—	Есть	$0.50 T_d$		
	Нет	Нет	$0.70 T_A$	$T_A + 5^\circ\text{C}$	$0.60 T_A$
Часть расчётной палубы под необогреваемыми надстройками	—	Нет	$-10^\circ\text{C}$		
Наружные конструкции надстроек и рубок	Есть	Есть	$0.50 T_A$		
		Нет	$0.70 T_A$		
Конструкции, охлаждаемые наружным воздухом с обеих сторон	Нет	Нет	$T_A$		
Часть бортовой обшивки в районе переменной ватерлинии. Район I ледовых усилений судов ледовых классов	Есть	Нет	$0.55 T_A$		
	—	Есть	$0.35 T_A$		
	Нет	Нет	$0.40 T_A$		
Примечания: 1. Для наружных конструкций подводной части корпуса $T_d = 0^\circ\text{C}$ . 2. Знак «—» означает, что наличие изоляции не влияет на расчётную температуру.					

Расчётная температура конструкций, расположенных внутри охлаждаемых помещений, должна приниматься равной температуре в охлаждаемом помещении. Расчётная температура конструкций, ограничивающих охлаждаемые помещения, должна приниматься равной:

— температуре охлаждаемого помещения при отсутствии изоляции со стороны охлаждаемого помещения;

— температуре в помещении с неизолированной стороны при наличии изоляции со стороны охлаждаемого помещения и отсутствии ее с другой стороны;

— средней температуре в соседних помещениях при наличии изоляции с обеих сторон.

Минимальная расчётная температура для элементов платформ, находящихся во всех режимах эксплуатации под водой, принимается равной температуре воды:  $-2^{\circ}\text{C}$ .

Понижение температуры влияет на все характеристики прочности, пластичности и разрушения сталей, наиболее важными из которых по отношению к хрупкому разрушению являются предел текучести, статическая трещиностойкость и трещиностойкость остановки хрупкой трещины (arrest toughness).

Согласно зарубежной практике, определяется аналог  $T_d$  – температура LAST (least anticipated service temperature), наименьшая ожидаемая температура эксплуатации. Она определяется температурой окружающего воздуха и временным интервалом, необходимым для реализации теплового потока, необходимого для нагрева или охлаждения. Например, ISO 19906 [194] определяет LAST как минимальную среднюю температуру в течение часа. Для стали такое определение может быть излишне консервативным, так как связано с климатической температурой, а не с температурой поверхности. Возможно осреднение по большему временному интервалу, а также учёт влияния покрытий, толщины стенки, а также теплообмена, связанного со скоростью ветра.

Дополнительно учитывают повторяемость такой экстремальной температуры, что может быть соотнесено с допускаемой вероятностью разрушения конструкций (в документе NORSOK N-003 [214] предполагается повторяемость 1 раз в 100 лет). Однако не всегда наибольшие нагрузки совпадают с минимальными температурами.

Допускаемая вероятность разрушения конструкций в современных зарубежных нормативных документах определяется на основе концепции «разумного риска» ALARP (as low as reasonably possible/practicable). В стандарте BS 7910 [149] эта вероятность также дифференцирована для различных отраслей промышленности, а для конструктивных элементов – в зависимости от их дублирования и последствий разрушения.

Понятие дублирования имеется в ISO 2394 [186], оно означает множественность параллельных путей передачи нагружения, что, в свою очередь, приводит к статической неопределимости системы. К сожалению, на этапе аттестации материалов данный параметр неизвестен, и следует консервативно принять отсутствие дублирования. В численном выражении допускаемая вероятность разрушения конструкций составляет порядка  $10^{-5}$ , а для отдельных конструктивных элементов от  $2.3 \times 10^{-1}$  до  $10^{-7}$ . Об этом подробнее говорится в главе 5.

### 1.1.3 Эксплуатация в морской воде

В настоящей работе не ставится цель охватить все возможные аспекты коррозионного воздействия. Однако необходимо перечислить основные моменты.

Скорость общей коррозии конструкций из низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей, эксплуатируемых в морской воде, при переменном смачивании, в присутствии конденсата, либо связанных с транспортировкой жидкостей, содержащих воду, составляет порядка 0.15 мм в год, предельно до 0.5 мм в год согласно Правилам МПТ Регистра [112]. Это означает, что при сохранении эксплуатационной нагрузки напряжения к концу срока эксплуатации могут значительно вырасти, что особенно значимо для конструкций, толщина конструктивных элементов которых сопоставима с величиной коррозионного износа. В расчётных методиках общую коррозию можно учесть поправкой на толщину конструктивных элементов. При определении требований к материалам обычно считают, что проектный уровень нагрузок будет таким, что напряжения не превысят допускаемых на момент окончания эксплуатации. При анализе допустимости выявленных дефектов следует использовать актуальные значения толщины на момент выявления дефекта и оценивать их на момент окончания срока эксплуатации.

Для корпусов судов и конструкций морской техники обязательна окраска качественными материалами, стойкими к морской воде, нефтепродуктам, истиранию, свету и обладающими хорошей адгезией, а также протекторная либо активная катодная защита. При проектировании корпусов в расчёт обычно закладывают только допуск на общую коррозию за весь период эксплуатации (порядка 5-6 мм). Запас может быть меньше с учётом стойкости лакокрасочного покрытия и других условий эксплуатации, а также межремонтных периодов.

Другими распространёнными видами коррозии являются язвенная коррозия и её другие виды, приводящие к локальному уменьшению толщины. Допустимые размеры язв могут быть оценены различными, в том числе стандартизованными методами (например, это сделано в Правилах МПТ Регистра [112]). Развитие язв ведёт к возникновению сквозных повреждений, от которых может стартовать магистральная трещина по всей толщине конструктивного элемента. Особенно это опасно для сосудов давления и трубопроводов. Если всё-таки сохраняется опасность хрупкого разрушения (например, для надземного перехода трубопровода или конструктивных элементов переменного смачивания), следует рассматривать отдельный расчётный случай.

Коррозионное растрескивание под напряжением, в отличие от рассмотренных выше видов коррозии, приводит к образованию острого трещиноподобного дефекта. Научно-исследовательские работы, выполненные в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», включающие испытания образцов с трещиной при ступенчато повышающейся нагрузке, позволяют утверждать, что сталь не склонна к коррозионному растрескиванию, если значение разрушающей нагрузки в коррозионной среде составляет не менее 0.85 от аналогичного значения на воздухе. Данное положение внесено в нормативный документ РД5.АЕИШ.3635-2013, разработанный ЦНИИ КМ «Прометей». Коррозионное растрескивание под напряжением в настоящей работе не рассматривается, поскольку аттестованные судостроительные и трубные стали считаются не склонными к нему при условии, что их предел текучести не превышает пороговых значений: 1000 МПа в условиях свободной коррозии и 750 МПа при катодной поляризации («перезащите»), вызывающей наводороживание, что было показано в диссертации С.К. Костина на соискание учёной степени кандидата технических наук [68].

#### **1.1.4 Конструкционные стали и сварочные материалы**

Современные судостроительные и трубные стали согласно соответствующим Правилам РМРС делятся на категории прочности: стали нормальной прочности (с минимальным гарантированным значением предела текучести 235 МПа), повышенной (315-390 МПа), и высокой прочности (420 МПа и выше). При этом стали с пределом текучести 500-690 МПа и более прочные могут быть выделены в отдельную группу, что может быть также связано со способом их производства.

Низкоуглеродистые низко- и среднелегированные стали применяются для строительства судов и других транспортных средств, а также в промышленном и гражданском строительстве. Такие стали обладают высокой пластичностью и ударной вязкостью. Они должны обладать малой склонностью к старению, хорошей свариваемостью и высокой хладостойкостью [6, 11, 13, 95, 99, 116]. К настоящему времени достигнуты успехи в разработке и реализации технологических процессов ТМО при производстве хладостойких низколегированных марок стали как в России, так и за рубежом [71]. Повышение качества проката проводится по следующим направлениям:

– изменение химического состава со снижением содержания углерода для улучшения работы удара, свариваемости и сегрегационной однородности металла, модификация состава упрочняющими твёрдый раствор элементами Cr, Cu,

Ni, Mo, микролегирование в целях упрочнения за счёт дисперсионного твердения (выделения специальных карбидов и карбонитридов), переход от традиционной ферритно-перлитной к ферритно-бейнитной структуре для обеспечения требуемого уровня прочности;

– развитие промышленных технологий производства проката, прецизионных режимов термопластической деформации; технологические мероприятия, снижающие химическую неоднородность структуры слябов и дефектность литой структуры, контроль типов неметаллических включений, регламентация содержания примесей (P, S, N, O), оптимизация температурно-деформационных режимов прокатки, подбор режимов охлаждения для получения удовлетворительного фазового состава структуры и свойств проката.

Полученные на основании экспериментального моделирования на GLEEBLE закономерности изменения структуры и свойств низкоуглеродистых низколегированных сталей изложены в работе [98].

За рубежом изготовлением листового проката низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей, в том числе с пределом текучести свыше 500 МПа занимается достаточно большое количество металлургических предприятий. Основными производителями данной продукции являются SSAB (Швеция), Henan HZZ Iron and Steel Co., Xinsteel Industrial Co., Sisco Shaghai Iron&Steel Co. (Китай) и др. Стали поставляются в нормализованном состоянии, после закалки и высокотемпературного отпуска, а также после термомеханической обработки.

В России ведущими производителями низкоуглеродистых сталей высокой прочности являются ПАО «Северсталь», ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат», АО «Уральская Сталь», АО «Выксунский металлургический завод» и др., располагающие оборудованием для реализации технологий термомеханической обработки толстолистового проката с последующим ускоренным охлаждением, а также закалки с печного и прокатного нагрева с последующим высокотемпературным отпуском. НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» является разработчиком основных и сварочных материалов для крупногабаритных сварных конструкций. Производство проката корпусных сталей было освоено под надзором специалистов института на крупнейших заводах-изготовителях, в таблице 1.2 приведены сведения о крупнейших реализованных проектах.

На рис. 1.1–1.2 представлены примеры достижимых свойств трещиностойкости (критического раскрытия в вершине трещины, CTOD) и хладостойкости (температур вязко-хрупкого перехода) разработанных отечественных материалов. Эти свойства оказываются достаточно высокими. В то же время были обнаружены проблемы.

Таблица 1.2 — Поставка аттестованных корпусных материалов на заказы

Марка стали	Одобрение классификационным обществом	Поставка на заказ	Примерный объем поставки, тонн
E36Z, F36Z	PMPC	ЛСБУ «Приразломная»	60 000
F36CBZ	PMPC	СБУ «Сахалин-2»	3 000
E40Z, E36Z	DNV, PMPC	ПБУ «MOSS»	7 000
F40Z, F36Z	DNV, PMPC	ПБУ «MOSS»	2 100
F500W	PMPC	ПБУ «Арктическая»	800
D40, E40	PMPC	Терминал «Варандей»	6 000

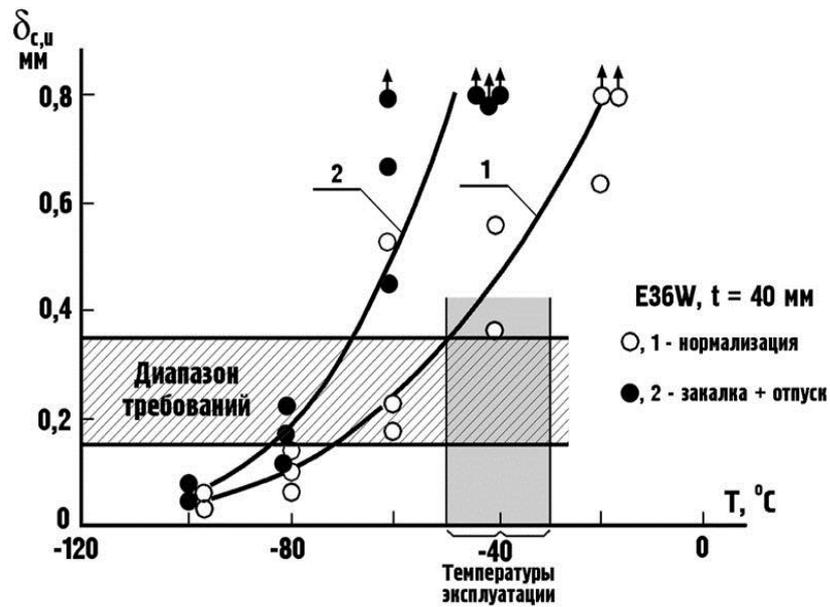


Рисунок 1.1,а — Температурные зависимости CTOD судостроительной стали повышенной прочности

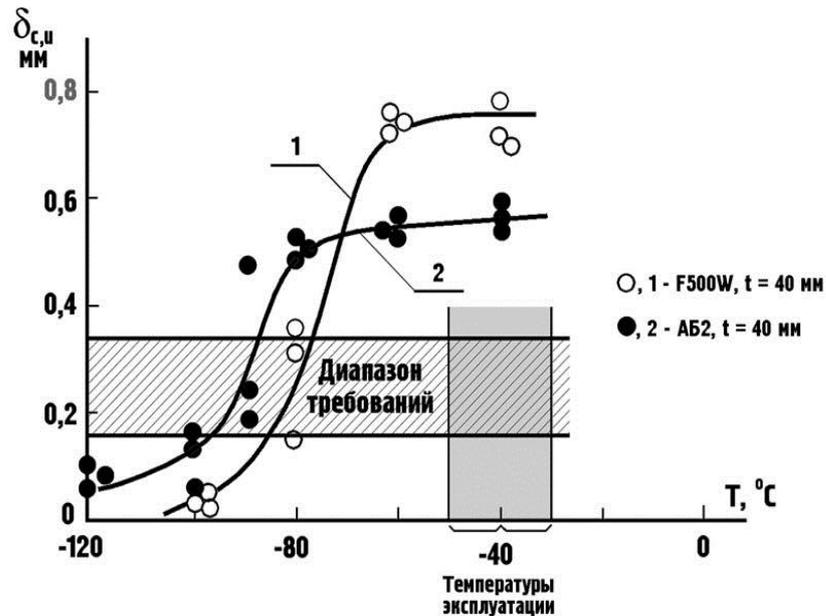


Рисунок 1.1,б — Температурные зависимости CTOD основного металла сталей высокой прочности

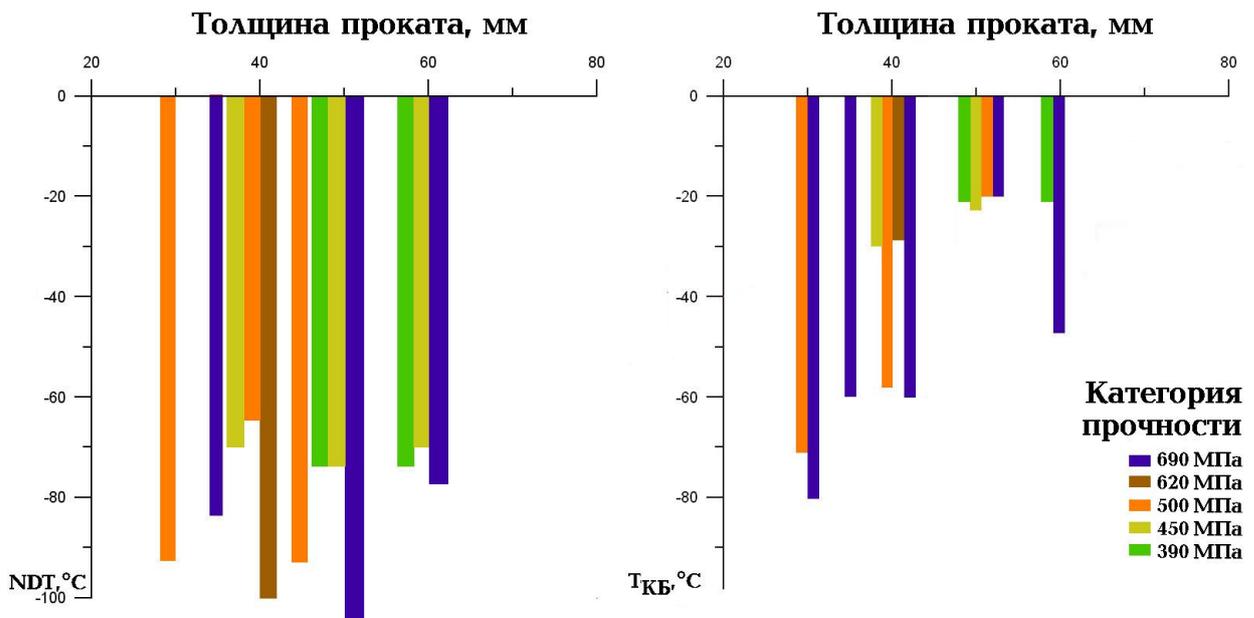


Рисунок 1.2 — Достижимые значения критических температур хрупкости.

В металле проката больших толщин, изготовленном по технологии ТМО, при испытании могут возникать расщепления, вызванные неоднородностью структуры. Наблюдается снижение значений работы удара в середине по толщине проката, в ряде случаев не достигаются требования по температуре вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$  и трещиностойкости CTOD. Получение неудовлетворительных результатов в первую очередь связывают с наличием крупных областей реечного бейнита, вытянутых в направлении прокатки, а также со значительной разнородностью, что отмечалось в технических отчётах. В изломах проб полной толщины могут наблюдаться расщепления большого размера, что указывает на недостаточную однородность структуры по толщине и вызвано наличием осевой ликвации. Лучшие результаты обычно получаются при производстве листового проката с использованием технологии закалки с отпуском, когда оборудование позволяет реализовывать оптимальные режимы последнего, обеспечивающие получение изотропной перекристаллизованной структуры.

Стали с пределом текучести свыше 600 МПа находят своё применение для сосудов высокого давления, транспортных средств, трубопроводов. Основным экономическим преимуществом является экономия металла в конструкциях за счёт повышения абсолютного уровня эксплуатационных напряжений. Основными зарубежными производителями этих сталей являются компании: Arcelor Mittal (США), Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation (Япония), Dillinger Hutte GTS (Германия). Основой обычно является Cr-Ni-Mo система легирования с добавками микролегирующих элементов (Nb, V). Легирование стали никелем в количестве до

2-5% и более обеспечивает высокую прокаливаемость в листах большой толщины, а легирование молибденом и ванадием, а также медью, способствующими развитию процессов вторичного твердения, – высокую прочность при температуре отпуска (старения). Однако из них только легирование никелем повышает хладостойкость. Требуемые свойства высокопрочных сталей достигаются выплавкой в современных кислородных конвертерах или электродуговых печах, дополняемой процессами внепечной обработки с целью получения жёстких допусков на химический состав, минимальных загрязнений и контроля морфологии включений. Непрерывнолитые заготовки подвергают многочисленным операциям деформирования и термообработки. Горячую деформацию толстолистового проката производят на реверсивных станах Кварто. Как правило, все прокатные станы оборудованы устройствами для ускоренного охлаждения.

Основными отечественными производителями высокопрочных легированных сталей с гарантированным пределом текучести 600-690 МПа по технологиям, разработанным НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», в том числе марок АБ, являются ПАО «Северсталь», ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат» и ООО «ОМЗ-Спецсталь». Технология включает выплавку стали с внепечной обработкой и вакуумированием, прокатку и окончательную термическую обработку (закалку с прокатного нагрева или печную закалку и отпуск). Отпускоустойчивость, под которой понимают меньшее относительное снижение прочности по сравнению с другими сталями при одинаковой температуре отпуска, обеспечивается за счёт выделения мелкодисперсных карбидов и карбонитридов молибдена, ниобия и ванадия.

Для более прочных экономнолегированных сталей в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» разрабатываются технологические процессы закалки с прокатного нагрева с отпуском, позволяющие получать требуемые прочностные характеристики в сочетании со стабильными значениями параметров трещиностойкости и хладостойкости.

В последние годы отмечена тенденция к появлению нормативных требований к сталям большей толщины и категории прочности. Так, в действующих Судовых Правилах Регистра [109] фигурируют стали категорий прочности до 460 МПа температурной категории F в толщине до 250 мм, поставляемые в нормализованном состоянии, до 690 МПа температурной категории F и до 960 МПа температурной категории E в толщине до 150 мм, производимые по технологии ТМО и в термически улучшенном состоянии. Требования к характеристикам свариваемости таких материалов пока отсутствуют.

На рисунке 1.3 показаны достижимые свойства по трещиностойкости металла шва, выполненного отечественными хладостойкими сварочными материалами, разработанными с участием ЦНИИ КМ «Прометей», по сравнению с материалом общего применения – электродами УОНИИ 13/45Р [43]. Следует понимать, что подобные результаты относятся собственно к металлу шва, полученному при оптимальных параметрах сварки. Хладостойкость металла шва при сварке низколегированными материалами достигается за счёт получения мелкозернистой структуры игольчатого феррита и модификации неметаллических включений [99].

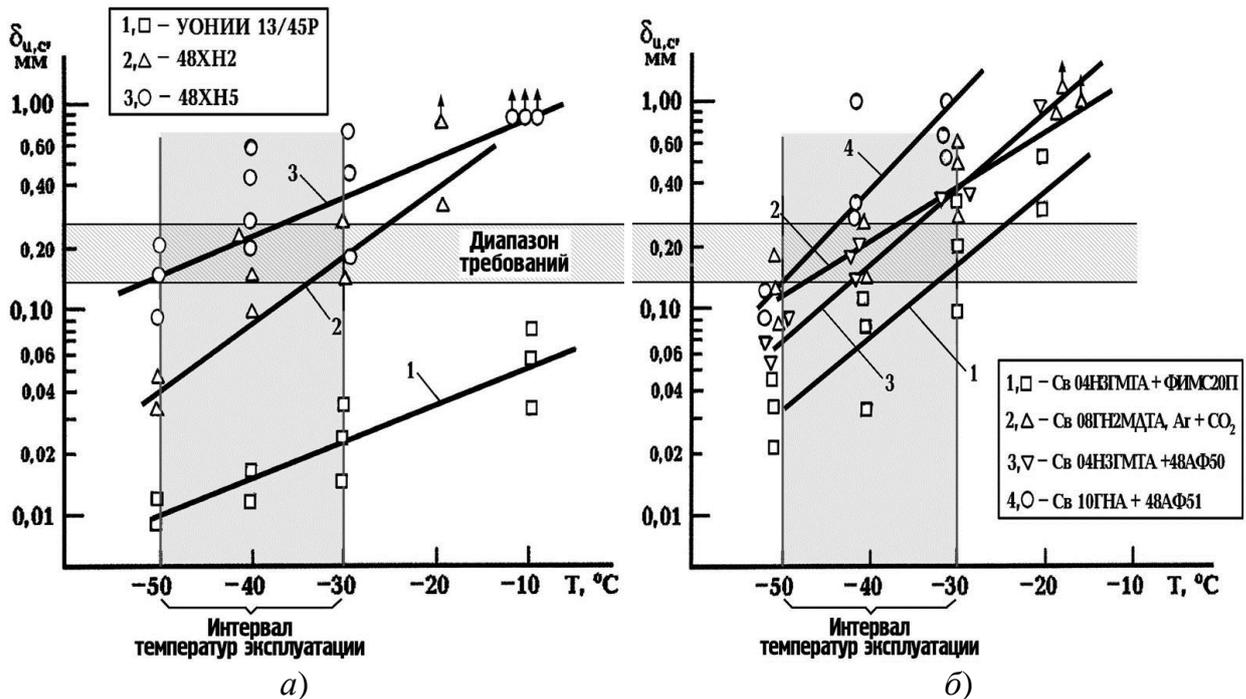


Рисунок 1.3 — Температурные зависимости СТOD металла шва, выполненного ручной сваркой обычными и хладостойкими материалами (а), а также сваркой под флюсом и в защитном газе, предел текучести металла шва свыше 500 МПа (б).

Существенное повышение трещиностойкости и работы удара при низких температурах и снижение содержания кислорода в металле шва достижимы при полуавтоматической сварке в смеси  $Ar+CO_2$  либо сварке порошковой проволокой [84], для автоматической сварки была разработана комбинация проволоки Св-04Н2ГТА с агломерированным флюсом 48АФ-53. Для сварки ответственных конструкций из стали наиболее хладостойкой температурной категории «F» рекомендованы низколегированные электроды марок 48ХН-4, 48ХН-5, 48ХН-7, 48ХН-8, сварочная проволока аустенитного класса марок Св-09Х16Н25М6АФ (ЭИ-981А) и Св-10Х19Н23Г2М5ФАТ (ЭП-868); низколегированные проволоки марок Св-08ГН2МДТА, Св-04Н2ГСТА и Св-04Н3ГМТА и им подобные; агломерированный флюс 48АФ-50, 48АФ-51, 48АФ-53, керамический флюс 48АНК-54 [31].

Наиболее известными зарубежными производителями хладостойких сварочных материалов являются Kobe Steel (Япония), Lincoln Electric (США), Oerlikon (принадлежит Lincoln), ESAB (Швеция).

Основные проблемы с выбором сварочных материалов возникают при аттестации сталей на образцах с надрезом по зоне термического влияния (ЗТВ) вблизи линии сплавления, где соседствует перегревшаяся структура основного металла с металлом шва с неблагоприятной литой структурой, обеднённым легирующими элементами вследствие перемешивания и ликвации. Кроме того, для такой аттестации обычно требуется выполнение сварки при экстремально низком и наиболее высоком уровнях тепловложения, при которых металл шва перестаёт удовлетворять заявленному уровню трещиностойкости.

## **1.1.5 Влияние низких температур на механические свойства стали**

### **1.1.5.1 Свойства при растяжении**

Прямое влияние температуры заключается в изменении величины предела текучести и временного сопротивления. Если не рассматривать случаи нагружения с большими скоростями, когда значительную роль начинают играть силы инерции, и очень малыми скоростями, приводящими к появлению эффектов ползучести, можно утверждать, что понижение температуры эквивалентно увеличению скорости нагружения, так как оба этих воздействия сходно влияют на энергию активации движения дислокаций. Существуют эмпирические соотношения предела текучести и температуры, например, имеющие вид

$$\sigma_Y = A + B \cdot e^{-CT}, \quad (1.1)$$

где  $A$ ,  $B$  и  $C$  – константы. Эмпирические формулы, описывающие температурные изменения прочностных свойств материалов для инженерного применения, внесены в международно признанные стандарты, они обсуждаются в главе 2.

Помимо временного сопротивления и предела текучести, важную роль играет характеристика равномерного удлинения, которая определяется как полное или только пластическое удлинение, соответствующее максимуму нагрузки на диаграмме (определение полного равномерного удлинения без применения экстензометра невозможно). Эта характеристика особенно важна для высокопрочных сталей, склонных к быстрому переходу к вязкому нестабильному разрушению при небольших деформациях.

Зарубежные экспериментальные исследования влияния температуры на прочностные свойства низколегированной конструкционной стали с пределом текучести 360-500 МПа, согласно данным [221], показали следующее:

- величина роста предела текучести со снижением температуры меняется нелинейно и зависит от микроструктуры;
- рост временного сопротивления «более линейный» по сравнению с ростом предела текучести;
- равномерное удлинение незначительно изменяется с понижением температуры, за исключением материалов, показывающих полосы Людерса, где оно увеличивается из-за увеличения длины плато Людерса;
- полное удлинение до момента разрушения образца может зависеть от температуры.

Представленные положения [221] выглядят дискуссионными, поэтому автором в главе 2 рассмотрены экспериментальные данные, полученные в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей».

#### **1.1.5.2 Трещиностойкость**

Материалы с ОЦК-решёткой меняют своё поведение при понижении температуры. «Верхний шельф» — температурная область, в которой реализуется разрушение по вязкому механизму слияния пор, обычно при приложении значительных нагрузок (вязкое стабильное разрушение), для высокопрочных сталей с небольшим равномерным удлинением может наблюдаться вязкое нестабильное разрушение. «Нижний шельф» — область низких температур, при которых трещина распространяется по хрупкому механизму (хрупкое нестабильное разрушение). Между ними находится температурная область вязко-хрупкого перехода, ширина которой тесно связана с микроструктурой и химическим составом стали: для современных малоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей, в том числе бейнитного класса, она может растягиваться на 60°C и более. В этой области высока вероятность распространения разрушения по хрупкому механизму, то есть трещиностойкость материала имеет вероятностную природу, её разброс в области вязко-хрупкого перехода весьма значителен. Типичные примеры такого поведения судостроительных сталей при испытаниях, выполненных при участии автора, обсуждаются в главе 3.

Сварные соединения низколегированных сталей, эксплуатируемых в Арктике, находятся в области вязко-хрупкого перехода [12, 80, 88]. Поэтому возможность применения процедур инженерно-критического анализа, например, DNV GL OS-F108 [164], разработанных для сварных соединений трубопроводов и ориентированных на усталостный характер распространения трещины (а также коррозию или ползучесть), где нестабильное разрушение рассматривается только при доломе, ограничена. По этой же причине в данной работе не исследуется пластический коллапс конструкции в целом.

Испытания сварных соединений на трещиностойкость являются основными при аттестации корпусных материалов и признании их изготовителей [89, 90, 109-113], поскольку предсказание трещиностойкости по химическому составу и размеру зерна оказывается несостоятельным даже для относительно гомогенной стали, не говоря о сварных соединениях. Для снижения объёмов дорогостоящих испытаний и в случаях, когда невозможна вырезка образцов в полной толщине, а также для того, чтобы решить проблему, присущую НЛМР – неоднозначность описания условий разрушения одним параметром (J-интегралом), – обычно используют полуэмпирические модели, например, вариации модели Veremin, с помощью которых описывают разброс значений трещиностойкости и оценивают влияние на неё температуры и стеснения деформации.

### **1.1.6 Остановка хрупкого разрушения**

Распространяющееся хрупкое разрушение может остановиться при следующих условиях:

– недостаточно энергии для продвижения трещины (обычно заканчивается запасённая телом упругая энергия),

– выход вершины трещины из зоны высоких напряжений в зону низких, из зоны низкой температуры в зону повышенной, из зоны низких свойств материала в зону повышенной сопротивляемости продвижению трещины.

Таким образом, остановка хрупкого разрушения материалом локализует его, не доводя до разрушения всей конструкции, и должна рассматриваться как «последний бастион», препятствующий потере её целостности.

Трещиностойкость, соответствующая торможению трещины, также зависит от температуры. Эксперименты показывают, что она убывает с понижением температуры, как и сопротивление старту трещины. Наиболее известным и цитируемым документом, описывающим это явление, является Код ASME для котлов и сосудов давления в атомной энергетике [136], где представлено следующее изображение, описывающее трещиностойкость в терминах коэффициентов интенсивности напряжений (КИН), рис. 1.4.

С другой стороны, в сварных конструкциях трещины обычно зарождаются в зонах сварки, где сочетается повышенная дефектность, концентрация напряжений и анизотропия свойств. При дальнейшем росте трещины её вершина часто выходит из зоны сварки в основной металл. Таким образом, конструкционная целостность может быть достигнута торможением основным металлом магистральной трещины.

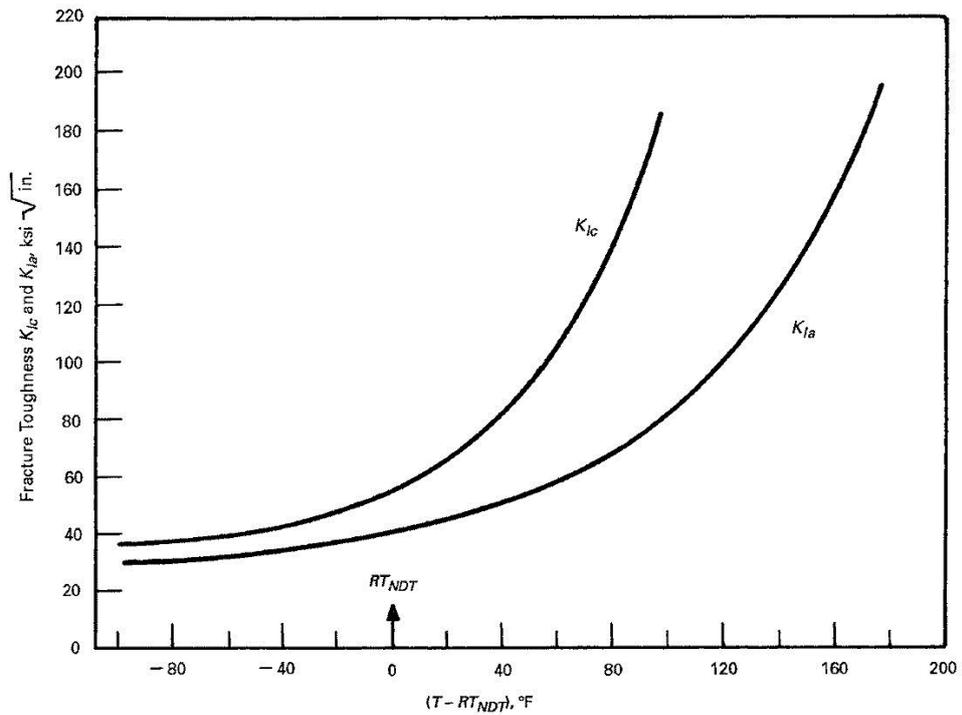


FIG. A-4200-1 LOWER BOUND  $K_{Ia}$  AND  $K_{Ic}$  TEST DATA FOR SA-533 GRADE B CLASS 1, SA-508 CLASS 2, AND SA-508 CLASS 3 STEELS

Рисунок 1.4 — Нижняя огибающая результатов испытаний по определению температурных зависимостей  $K_{Ia}$  и  $K_{Ic}$  по отношению к референсной температуре нулевой пластичности NDT (обозначенной  $RT_{NDT}$ ) для реакторных сталей [136].

Исходя из этого, дифференцируются требования к трещиностойкости основного металла и сварных соединений при температурах эксплуатации: сварное соединение должно обладать достаточным сопротивлением зарождению хрупкого разрушения, в то время как основной металл должен также обеспечивать достаточное сопротивление распространению трещины и её торможение, если это вообще возможно (например, в современных магистральных газопроводах запасённая энергия газа способна двигать трещину сколь угодно долго, если последняя имеет скорость порядка 400 м/с и обгоняет волну декомпрессии).

Отсюда следует вывод, что статическая трещиностойкость основного металла должна относиться к большему размеру дефекта, после его подраста и выхода из сварного соединения. Кроме того, основной металл должен обеспечивать необходимый уровень  $K_{Ia}$ , также коррелирующий с параметрами статической трещиностойкости, например, как показано на рис. 1.4.

Проблема количественных оценок, относящихся к торможению трещины, сложна из-за отсутствия представительных экспериментальных данных и трудности анализа напряжённо-деформированного состояния в вершине трещины в динамической постановке. Возвращаясь к вышесказанному, в зарубежной практике до сих пор сомневаются, будет ли способность тормозить хрупкую трещину определяющей для

конструкций, работающих при низких температурах, или сохранится достаточность обеспечения сопротивления зарождению хрупкого разрушения, которая доказана многолетней эксплуатацией при умеренных климатических температурах.

### 1.1.7 Усталостное повреждение

Усталостное повреждение возникает как в отсутствие, так и в присутствии макроскопических дефектов, в условиях конструктивной и технологической концентрации напряжений. Для циклически (и динамически) нагружаемых сварных конструкций существует реальная опасность развития усталостных трещин в полях эксплуатационных плюс остаточных напряжений, начиная от технологических дефектов, которые могут быть не выявлены существующими средствами неразрушающего контроля.

В стандарте BS 7910 [149] в качестве значимого рассматривается подрост трещины на 1...2 мм, не вдаваясь в расчётное обоснование данной величины. Напротив, оценки работы [36], представленные на рис. 1.5, основаны на том, что значимым считается подрост трещиноподобного дефекта размера  $a \approx 0.25S$ , где  $S$  — толщина конструкционного элемента, на  $0.2a$ . В работе [36] были выполнены расчётные оценки соответствующей такому подросту общей долговечности  $N_t$  дефекта при эксплуатации. Для сравнения на рис. 1.5 выделены кривые усталости сварных соединений категорий E ( $S \leq 25$  мм) и F ( $S > 25$  мм) согласно DNVGL-RP-C203 [163], соответствующие стыковым соединениям, нагружаемым поперёк шва, последние оценки оказываются менее консервативными. Из рисунка следует, что циклические нагрузки, допускаемые при проектировании конструкций, могут приводить к значительному росту дефектов технологического происхождения.

Для прогнозирования возможного подраста дефекта используются следующие данные:

– размах эквивалентных напряжений  $\Delta\sigma_n$ , определяемый для случайного спектра нагружения по принципу линейного суммирования повреждения (в предположении приемлемости линейного суммирования повреждений при анализе кинетики трещины);

– общее число циклов нагружения  $N_t$ .

Для грубых оценок можно выделить область интенсивного циклического нагружения в координатах «размах напряжений – ожидаемая цикличность нагрузки» сварных соединений в виде

$$\Delta\sigma_n \geq 4000 \cdot N_t^{-0.3}, \quad (1.2)$$

для основного металла полученная оценка может быть увеличена в 1.5 раза.

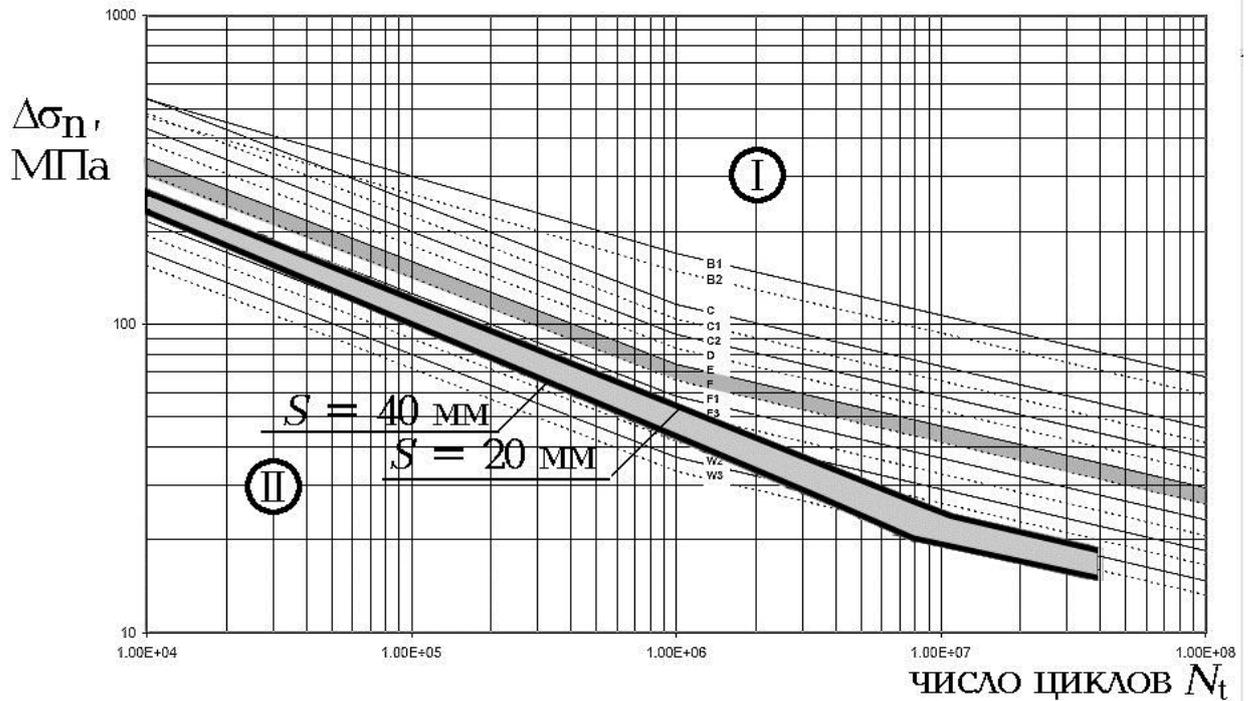


Рисунок 1.5 — Области интенсивного циклического нагружения (I) и низкой циклической нагруженности (II) конструктивных элементов различной толщины  $S$  (морская вода, катодная защита). Также выделены кривые усталости сварных соединений категорий E ( $S \leq 25$  мм) и F ( $S > 25$  мм) по [163].

Как было показано в работах [28, 183], для всех низколегированных судостроительных сталей и сварочных материалов зависимость скорости роста дефекта  $da/dN_t$  может быть задана в виде

$$da/dN_t = 8.6 \cdot 10^{-8} (\Delta K_I - 7(1 - 0.85R))^{2.3}, \quad (1.3)$$

где  $\Delta K_I$  — размах коэффициента интенсивности напряжений,  $\text{МПа} \cdot \text{м}^{0.5}$ ;

$R$  — коэффициент асимметрии цикла,

$a$  — глубина трещины, мм.

Величина  $\Delta K_I$  определяется по формуле

$$\Delta K_I = \Delta \sigma_n \sqrt{\pi a} Y_1 Y_2, \quad (1.4)$$

где  $Y_1, Y_2$  — поправочные функции.

Величина  $Y_1$  для трещины в зоне концентрации напряжений, связанной с концентратором формы сварного шва, определяется по формуле

$$Y_1 = 1 + \frac{0.93A}{\sqrt{a}}, \quad (1.5)$$

где  $A$  — параметр макрогеометрии сварного соединения. Эта интерполяционная формула основана на результатах расчётов МКЭ, представленных в работе [36].

При комбинации изгиба (индекс «b») с растяжением (индекс «t») значение  $Y_2$

определяется с учётом вклада каждой из составляющих в величину  $\Delta\sigma_n$ :

$$Y_2 = \frac{1}{(k+1)}(Y_{2t} + Y_{2b}), \quad (1.6)$$

где  $k = \sigma_t/\sigma_b$  — отношение напряжений растяжения к напряжениям изгиба, функции  $Y_{2t}$ ,  $Y_{2b}$  находят по справочным полиномиальным формулам [117]:

$$Y_{2t} = 1.12 - 0.231\alpha + 10.55\alpha^2 - 21.72\alpha^3 + 30.39\alpha^4, \quad (1.7)$$

$$Y_{2b} = 1.12 - 1.40\alpha + 7.33\alpha^2 - 13.08\alpha^3 + 14.0\alpha^4, \quad (1.8)$$

где  $\alpha = 2a/l$ ,  $l$  — длина трещины на поверхности.

В данной процедуре предполагается, что эквивалентные напряжения не приближаются к предельным напряжениям для рассматриваемого элемента конструкции с дефектом, и задача прогнозирования конечных размеров последнего решается в рамках ЛМР. Это предположение основано на том, что наибольший вклад в циклическую повреждаемость при ветровой, волновой или ледовой нагрузке вносят небольшие по отношению к  $\sigma_y$  напряжения, имеющие большую повторяемость. Толщина конструктивных элементов оказывает незначительное влияние на результат оценок.

Для конструкций, предназначенных для работы в области интенсивного циклического нагружения, актуальным является проведение периодического неразрушающего контроля.

Скорость роста усталостной трещины также изменяется при понижении температуры, для материалов с ОЦК-решёткой имеется температурный переход. На «верхнем шельфе» скорость роста усталостной трещины несколько уменьшается, а пороговое значение КИН  $\Delta K$  увеличивается при снижении температуры, что связано с ростом предела текучести. То есть при том же  $\Delta K$  уменьшается размер пластической зоны. На «нижнем шельфе» скорость роста усталостной трещины намного выше, чем при комнатной температуре. Тем не менее, обычно ограничиваются усталостными испытаниями при комнатной температуре, определением уровня статической трещиностойкости материала при температуре эксплуатации и проведением неразрушающего контроля для подтверждения отсутствия дефектов с размерами, близкими к предельно допускаемым. Современные методики оценки сопротивления усталости, например, раздел 16 ISO 19902 [193], предполагают, что этого достаточно, чтобы избежать хрупкого разрушения от усталостных трещин, глубина которых сопоставима с толщиной конструктивного элемента. В противном случае при проектировании необходимо снижать допускаемые нагрузки с учётом дополнительного

коэффициента запаса («коэффициента использования материала»), либо уменьшать интервал между проведением неразрушающего контроля при эксплуатации конструкции или межремонтный период.

### 1.1.8 Остаточные напряжения

Возникновение остаточных сварочных напряжений (ОСН) и деформаций в результате нагрева и охлаждения металла при сварке обусловлено одновременным выполнением двух условий:

- 1) наличием неоднородного температурного поля  $T(x, y, z, t)$ , вызывающего температурные «временные» напряжения,
- 2) превышением температурными напряжениями предела текучести металла  $\sigma_y$ , вследствие чего возникают необратимые пластические деформации.

Если выполняется лишь первое условие, то после остывания остаточные напряжения отсутствуют.

Остаточные напряжения влияют на поведение материалов и конструкций при разрушении, особенно при их пониженной трещиностойкости. При наличии ОСН разрушение возможно при очень малых приложенных нагрузках (например, многоцикловых), или исключительно от весовых нагрузок. Остаточные напряжения имеют несколько источников и различаются по районам действия, например, местные напряжения в районах сварных швов и дальнедействующие реактивные напряжения.

Температурная деформация  $e_T$  металла в свободном состоянии определяется величиной коэффициента теплового расширения  $\alpha = e_T/T$ . Для всех конструкционных металлов этот коэффициент достаточно слабо зависит от температуры, вследствие чего зависимость  $e_T(T)$  может рассматриваться как линейная, например, для сталей аустенитного класса, для которых  $\alpha = 1.90..2.15 \cdot 10^{-5} 1/^\circ\text{C}$ . Для алюминиевых сплавов  $\alpha = 2.2 \cdot 10^{-5} 1/^\circ\text{C}$ , для титановых сплавов  $\alpha = 0.8 \cdot 10^{-5} 1/^\circ\text{C}$ .

Однако картина становится более сложной, если материал подвержен фазовой дилатации, например, низколегированная конструкционная сталь (рис. 1.6, ломаная линия (2)). Тогда ветви зависимости  $e_T(T)$  на стадиях нагрева и охлаждения различны [42, 63, 73-75]. Для стадии нагрева низколегированной стали до точки фазового перехода можно принять  $\alpha_1 = 1.45..1.55 \cdot 10^{-5} 1/^\circ\text{C}$ . Поскольку гранцентрированная решётка более плотно упакована, чем ОЦК, величина структурной дилатации  $e_{\alpha\gamma}$  при переходе  $\alpha \rightarrow \gamma$  является деформацией сжатия. После фазового перехода для образовавшегося аустенита как на стадии нагрева, так и

охлаждения,  $\alpha_2 = 2.30..2.55 \cdot 10^{-5} 1/^\circ\text{C}$ . Обратный фазовый переход сопровождается увеличением объёма, структурная дилатация  $e_{\gamma\alpha}$  перехода  $\gamma \rightarrow \alpha$  есть деформация растяжения.

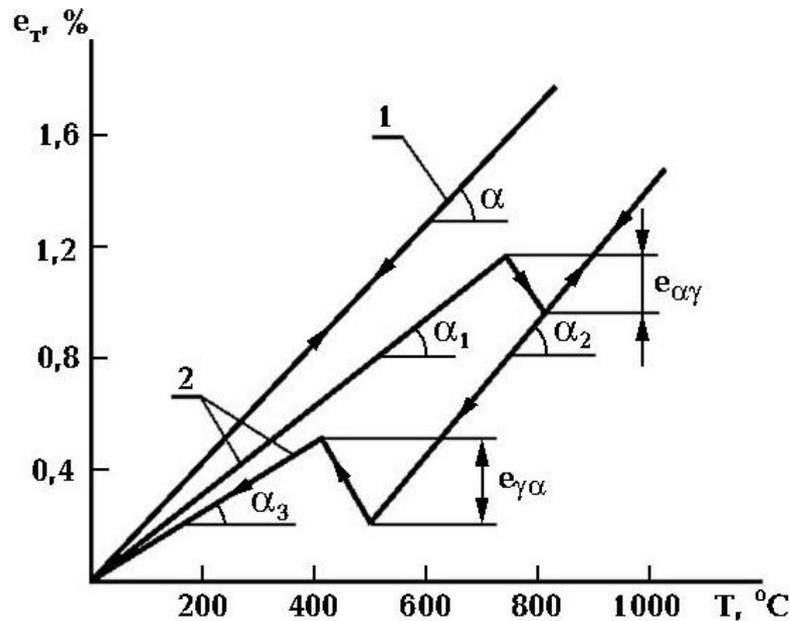


Рисунок 1.6 — Схематичное представление зависимостей  $e_T/T$  для материала без структурных превращений (1) и с фазовым переходом (на примере низколегированной стали,  $\text{Fe}_\alpha \rightarrow \text{Fe}_\gamma$ ) [63].

На стадии охлаждения после  $\gamma \rightarrow \alpha$  перехода  $\alpha_3 = 1.10..1.15 \cdot 10^{-5} 1/^\circ\text{C}$ , что отличается от  $\alpha_1$  и может быть связано с продолжающимся распадом аустенита. Величина  $e_{\alpha\gamma}$  для низколегированных свариваемых сталей составляет обычно 0.10..0.20%. Величина  $e_{\gamma\alpha}$  — от 0.20 до 0.30%. При этом обратный  $\gamma \rightarrow \alpha$  переход может осуществляться по ферритному, бейнитному или мартенситному типам; учёт влияния типа превращения на кинетику формирования остаточных напряжений дискутируется и выходит за рамки настоящей работы.

Второй зависимостью, определяющей кинетику формирования ОСН, является температурная зависимость предела текучести металла  $\sigma_Y(T)$  при повышенных температурах. Сложность её определения заключается в следующем [87]:

- при высоких температурах протекают процессы ползучести, скорость нагружения зависит скоростей нагрева и остывания металла при сварке;
- в температурном интервале фазового перехода в металле существуют как минимум две фазы, и не ясно, каковы интегральные свойства такого материала;
- ОСН зависят от возможности перемещения свариваемых деталей.

При сварке плавлением история термического цикла оказывает влияние на ОСН, начиная с охлаждения ниже температуры разупрочнения (для

низколегированных сталей это температура  $A_{c1}$ ). Поэтому «прихватки», которые устанавливают перед сваркой конструкционных элементов, чтобы избежать больших угловых или усадочных перемещений при сварке, не оказывают на ОСН влияния.

На рис. 1.7 представлены зависимости  $\sigma_Y(T)$  судостроительных сталей при сварке различными материалами по экспериментальным данным [63]. Кривые для низколегированной стали D40 и среднелегированной стали 10ХНЗМД (АБ2-2) различаются в зависимости от типа обратного превращения, ферритного или мартенситного, соответственно. Для сравнения, сварочный материал аустенитного класса 09Х16Н25М6АФ (ЭА-981) не испытывает фазового перехода, ветви нагрева и охлаждения совпадают.

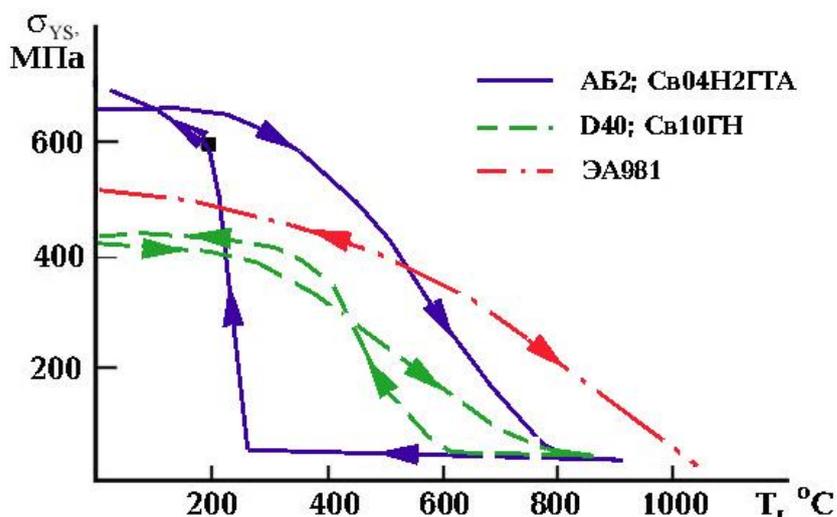


Рисунок 1.7 — Примеры температурных зависимостей предела текучести сталей на ветвях нагрева и охлаждения.

При всех видах сварки плавлением ванна расплавленного металла вытянута по направлению сварки, поэтому имеются существенные различия закономерностей формирования компонент ОСН  $\sigma_y$  (вдоль шва),  $\sigma_x$  (перпендикулярных шву) и  $\sigma_z$  (перпендикулярных поверхности). Кроме того, по уровню и характеру распределения ОСН существенно различаются случаи сварки за один проход и многопроходной сварки. В обоих случаях уровень компоненты  $\sigma_z$  по сечению сварного шва невелик; исключение составляют соединения в больших толщинах, выполненные с узким проплавлением (щелевая разделка при дуговой сварке, лазерная или электроннолучевая сварка).

Расчётным оценкам величины ОСН был посвящён ряд монографий (Н.О.Оккерблом, Г.А.Николаев, С.А.Кузьминов, В.А.Винокуров и др.). В этих работах использовались упрощённые аналитические и графоаналитические методы

с введением допущения о выполнении гипотезы плоских сечений, предположением об отсутствии взаимного влияния компонент тензора ОСН, и упрощённые температурные зависимости характеристик материала. Однако объём полученных таким образом результатов был недостаточным. В настоящее время инструментом расчётных исследований являются численные методы, в первую очередь, решение термомодеформационных задач МКЭ. Основным источником информации по методике таких расчётов является книга Г.П.Карзова, Б.З.Марголина, В.А.Швецовой [63].

При многопроходной сварке основной вклад в ограничение свободных деформаций остывающего металла очередного прохода вносит уже сформированная часть шва. Единственным способом моделирования этого процесса является МКЭ. При этом А.В.Ильиным было получено [36], что допущение о «мгновенном» выполнении прохода даёт достаточно достоверные результаты, в отличие от однопроходной сварки, так как сопоставляемым с длиной зоны разупрочнения параметром является не протяжённость сварного шва, а толщина пластины. К настоящему времени мощность используемых компьютеров позволяет применять как расчёты последовательного по длине наложения каждого валика шва, так и моделировать постепенное нарастание его высоты по мере кристаллизации металла сварочной ванны. На практике, при электродуговой сварке соединения толщиной более 20 мм уже могут быть отнесены к многопроходным по типу формирования ОСН.

Формирование эпюры перпендикулярной шву компоненты ОСН  $\sigma_x$  в многопроходных сварных соединениях имеет практически важное значение в отношении влияния на работоспособность сварных соединений. При отсутствии закреплений свариваемых элементов эпюра уравновешена по сечению по силе и моменту, с максимальными растягивающими напряжениями  $\sigma_x$ , достигающими предела текучести вблизи поверхности, и напряжениями сжатия в корневой зоне шва. Примеры распределений собственных ОСН по сечениям, в которых наиболее вероятно распространение усталостных трещин, показаны на рис. 1.8.

Реактивные напряжения определяются как неуравновешенная по силе или моменту в сечении сварного соединения составляющая ОСН. Они возникают вследствие ограничения усадочных перемещений при сварке других сварных соединений конструкции. В отличие от собственных ОСН, локализованных в объёме сварного шва, реактивные напряжения отличаются дальнедействием.

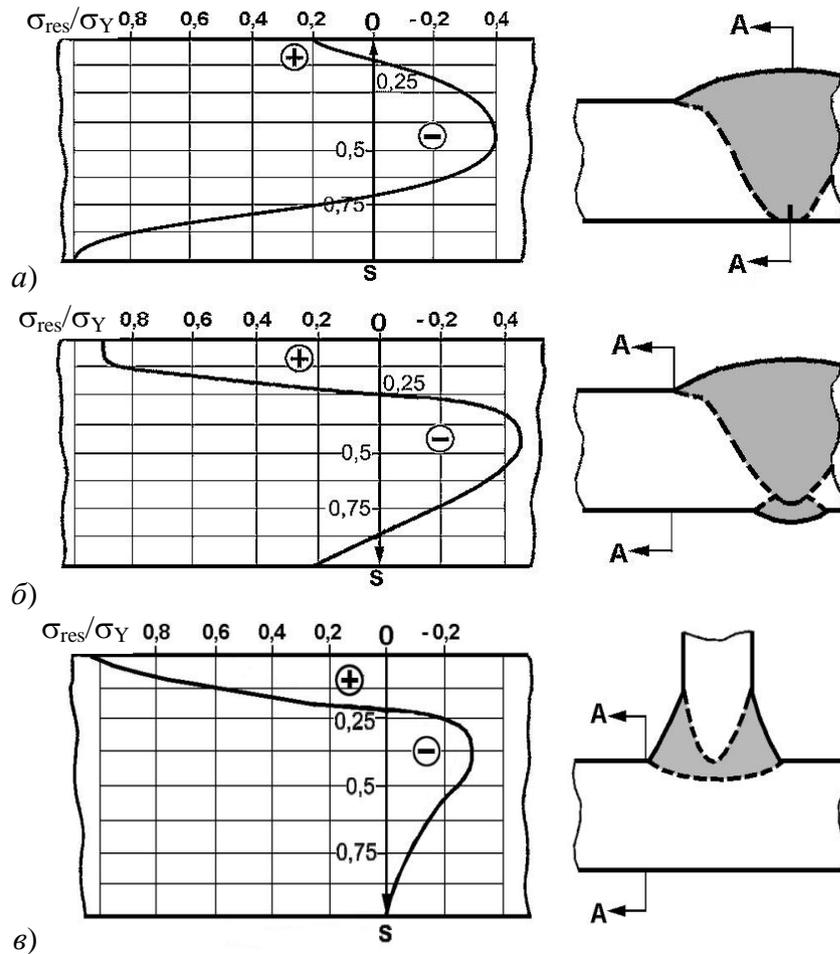


Рисунок 1.8 — Эпюры ОСН  $\sigma_x$  для типовых сварных соединений [36].  
*a* — односторонняя сварка, сечение через корень шва, *б* — с подваркой корня шва,  
*в* — с приварным элементом.

При отсутствии закреплений усадочные перемещения укорочения и угловые перемещения возрастают с увеличением толщины. Для конкретной толщины они возрастают при увеличении количества проходов при сварке и тепловложения. Угловые перемещения возникают при несимметричной разделке шва или при несимметричном порядке её заполнения [36].

Типовые ситуации, в которых возможно возникновение реактивных напряжений: вварные детали; участки монтажных стыковых швов, выполненных после приварки поперечного набора корпуса конструкции; участки стыковых швов в непосредственной близости от узлов типа обрыва связи, частично ограничивающих усадочные перемещения; участки глубоких ремонтных выборок стыковых швов.

Снижение уровня реактивных напряжений возможно при переходе к щелевой разделке шва, сварке с малым объёмом наплавленного за один проход металла; для исключения изгибных реактивных напряжений необходима двухсторонняя сварка по симметричной разделке кромок.

### 1.1.9 Методики неразрушающего контроля

Основными методами неразрушающего контроля (НК) являются:

- визуальный и измерительный контроль (ВИК),
- автоматический и ручной ультразвуковой контроль (АУЗК и РУЗК),
- радиографический (РК),
- магнитопорошковый (МП).

Объёмы контроля сварных соединений ответственных конструкций описаны, например, в ГОСТ Р 54382-2011 [25] для морских подводных трубопроводов (МПТ): все сварные швы должны подвергаться 100% визуальному контролю; 100% радиографии или ультразвуковому контролю (для кольцевых сварных швов является предпочтительным 100% автоматический ультразвуковой контроль). Требования к автоматическому ультразвуковому контролю кольцевых сварных швов приведены в приложении Е ГОСТ Р 54382-2011 [26]. Предпочтительно проведение автоматического ультразвукового контроля с фазированными решётками, так как он позволяет наиболее точно найти размеры и место расположения дефектов.

Аналогично, в Правилах МПТ Регистра [112], п. 5.4.3.1: объём контроля всех видов сварных соединений подводных трубопроводов устанавливается в размере: ВИК – 100 %; УЗК и РК – 100 % суммарно (объём контроля каждым методом может варьироваться от 0 до 100 % в зависимости от способа сварки (вида типичных дефектов), а также возможностей применения (технических ограничений) и задействованного оборудования); МП – 100 %, если иное не согласовано с Регистром.

Для сварных соединений специальных конструктивных элементов буровых платформ, согласно Правилам ПБУ/МСП Регистра [111], требуется 100% ВИК, УЗК и РК – 100% суммарно для стыковых швов при 20% МП для верхних строений и 100% в зоне переменного смачивания и под водой, 100% РК для угловых, тавровых и крестообразных швов с полным проваром при 100% МП, 100% МП для соединений с конструктивным непроваром и без разделки кромок.

Для судостроительных конструкций объёмы НК сварных соединений назначаются проектантом, но не менее 100% ВИК, порядка 10-20% УЗК или РК в средних 0.4 длины корпуса, в остальных местах выборочно (Судовые Правила Регистра [110]). Требования к лабораториям и персоналу, осуществляющим НК, представлены в стандартной документации [101, 102].

ВИК проводят в соответствии с ГОСТ 23479-79 [22] и РД 03-606-03 [105]. Контролируемая зона сварного соединения обычно включает внешнюю

поверхность сварного шва, а также примыкающие к нему участки основного металла шириной не менее 20 мм на сторону от шва, но не менее толщины конструкционного элемента.

РУЗК проводят ручными дефектоскопами, настроенными с помощью стандартных образцов типов 2 и 3 по ГОСТ Р 55724-2013 [26], или калибровочных блоков типов 1, 2 (ISO 2400:2012 [187] и ISO 7963:2006 [189], соответственно).

Если протяжённость дефектов с достаточной точностью контролируется как АУЗК, так и РК и РУЗК, то кроме АУЗК, выполненного с применением фазированных решёток, только дифракционно-временной метод ToFD [152] (для которого отсутствуют отечественные нормативные документы) позволяет с точностью порядка 1 мм определить высоту дефекта при соблюдении целого перечня требований к оборудованию, персоналу, валидации для конкретного типоразмера конструкционных элементов и калибровки [170-172, 187, 189].

Ультразвуковая система, которую предполагается использовать для проведения АУЗК или ToFD, должна пройти квалификационные испытания (валидацию), что подтверждает повторяемость и надёжность получаемых при дефектоскопии результатов. Целью квалификационных испытаний является подтверждение способности системы выявить дефекты определенных типов и размеров и определить их размеры и положение в сварном шве с заданной точностью. Способность системы к обнаружению дефектов должна считаться достаточной, если вероятность выявления дефекта любой величины, который может быть признан допустимым, составляет не менее 90% при доверительном уровне 95%.

Подобную валидацию можно организовать для механизированного или ручного УЗК, когда известны ожидаемые типы дефектов в конструкции.

Квалификационные испытания проводятся на сварных швах, способ сварки, толщина и геометрия разделки кромок которых идентичны контролируемым конструкциям. Квалификационные испытания системы должны быть проведены и на сварных швах, подвергнутых ремонту с соответствующими изменениями формы подготовки кромок, что влияет на величину ОСН [76, 79]. Квалификационные испытания проводятся с использованием сварных швов, содержащих преднамеренно введенные дефекты, которые, как предполагается, будут присутствовать в сварных швах, изготовленных с помощью используемых методов сварки. Размеры дефектов должны охватывать весь диапазон размеров поверхностных и внутренних дефектов, которые могут быть отнесены к допустимым. Способы внесения дефектов — преднамеренное нарушение режимов

сварки, механические пропилы с последующим заправлением или без, укладка в разделку вольфрамовых или графитовых пластинок.

Присутствие, размеры и положение введённых дефектов должны быть подтверждены РК. Дополнительно может быть выполнена ЦД или МП, чтобы подтвердить, поверхностные дефекты или внутренние. Окончательная проверка результатов выявления дефектов выбранным для валидации методом проводится с помощью металлографических исследований поперечных разрезов сварного шва в зоне выявленных дефектов. Результаты валидации должны быть проанализированы в отношении:

- погрешности определения высоты дефекта;
- погрешности определения длины дефекта и его положения;
- способностей определения характеристик дефекта в сравнении с результатами разрушающих испытаний и радиографического контроля;
- воспроизводимости результатов контроля при повторной установке акустической системы и повышенной температуре, если контроль проводится, не дожидаясь полного остывания после сварки, что особенно важно для обеспечения приемлемой производительности работ по укладке МПТ.

Дополнительная проблема состоит в том, что зачастую определяют относительную глубину дефекта (отнесённую к толщине металла), а не абсолютную. В результате погрешность получаемых данных контроля повышается, так как актуальная толщина металла может быть неизвестна (например, для труб в сертификатах указывается масса и длина, но не актуальная толщина).

## **1.2 Прогнозирование условий старта трещины**

### **1.2.1 Использование механики разрушения для аттестации металла сварных соединений**

С позиций механики разрушения прочность по отношению к хрупким разрушениям описывается условием разрушения, формулируемым для конструкционного элемента с трещиноподобным дефектом реально выявленных либо предполагаемых (рассчитанных) размеров [16]. В последнем случае дефект называют расчётным. Его размеры принимают из различных соображений, связанных с допустимой вероятностью разрушения, наличием усталостного эксплуатационного нагружения, системой НК и т.д. Существуют подходы, позволяющие рассчитать размеры расчётного дефекта в случае, когда никаких дефектов не выявлено [19], они применяются для элементов конструкций атомной энергетики, для которых допускаемая вероятность разрушения очень мала.

В рамках линейной механики разрушения (ЛМР) условие прочности по отношению к хрупкому разрушению формулируется в терминах КИН

$$K_{Ic} \geq K_I, \quad (1.9)$$

где  $K_I$  — КИН для трещины отрыва при нагружении конструкционного элемента (параметр нагрузки),

$K_{Ic}$  — критическое значение КИН при нагружении отрывом (тип I), определённое при испытаниях стандартных образцов при минимальной температуре, соответствующей расчётному случаю (например, при минимальной температуре эксплуатации) в условиях плоской деформации (ПД), мера трещиностойкости материала. За  $K_{Ic}$  принимают «минимальное» критическое значение. Но так как чем больше образцов испытано, тем больше вероятность получить малое значение, рассматривают определённый квантиль вероятности (как правило, 5% вероятность того, что критическое значение КИН будет меньше принятого в качестве  $K_{Ic}$ ).

Величину  $K_I$  находят как

$$K_I = \sigma \times Y \sqrt{\pi a}, \quad (1.10)$$

где  $\sigma$  — номинальные напряжения в конструкционном элементе (определяемые без учёта наличия дефекта);

$Y$  — тарировочная функция для учёта геометрии, в том числе формы дефекта, зависящая от отношения его глубины к длине на поверхности. Обычно принимают форму дефекта в виде поверхностной полуэллиптической трещины, тогда можно использовать отношение полуосей эллипса;

$a$  — глубина (высота) дефекта.

Приемлемую трещиностойкость материала  $K_{Ic}$ , обеспечивающую сопротивление хрупкому разрушению, в терминах КИН определяют с введением коэффициента запаса  $n_1$ , учитывающего неопределённость в отношении нагруженности.

$$K_{Ic} \geq n_1 \times K_I. \quad (1.11)$$

Задачу определения применимости материала решают в следующей последовательности:

1. Экспериментальное определение «минимальной» величины  $K_{Ic}$  при испытаниях стандартных образцов.

2. Выбор формы и размеров расчётного дефекта. Например, согласно [92] его считают поверхностной полуэллиптической трещиной с глубиной  $a = 0.25S$ , где  $S$  — толщина конструкционного элемента, при отношении полуосей  $a/c = 2/3$ , то есть

длина дефекта на поверхности  $l = 2c = 3a$ .

3. Определение значения тарировочной функции  $Y$  (аналитически, численно, или из справочной литературы [92, 117]).

4 Расчёт наибольшего возможного  $K_I$  для рассматриваемого конструкционного элемента в рамках рассматриваемого расчётного случая.

5. Выбор или назначение коэффициента запаса  $n_1$  (для условий нормальной эксплуатации в [87] он принимается равным 2).

6. Проверка выполнения условия прочности (1.11).

Эта процедура, просто объяснимая с физической точки зрения, применима только в рамках ЛМР, при выполнении условий маломасштабной текучести (ММТ) и ПД, обеспечивающих однозначность описания напряжённо-деформированного состояния (НДС) в вершине трещины и старта разрушения по хрупкому механизму величиной  $K_I$  в стандартном образце и в рассматриваемом конструкционном элементе:

$$r_{pl} = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_Y^2} < \kappa \cdot [S, a, (W - a), \dots], \quad (1.12)$$

где  $r_{pl}$  — максимальный размер пластической зоны в вершине трещины,

$\kappa$  — коэффициент, примерно равный 0.1 [87]. Перечень параметров в (1.12) включает все характерные размеры, в том числе высоту нетто-сечения  $(W-a)$ .

Данные условия не выполняются как для конструкционных элементов морской техники, так и для труб из-за высокого уровня эксплуатационных напряжений и присутствия ОСН в сварных соединениях, которые не могли быть термообработаны после сварки. Напротив, в случае получения для исследуемого материала корректного значения  $K_{Ic}$  при испытаниях в полной толщине (толщина образца  $t \approx S$ ), применение такого материала для сварных конструкций недопустимо.

Несмотря на указанные ограничения, КИН  $K_{Ic}$  при данной температуре контролирует процесс разрушения и в случае отклонений от ПД на фронте трещины, когда не выполнено условие  $r_{pl} < \kappa S$ , так и при отклонении от ММТ, когда не выполнено неравенство  $r_{pl} < \kappa(W-a)$ . Температурная зависимость  $K_{Ic}(T)$  позволяет оценить прочность конструкционного элемента с трещиноподобным дефектом и, так как речь идёт о материалах с ОЦК-решёткой, имеет характерную область вязко-хрупкого перехода, в пределах которой широко используются аналитические формулы [92, 231]:

$$K_{Ic} [\text{МПа}\cdot\text{м}^{0.5}] = 26 + 36 \exp(0.02(T - T_{k0})); \quad (1.13)$$

$$K_{Ic} [\text{МПа}\cdot\text{м}^{0.5}] = 30 + 70 \exp(0.019(T - T_0)); \quad (1.14)$$

где  $T_{k0} [^\circ\text{C}]$  — критическая температура, определенная по результатам испытаний

стандартных образцов на ударный изгиб;

$T_0[^\circ\text{C}]$  — температура, при которой медианное значение  $K_{Ic}$ , полученное на образцах толщиной 25 мм, составляет  $100 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{0.5}$ .

Дополнительную сложность при решении задачи о применимости материала представляет большой разброс экспериментальных значений  $K_{Ic}$  в области вязко-хрупкого перехода, связанный с вероятностной природой реализации разрушения по хрупкому или вязкому механизму. Для описания этого явления в рамках ЛМР стандартизовано использование трёхпараметрического распределения Вейбулла [142]:

$$P|_{K_I \leq K_{Ic}} = 1 - \exp \left\{ \left[ - \frac{K_{Ic} - K_{\min}}{K_{0c} - K_{\min}} \right]^\beta \right\} \quad (1.15)$$

где  $P$  — вероятность разрушения образца;

$K_{0c}$  — параметр масштаба распределения,

$\beta$  — параметр формы распределения;

$K_{\min} \approx 30 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{0.5}$  из (1.13), (1.14) — минимальное значение  $K_{Ic}$  на нижнем шельфе, которое не должно зависеть от толщины материала. Как минимум, оно применимо для стандартных образцов толщиной 25 мм [231].

Предполагая, что вероятность разрушения связана с неким объёмом «зоны процесса», пропорциональным  $K_{Ic}^4$ , получаем, что величина  $\beta$  равна 4 [232]. Статистическая обработка экспериментальных значений трещиностойкости, которых должно быть, например, не менее шести по стандарту ASTM E1921 [142], позволяет с использованием формулы (1.15) определять величину  $K_{Ic}$ , соответствующую требуемой вероятности разрушения.

Из того же предположения оценивают масштабный эффект, заключающийся в снижении экспериментально определяемой трещиностойкости с увеличением размера образца: испытывая образцы толщиной (и длиной фронта трещины)  $t_1$ , прогнозируют трещиностойкость в толщине  $t_2$  как

$$K_{Ic}|_{t_1} / K_{Ic}|_{t_2} = \sqrt[4]{t_2 / t_1},$$

где  $K_{Ic}|_{t_1}$ ,  $K_{Ic}|_{t_2}$  — значения  $K_{Ic}$ , соответствующие одной и той же вероятности разрушения для образцов двух толщин. Тогда, пренебрегая свободным членом в (1.14), можно оценить величину температурного сдвига  $\Delta T$  между температурами, при которых на образцах двух толщин достигается одинаковое значение КИН,

$$\Delta T = 13 \ln(t_1 / t_2). \quad (1.16)$$

В рамках данной главы уместно отметить, что такая интерпретация масштабного эффекта не может быть признана единственно истинной [36, 78].

Масштабный фактор рассмотрен в разделе 1.2.4 и в главе 3.

При нарушении условия ПД в (1.11), что характерно для конструкционного элемента со сквозной трещиной, когда его габаритные размеры и глубина трещины велики по сравнению с толщиной  $S$ , объёмность НДС в вершине трещины снижается по отношению к условию ПД. Критическое значение КИН в случае смешанного НДС (ПД/плоское напряженное состояние, ПНС), обозначают  $K_c$ . Эта характеристика материала зависит от толщины и приближается к  $K_{Ic}$  при возрастании  $S$ , как было указано в ГОСТ 25.506 1985 года издания [20]. Однако для стандартных образцов соблюдается соотношение  $t \approx a \approx (W-a)$ , поэтому одновременно с нарушением условия ПД обычно нарушается условие ММТ. Тогда условия полного разрушения в образце и конструкционном элементе могут различаться, и задача будет решена некорректно.

Необходимость прогнозирования разрушений конструкций и анализа результатов испытаний образцов в области невыполнения неравенств (1.12) обусловила широкое применение аппарата и критериев нелинейной механики разрушения (НЛМР). Деформационным параметром трещиностойкости в рамках НЛМР является раскрытие в вершине трещины  $\delta$  (crack tip opening displacement, CTOD), предложенное А.Уэллсом в 1961 году как параметр, однозначно описывающий поле напряжений-деформаций вблизи вершины трещины, вне зависимости от реализации условий ММТ или ПМТ [93, 234]. Критическое НДС соответствует критическому значению  $\delta_c$  (critical CTOD), которое определяется при испытаниях образцов (в дальнейших рассуждениях слова «критическое значение» для краткости опущены). Преимуществом использования CTOD является возможность его лёгкого экспериментального определения по показанию датчика раскрытия берегов надреза, недостатком — неточность перехода к параметру  $K_c$ . Основной методической проблемой интерпретации результатов измерения CTOD является устойчивый рост трещины в вязких материалах, который приводит к увеличению измеряемой величины  $\delta$ . Определение значения CTOD для момента страгивания трещины также требует построения R-кривой  $\delta(\Delta a)$  с последующей экстраполяцией для значений  $\Delta a \rightarrow 0$ .

#### 1.2.1.1 Использование параметра CTOD в расчётных оценках

В основе принятой за рубежом в 1970х годах методологии назначения требований по CTOD, включённой в ряд нормативных документов [153, 235], лежал метод «дельта-проектной кривой» («CTOD Design Curve»). Требуемую величину CTOD определяли в зависимости от суммарной деформации  $\varepsilon_s$  (остаточной после

сварки  $\varepsilon_{\text{res}} + \text{эксплуатационной } \varepsilon_n$ ) и приведённого размера дефекта  $\bar{A}$  — полудлины сквозной трещины, заменяющей при равенстве КИН полуэллиптическую поверхностную трещину расчётных размеров, имеющую относительную глубину  $a/S$  ( $S$  — толщина конструктивного элемента) и форму  $a/2c$  ( $c$  — полудлина дефекта на поверхности, длина трещины  $l = 2c$ ), рис. 1.9.

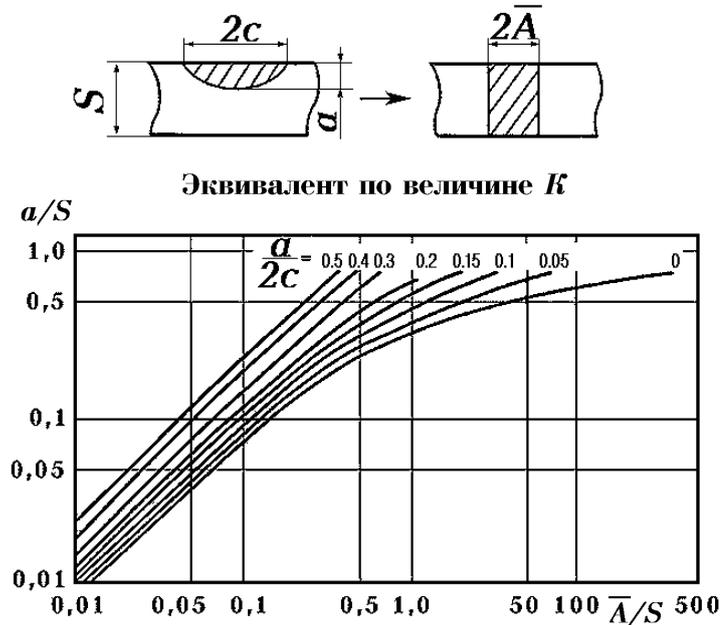


Рисунок 1.9 — Номограмма для определения приведённого размера дефекта  $\bar{A}$  для использования в "CTOD design curve".

Требуемую величину CTOD находили по формулам:

$$\delta = 2\pi\varepsilon_Y \bar{A} \left( \frac{\varepsilon_\Sigma}{\varepsilon_Y} \right)^2 \quad \text{при } \varepsilon_\Sigma/\varepsilon_Y \leq 0.5, \quad (1.17)$$

$$\delta = 2\pi\varepsilon_Y \bar{A} \left( \frac{\varepsilon_\Sigma}{\varepsilon_Y} - 0.25 \right) \quad \text{при } \varepsilon_\Sigma/\varepsilon_Y > 0.5, \quad (1.18)$$

где  $\varepsilon_Y = \sigma_Y/E$  — деформация текучести.

Критерий обеспечения прочности по отношению к хрупкому разрушению имел вид

$$\delta_c \geq \delta, \quad (1.19)$$

где в отличие от (1.9), за  $\delta_c$  принимали не «минимальное» значение, соответствующее определённому квантилю вероятности, а среднее, то есть математическое ожидание CTOD. При этом не учитывалась погрешность определения такого значения при ограниченном числе экспериментов.

Формула (1.17) соответствует условию применимости ЛМР. Если использовать связь  $\delta$  с КИН в виде

$$2\delta \cdot \sigma_Y = K_I^2/E, \quad (1.19a)$$

а также формулу для КИН сквозной трещины в бесконечной пластине

$$K_I = \varepsilon_\Sigma E \sqrt{\pi \bar{A}},$$

то для «минимального» значения CTOD получим

$$\delta = 0.5 \pi \varepsilon_Y \bar{A} \left( \frac{\varepsilon_\Sigma}{\varepsilon_Y} \right)^2,$$

то есть формула (1.17) содержит коэффициент запаса, равный 4. Это суть отношение среднего значения CTOD к «минимальному», определяемому для квантиля вероятности 5%, по аналогии с (1.9) – вероятности того, что критическое значение CTOD будет меньше принятого за «минимальное». Не следует смешивать данное отношение с коэффициентом запаса по нагрузке в формуле (1.11).

Введение такого «коэффициента запаса на неопределённость» выглядит аргументированным, поскольку характерный разброс данных при определении  $K_{Ic}$ , выраженный через предлагаемое отношение, близок к 2, что соответствует 4 для аналогичного отношения при определении CTOD, и такое предположение консервативно в пределах значений коэффициента вариации экспериментальных данных  $V$ , который представляет собой отношение среднеквадратического отклонения к математическому ожиданию, до 0.52...0.62 (в зависимости от принимаемого минимального CTOD в трёхпараметрическом распределении Вейбулла;  $V = 0.52$  соответствует нулевому минимальному значению CTOD). Однако в приведённых рассуждениях вероятность разрушения конструкции присутствует лишь неявно.

Формула (1.18) соответствует области применимости НЛМР и выражает линейную связь CTOD и  $\varepsilon_\Sigma$  при больших пластических деформациях, экстраполируя в эту область зависимость (1.17). Фактически, для сварных нетермообрабатываемых соединений с высоким уровнем ОСН применима только формула (1.18), что позволяет линейно суммировать деформации, а значит, и величины J-интеграла от приложенных и остаточных напряжений, подобный подход предложен ниже в главе 2.

Определение необходимого значения  $\delta_c$  выполнялось [32, 36, 65] из следующих соображений: принимая, что уровень ОСН равен  $\sigma_Y$ , максимальный уровень эксплуатационных напряжений  $0.7 \sigma_Y$  согласно Правилам Регистра [109, 111], а размеры расчётного дефекта соответствуют принятым в атомной энергетике из соображений близости к 100% выявляемости неразрушающими средствами контроля ( $a/S = 0.25$ ,  $a/2c = 1/3$  по [92]), по номограммам рис. 1.9 определялось отношение  $\bar{A}/S = 0.2$ , и из (1.18) было получено

$$\delta_c \geq m_1 \sigma_Y S / E, \quad (1.20)$$

где  $\delta_c$  — математическое ожидание экспериментальных значений CTOD при температуре  $T = T_d$ ;

$\sigma_Y$  — предел текучести;

$E$  — модуль упругости;

$S$  — толщина элемента конструкции,

$m_1$  — коэффициент запаса, имеющий значения от 1.3 до 1.95 для основного металла и 0.9 до 1.35 для металла сварных соединений в зависимости от условий нагружения, размеров возможных дефектов, уровня остаточных сварочных напряжений.

Для материалов с  $\sigma_Y = 315...460$  МПа в толщине от 40 до 60 мм это привело к критерию  $\delta_c \geq (0.12...0.25)$  мм, таким образом были определены требования по трещиностойкости, внесённые в редакцию Правил ПБУ/МСП Регистра [111] издания 2000-х годов. Формула (1.20) по сути является полуэмпирической, а переход от полуэллиптического дефекта к приведённой сквозной трещине имеет физическое основание лишь для области ЛМР. Не учтены погрешности определения математического ожидания при ограниченном числе опытов. Исследование вероятности разрушения конструкции не проводилось. Поэтому в Правила ПБУ/МСП Регистра [111] были внесены дополнительные ограничения на минимальное значение CTOD в долях от требуемого среднего значения.

Методика «CTOD design curve» используется до сих пор, за рубежом её пытаются модифицировать для дальнейшего применения [197].

### 1.2.1.2 Использование энергетического параметра – J-интеграла

В квазистатической постановке задачи в рамках НЛМР энергетической характеристикой НДС в вершине трещины является контурный  $J$ -интеграл Черепанова-Райса

$$J = \int_{\Gamma} \left( W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right), \quad (1.21)$$

где  $W$  — энергия деформирования единицы объёма;  $W(x, y) = W(\varepsilon) = \int_0^{\varepsilon} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}$ ;

$\Gamma$  — замкнутый контур интегрирования, включающий вершину трещины;

$ds$  — дифференциал дуги контура;

$T$  — вектор напряжений, нормальный контуру  $\Gamma$ ,  $T_i = \sigma_{ij} n_j$ ;

$n_j$  — проекция единичного вектора, перпендикулярного этому контуру;

$u$  — перемещение в направлении оси  $x$ .

Оси координат  $x$ ,  $y$  направлены в направлении роста трещины и перпендикулярно ее плоскости, соответственно.

В классической НЛМР показано, что для нелинейно-упругого тела величина  $J$  не зависит от выбора контура интегрирования. Это позволяет использовать  $J$  как характеристику НДС в вершине трещины и при упругопластическом деформировании материала, если в нём отсутствуют зоны упругой разгрузки (как в реальном упругопластическом теле). В зоне пластической деформации, за исключением «зоны процесса» с размерами порядка  $r = 2J/\sigma_Y \approx 3\delta$ , непосредственно примыкающей к вершине трещины, НДС однозначно описывается величиной  $J$  (HRR-решение Хатчинсона, Райса и Розенгрена) [115]:

$$\sigma_{ij} \sim (J/r)^{1/(n+1)}; e_{ij} \sim (J/r)^{n/(n+1)}; w \sim J/r, \quad (1.22)$$

где  $n$  — показатель деформационного упрочнения материала,  
 $r$  — расстояние от рассматриваемой точки до вершины трещины.

При таких допущениях обеспечена инвариантность  $J$ -интеграла и конечность его величины при стягивании контура интегрирования к вершине трещины ( $\Gamma \rightarrow 0$ ). Однозначность описания НДС в вершине трещины величиной  $J$  позволяет формулировать условие предотвращения разрушения в виде, аналогичном (1.19):

$$J_{cr} / n_1 \geq J, \quad (1.23)$$

где  $J_{cr}$  — критическое значение  $J$ -интеграла,  
 $n_1$  — коэффициент запаса,  
 $J$  — параметр нагрузки тела с трещиной.

Какие значения использовать в данной формуле? Можно было бы по аналогии с (1.11) принять, что

$J_{cr}$  — «минимальное» критическое значение  $J$ -интеграла с некоторой доверительной вероятностью,

$n_1$  — коэффициент запаса по нагруженности,

$J$  — параметр нагрузки тела с трещиной, не включающий запас по нагруженности.

Однако в этом случае определение  $J_{cr}$  при аттестации материала затруднено, а смысл коэффициента  $n_1$  и величины  $J$  ограничен конкретным нагружаемым телом. Поэтому в дальнейших рассуждениях принято:

$J_{cr}$  — характеристика материала, математическое ожидание критического значения  $J$ -интеграла,

$n_1$  — коэффициент запаса «на неопределённость», являющийся отношением математического ожидания  $J_{cr}$  к «минимальной» величине трещиностойкости материала, сравниваемой с параметром нагрузки,

$J$  – параметр нагрузки тела с трещиной, рассчитанный в детерминистической постановке для известной из Правил Регистра [109, 111] максимальной допускаемой нагрузки, которая уже включает коэффициент запаса по нагрузке.

Практическое использование  $J$ -интеграла и процедура его определения при испытаниях образцов связаны с тем, что его величина равна изменению потенциальной энергии  $\Pi$  при продвижении трещины в линейно- и нелинейно-упругом теле,

$$\partial\Pi/\partial a = -J. \quad (1.24)$$

Для случая ММТ из определения  $J$ -интеграла (1.21) следует связь  $J$  и  $K_I$

$$J = K_I^2/E^*, \quad (1.25)$$

где  $E^* = E$  для ПНС,  $E^* = E/(1 - \nu^2)$  для ПД,  $\nu$  — коэффициент Пуассона.

Равенство (1.25) используется для определения величины  $K_c$  (или  $K_{Ic}$ ) по экспериментально найденному значению  $J_{cr}$ ; в этом случае она обозначается  $(K_c)_J$ . Соотношения для определения  $J_{cr}$ , используемые в стандартах по определению трещиностойкости [140, 141, 143, 148, 190, 192 и др.] проистекают из предположения о том, что при нагружении образцов вся работа пластического деформирования локализована в их нетто-сечении.

Инвариантность  $J$ -интеграла нарушается, когда в материале при нагружении имеются области разгрузки, что порождает проблему корректной оценки результатов испытаний в случаях возникновения стабильного роста трещины после её старта. Регистрируемая зависимость  $J$  от величины стабильного подраста трещины  $\Delta a$  называется  $J$ - $R$ -кривой. Так как момент страгивания трещины в эксперименте обычно прямо не определяется, для его вычисления необходима экстраполяция  $J$ - $R$ -кривой в область  $\Delta a \rightarrow 0$ . Прямое определение значения  $J$ , соответствующего моменту старта трещины, может производиться физическими методами (например, измерением скачков электрического потенциала, акустико-эмиссионным методом контроля).

Ограничения применимости  $J$ -интеграла связаны с условием малости зоны упругой разгрузки по отношению к зоне пластического деформирования и соответствием НДС в окрестности вершины трещины HRR-полю (1.22), что доказывается расчётами МКЭ.

Величина СТOD при нагружении изгибом связана с  $J$ -интегралом формулой

$$J = m_\delta \cdot \delta \cdot \sigma_Y, \quad (1.26)$$

где  $m_\delta$  — коэффициент, зависящий от вида НДС, что вытекает из определения  $J$ -интеграла (1.21) при выполнении интегрирования по контуру, совпадающему с

притуплённым профилем вершины трещины. По результатам аналитических и численных исследований для ПНС  $m_\delta \approx 1$ , для ПД —  $m_\delta \approx 2$ . В кандидатской диссертации автора [124] на основании анализа результатов ряда испытаний на трещиностойкость, в которых регистрировались оба параметра ( $J_{cr}$  и  $\delta_c$ ), было предложено определять коэффициент  $m_\delta$  по формуле

$$m_\delta = 1 + (V_{el}/V)^2, \quad (1.27)$$

где  $V$  — величина раскрытия берегов надреза, определяемая по показаниям датчика,  $V_{el}$  — её упругая составляющая. Отношение  $V_{el}/V$  характеризует интегральную величину пластической деформации перед разрушением.

Было отмечено, что резкое снижение коэффициента  $m_\delta$  наблюдается при первых отклонениях от линейности диаграммы деформирования «нагрузка – раскрытие берегов надреза». Для области значительных пластических деформаций характерна тенденция повышения  $m_\delta$  с ростом ширины нетто-сечения образца (толщины образца) и его отношения к высоте образца. Это соответствует теоретическим представлениям, однако существенным добавлением стал факт, что экспериментально определённая величина  $m_\delta$  может быть меньше 1.

К сожалению, чтобы обеспечить применение отношения  $V_{el}/V$ , последнее должно специально регистрироваться при испытаниях. Данное положение зафиксировано в стандарте организации ЦНИИ КМ «Прометей» [118], однако при анализе результатов, полученных в других лабораториях, такая информация отсутствует. Из практики аттестационных испытаний судостроительных и трубных сталей в толщинах 20-100 мм, выполненных автором, в этом случае применимо значение  $m_\delta = 1.65$  для образцов стандартных типов, испытываемых при изгибе (SENB) и внецентренном растяжении (СТ).

При нагружении образцов растяжением подобная связь теряется. Хотя в стандарте BS 8571 [150] существуют формулы расчёта CTOD, данный вопрос до сих пор дискутируется. На величину CTOD при растяжении влияют возможность поворота концов образца, длина образца и начальный его выгиб (например, остаточные сварочные деформации при испытании сварных соединений в полной толщине). В целом, CTOD перестаёт быть характеристикой материала.

### 1.2.1.3 Вероятностные модели разрушения

Чтобы учесть стохастическую природу хрупкого разрушения, ранее был предложен ряд вероятностных моделей разрушения, например, широко известная модель Veremin [147]. Большинство моделей, представленных в зарубежной

литературе, сформулированы в терминах первых главных напряжений, таким образом, они предназначены для исследования нестабильности микротрещин как основного процесса при хрупком разрушении металлов. С другой стороны, зарождение микродефектов и их притупление как иной важный процесс, сопровождающий хрупкое разрушение, не рассматривается в большинстве известных моделей.

Проводились численные эксперименты МКЭ, например, Хох и др. [179], для определения локальных параметров хрупкого разрушения в месте его зарождения, которое, в свою очередь, было определено фрактографическим анализом после испытаний на трещиностойкость. Согласно предложениям Чена и др. [156], были рассмотрены три основные величины: первые главные напряжения в качестве трещиноподвижной силы, интенсивность пластических деформаций как величина, ответственная за зарождение микродефектов, и локальная жёсткость напряжённого состояния, отвечающая за возможность притупления новообразованных микродефектов. С целью адекватного описания процессов хрупкого разрушения к результатам эксперимента применялись различные формулировки модели Veremín, как с наличием «порога хладноломкости», так и без него (Гао и др. [176], Ксиа и др. [236]). В качестве альтернативной рассматривалась более современная модель Кроона-Фалескога [199] и формулировки модели Veremín, которые принимают в расчёт пластические деформации. Хох и его коллеги получили [179], что, как и ожидалось, выполнение локального критерия по напряжениям в некоторой выбранной точке материала является необходимым условием хрупкого разрушения, но не достаточным.

В качестве второго, необходимого условия, которое Хох относил к зарождению потенциально опасных микродефектов, он использовал накопленную пластическую деформацию, приводящую к возможности разрушения от твёрдых включений, и местную повышенную жёсткость напряжённого состояния. То есть с другой стороны подходил к понятию энергетического критерия разрушения, понимая, что два перечисленных параметра не являются независимыми. Им показано, что модели хрупкого разрушения, принимающие во внимание пластическую деформацию, позволяют получать результаты, распространяемые на широкий диапазон геометрий образцов.

В настоящем исследовании также используется «энергетический» подход к описанию хрупкого разрушения [43, 48, 53, 58, 60, 174].

### 1.2.2 Идеология стандарта BS 7910 и процедуры решения задачи о прочности с известным дефектом

В зарубежных стандартах [135, 149, 164] расчётные оценки выполняются с применением «Failure Assessment Diagram», FAD – диаграммы предельных состояний  $K_r = f(L_r)$ , где  $K_r$  – отношение КИН для расчетного дефекта  $K_I$  к его критическому значению  $K_{Ic}$  (также обозначаемому  $K_{mat} = K_I/f(L_r)$ ),  $L_r$  – отношение действующей нагрузки к её предельному значению  $L_{r,max}$  при пластическом коллапсе конструкционного элемента с дефектом, определяемое как отношение «референсных» (эквивалентных приложенных) напряжений к пределу текучести ( $\sigma_{ref}/\sigma_Y$ ).

Разработанные за рубежом расчётные процедуры «R6» [155], FITNET и SINTAP [240], EPRI [200] и BS 7910 [149] ориентированы главным образом на учёт различных геометрий и способов развития дефектов (усталость, ползучесть, коррозия), а также неравнопрочности сварных соединений. Решается задача определения допустимости конкретного выявленного дефекта без ремонта. Решение обратных задач по определению критического значения размера дефекта или требуемой трещиностойкости материала напрямую не предусмотрено. Если первая из них (определение норм дефектности) может быть решена итерационным подбором, то последняя в общей постановке, необходимой для обеспечения корректной аттестации материала, не решается.

Стандарт BS 7910 [149] является наиболее полным из перечисленных стандартов, но проблемным в практическом использовании. В нём имеются три опции оценок, в которых определяется коэффициент интенсивности напряжений (КИН) для момента старта трещины по хрупкому механизму. Повышение опции оценки может позволить допустить дефект, непроходной по более низкой опции, но требует более точных знаний о материале, геометрии и нагрузках при усложнении процедуры оценки с учётом стабильного подраста трещины и применения расчётов МКЭ. Желаемым результатом настоящей работы, напротив, является использование МКЭ только на стадии разработки расчётных оценок, а их выполнение без привлечения МКЭ.

Рассмотрим расчётную схему стандарта BS 7910, использующую НЛМР и концепцию FAD. Она содержит «двухкритериальную» процедуру, в которой условие разрушения задано в виде кривой, задаваемой функцией  $f$  и разделяющей безопасную область и область разрушения, в координатах « $K_r - L_r$ ». Формула, описывающая функцию  $f = K_r(L_r)$  (рис.1.10), в различных документах, а также в

различных опциях, предусмотренных в стандарте BS 7910, несколько различается, но в целом в современной интерпретации имеет следующий физический смысл: она устанавливает связь расчётного значения  $J$  с параметрами  $K_I$  (или упругой составляющей  $J$ -интеграла,  $J_{el}$ ) и  $L_r$ . Таким образом, фактически эта процедура также сводится к проверке неравенства (1.9). Однако при этом появляется дополнительное условие предотвращения пластического коллапса

$$L_r \leq L_{r,\max} = \frac{\sigma_Y + \sigma_U}{2\sigma_Y}, \quad (1.28)$$

где  $\sigma_U$  – временное сопротивление.

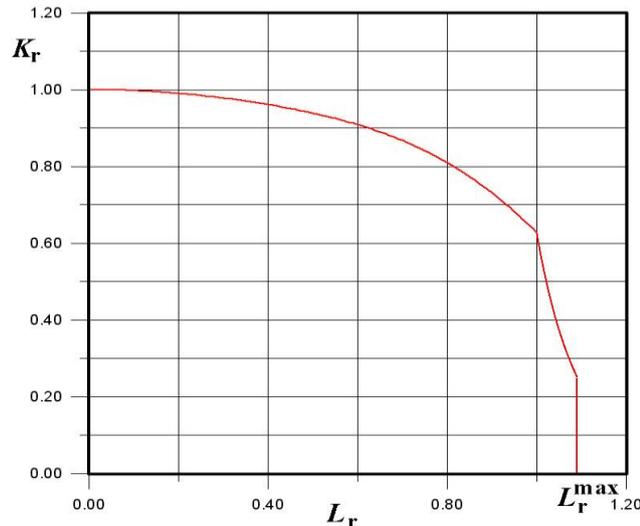


Рисунок 1.10 – Пример функции  $f = K_r(L_r)$  согласно BS 7910, опция 1, для  $\sigma_Y=500$  МПа,  $\sigma_Y/\sigma_U=0.85$  (формулы (1.29)).

1. Функция  $f$  согласно BS 7910, опция 1 (в отсутствии данных об НДС в истинных напряжениях-деформациях) для материалов, не имеющих плато текучести, принимается, как и в раннем стандарте SINTAP [228], равной

$$f = (1 + 0.5L_r^2)^{-0.5} [0.3 + 0.7 \exp(-\mu L_r^6)] \text{ при } L_r \leq 1, \quad (1.29)$$

$$f = f(1) \cdot L_r^{(N-1)/(2N)} \text{ при } 1 < L_r \leq L_{r,\max},$$

где  $\mu = \min[0.001E/\sigma_Y, 0.6]$ ,  $N = 0.3(1 - \sigma_Y/\sigma_U)$ .

Для материалов с плато текучести (показывающих рост деформации  $\Delta\epsilon$  при минимальном физическом пределе текучести  $R_{eL}$  без увеличения нагрузки)

$$f = (1 + 0.5L_r^2)^{-0.5} \text{ при } L_r < 1, \quad (1.30)$$

$$f = (\lambda + 0.5/\lambda)^{-0.5} \text{ при } L_r = 1,$$

$$f = (1) L_r^{(N-1)/(2N)} \text{ при } 1 < L_r \leq L_{r,\max},$$

где  $\lambda = 1 + \frac{E \cdot \Delta\epsilon}{R_{eL}}$ ,  $\Delta\epsilon = 0.0375(1 - 0.001\sigma_Y)$ .

Согласно теоретическим обоснованиям Цербста и др., 2000 [239], функция  $f$

связывает величину J-интеграла с её упругой частью  $J_{el}$  соотношением

$$f = \sqrt{\frac{J_{el}}{J}}, \quad (1.31)$$

что в действующей редакции стандарта BS 7910 предлагается в качестве частной оценки, то есть применимой для конкретного материала, геометрии и типа нагружения (опция 3), пригодной «только для особых случаев как альтернатива».

2. Расчет величин  $K_T$ ,  $L_T$  проводится для широкого диапазона конфигураций конструкционных элементов с дефектом выбранного размера, чему посвящено Приложение Р стандарта.

Предусмотрена процедура комбинирования  $L_T$  от различных видов нагрузок (растяжение, изгиб, осесимметричный «отбортовывающий» момент, внутреннее давление). Перечень рассматриваемых геометрий и случаев нагружения включает следующие типы конструкционных элементов:

- пластины с глубокими выточками;
- плоские пластины с поверхностными и внутренними дефектами;
- плоские пластины с угловыми дефектами;
- иные геометрии дефектов (указания по консервативной оценке);
- трубы и цилиндры с осевыми дефектами;
- тонкостенные трубы и цилиндры с окружными дефектами;
- то же, при комбинации растяжения и изгиба;
- стержни и болты;
- трубные соединения;
- неравнопрочные соединения;
- плакированные детали.

3. В действующей редакции стандарта появилась отдельная глава для оценки усталостной прочности, где приводятся кривые Пэриса и процедуры оценки кинетики трещины, основанные на положениях НЛМР. Приводимые S-N кривые не имеют излома и ранжированы по «категориям качества», пронумерованным от 1 по 6, которые соответствуют общепринятым классам сварных соединений D, E, F, F2, G и G2. Рассматривается ресурс на базе  $2 \times 10^6$  циклов. Размах циклических напряжений, соответствующий указанному ресурсу, составляет от 91 до 23 МПа в зависимости от «категории качества».

5. Представлены отдельные разделы, содержащие указания по оценке критичности дефектов при наличии ползучести и ползучести с усталостью; воздействия окружающей среды на локальные утонения, стресс-коррозионное

воздействие и ЕАС (environmentally assisted cracking), последнее включает совместный эффект стресс-коррозионного и коррозионно-усталостного воздействия.

6. В качестве характеристик материала в расчёте сопротивления разрушению используются параметры прочности  $\sigma_Y$ ,  $\sigma_U$ , модуль упругости  $E$ , критический коэффициент интенсивности напряжений  $K_c$  и J-R-кривые материала. Предложено использовать минимальные значения  $\sigma_Y$  из спецификаций на материалы, а если нормируется верхний предел текучести  $R_{eH}$ , то принять  $\sigma_Y = 0.95 R_{eH}$ . Не требуется определять предел текучести ЗТВ, если замеры твёрдости не выявлено разупрочнение в этом районе. Способ определения прочностных параметров материала для температур ниже комнатной соответствует действующей редакции стандарта по испытаниям на трещиностойкость [192]. Для температур выше комнатной предусмотрен учёт снижения прочности по методике DNV [164]. В качестве альтернативы предусмотрено использование степенной функции Рамберга-Осгуда – нижней оценки упрочнения материала при нагружении.

Допускается использовать оценки прочностных свойств из стандарта по испытаниям на трещиностойкость [192] на основании замеров твёрдости по Виккерсу.

Оценки выполняются отдельно для материалов, не имеющих плато текучести, и материалов, показывающих значимый рост деформации при напряжениях, равных нижнему пределу текучести. К последним относят практически все стали с пределом текучести до 360 МПа включительно, более прочные стали контролируемой прокатки, стали с  $\sigma_Y$  до 500 МПа и даже до 690 МПа (последние микролегированные, но при отсутствии в составе молибдена и бора) после закалки с высоким отпуском.

7. Величина  $K_c$  для хрупких материалов по BS 7910 определяется в соответствии с ISO 12737 (который был отменён в 2010 году, ещё до введения BS 7910), но «в практически важных случаях» испытания материалов высокой трещиностойкости определяется пересчётом из значений J-интеграла как  $(K_c)_J$  в соответствии с действующими стандартами [142, 190, 192, и т.д.]. Также допускается пересчёт из значений CTOD, при этом коэффициент пересчёта  $m_\delta$  составляет 1.7 для  $\sigma_Y/\sigma_U = 0.70$  и снижается до 1.5 при росте  $\sigma_Y/\sigma_U$  до 0.95 (можно сравнить с коэффициентом 2 в формуле (1.19a) и предлагаемым коэффициентом 1.65).

Имеется упоминание, что при динамическом нагружении конструктивных элементов значения статической трещиностойкости материала могут оказаться неконсервативными.

В расчёте используются критические значения параметров трещиностойкости, соответствующие либо моменту хрупкого нестабильного

разрушения, либо старту вязкого стабильного разрушения – величине подраста 0.2 мм, отложенной от линии притупления (blunting line) на R-кривых.

Испытания сварных соединений проводят по ISO 15653 [192] на образцах на трёхточечный изгиб. Общие положения процедуры испытаний и оценки результатов дополнены следующими уточнениями:

- использование образцов с короткой трещиной допускается, если корректно моделирует стеснение деформаций, наблюдаемое для натуральных дефектов (при этом не упоминается, что в образцах, как правило, ОСН сняты самой разрезкой и, часто, боковым обжатием, проводимым для получения приемлемой геометрии фронта трещины, в отличие от сварных соединений в конструкциях);

- впервые в стандартном документе указано, что достаточно поместить трещину в ЗТВ в пределах 0.5 мм от линии сплавления, чтобы получить нижнюю оценку трещиностойкости ЗТВ (не выполняя подробный микроструктурный анализ, как предполагается в [192]). Данный факт интересен потому, что все 20 лет аттестации материалов по Программам Регистра именно по расстоянию от линии сплавления в пределах 0.5 мм в ЦНИИ КМ «Прометей» проводилась оценка корректности попадания трещины в крупнозернистую ЗТВ, что отмечено в стандарте организации [118]. Такой подход был принят после первой же неудачной попытки использовать на практике снимки микроструктуры для оценки положения трещины – по фото микроструктуры определить границы областей ЗТВ вдоль всего фронта трещины оказалось нереально, особенно для толщин 50 мм и более. Теперь положение, упомянутое в BS 7910, закреплено и в стандарте DNV GL [161];

- требуемое количество корректных результатов «зависит от разброса результатов» (без уточнения), три образца достаточно только для верхнего шельфа температурной зависимости трещиностойкости. В то же время имеется ссылка на стандарт BS EN 10225, Приложение E [151], где требуется испытать именно три образца полной толщины. Обе конфигурации образцов, испытываемых при изгибе, – прямоугольного и квадратного сечения – имеют равное применение;

- в расчётных оценках используют  $K_{mat}$ , под которым подразумевается нижняя оценка ( $K_c$ )<sub>J</sub>. При количестве корректных результатов от 3 до 5 берут минимальное значение, от 6 до 10 – второе снизу, от 11 до 15 – третье снизу. Также рекомендуется выводить  $K_{mat}$  из среднего значения экспериментально полученной трещиностойкости статистическим методом с учётом наблюдаемого разброса результатов.

Для более «продвинутой» обработки экспериментальных данных, полученных при нескольких температурах испытания на образцах уменьшенной толщины (буквально, «more advanced treatment»), предусмотрено применение

основанной на гипотезе «слабого звена» методологии Master Curve по ASTM E1921 [142] для гомогенных материалов и FITNET для гетерогенных. Процедура FITNET состоит из трёх этапов. Первый этап идентичен применяемому в ASTM E1921 (Master Curve). На втором этапе определяется, считать ли разброс данных большим (оценка «нижнего хвоста» методом наибольшего правдоподобия, MML). Если оба этапа дают одинаковый результат, данные применимы для расчётных оценок после учёта масштабного фактора. Если нет, и количество корректных результатов в серии составляет от трёх до девяти, на третьем этапе оценка проводится с учётом этого количества (вносится коэффициент безопасности, связанный с малым числом экспериментальных точек).

Учёт масштабного фактора исходит из предположения  $K \sim \sqrt[4]{t}$ , при соблюдении условий ММТ. Все данные приводятся к толщине 25 мм.

На первом этапе подбирается температура вязко-хрупкого перехода  $T_0$  по методологии ASTM E1921, при этом в случае нестабильного разрушения образца величина трещиностойкости, вводимая в оценку MML, ограничивается сверху величиной

$$(K_c)_{J(\text{limit})} = \sqrt{\frac{E(W - a_0)\sigma_Y}{30(1 - \nu^2)}}.$$

Данные, полученные при различных температурах испытания  $T_u$ , приводятся к одной температуре, принимая  $K \sim \exp(0.019(T_u - T_0))$ .

В случае стабильного роста трещины и превышения данного значения, экспериментальное значение трещиностойкости данного образца заменяется на наибольшее корректное, полученное на другом образце. (Если все результаты некорректные, процедура неприменима).

На втором этапе все экспериментальные данные, соответствующие событиям типа «U» (нестабильное разрушение после стабильного подраста) заменяются цензурированными, отнесёнными к температуре  $T_0$ . Полученный набор данных используется для определения нового значения  $T_0$ . С помощью последовательных итераций порог «обрезки» значений сверху подбирается таким образом, чтобы получить стабильное значение  $T_0$ .

На третьем этапе  $K_{\text{mat}}$  вычисляется пересчётом масштабного эффекта с толщины 25 мм на реальную толщину и добавлением коэффициента запаса на погрешность при малом количестве данных (менее 10 экспериментальных точек считается малым), обычно применяя 5% доверительную вероятность разрушения.

В случае, если все данные по трещиностойкости получены при одной температуре испытания, процедура упрощается.

В примечании стандарта указано, что третий этап считается необходимым,

так как при малом числе экспериментальных точек может оказаться невозможным выяснить, находится ли низкий индивидуальный результат в «хвосте» распределения или это выпад. То есть если не выполнять такую процедуру, придётся увеличивать число испытанных образцов. Данное утверждение выглядит достаточно странно, так как если есть выпад из распределения результатов, значит, параметры этого распределения подобраны некорректно? К тому же, двойной пересчёт масштабного эффекта вряд ли способствует точности оценки.

Далее, полученное значение  $K_{mat}$  корректируется, исходя из предполагаемого соотношения стеснения деформации в образце и в конструкции и длины фронта трещины в конструкционном элементе, последний не должен превышать две толщины. Данное положение применимо только к расчётным оценкам по Master Curve, использующим гипотезу «слабого звена» и не распространяется на остальные пункты стандарта. В то же время в примечаниях прямо в тексте стандарта выражены сомнения в возможности определения и применимости такой корректировки по длине фронта трещины.

Таким образом, экспериментально полученные значения трещиностойкости металла сварного соединения значительно преобразуются и цензурируются в указанной сложной последовательности, а погрешность таких преобразований не обсуждается.

8. Напряжения разделены на первичные  $\sigma_p$  от внешних нагрузок и давления (эксплуатационные) и вторичные  $\sigma_s$  – уравновешенные по сечению, главным образом, остаточные (могут быть и стабильные термические). Расчёт КИН производится по формуле

$$K_I = [(Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s] \sqrt{\pi a}, \quad (1.32)$$

где вклад каждого вида напряжений определяется по формулам

$$(Y\sigma)_p = M \cdot f_w (k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot \sigma_t + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b [\sigma_b + (k_m - 1)\sigma_t]), \quad (1.32a)$$

$$(Y\sigma)_s = M_m \cdot \sigma_t^{res} + M_b \cdot \sigma_b^{res}, \quad (1.32b)$$

в которых приняты следующие обозначения:

$M$  – поправка на двухосность,

$f_w$  – поправка на снижение нетто-сечения с дефектом,

$k_{tm}$  – коэффициент концентрации мембранных напряжений,

$M_{km}$  – коэффициент увеличения КИН (от геометрии дефекта),

$M_m$  – коэффициент увеличения КИН (от относительной глубины),

$k_{tb}$  – коэффициент концентрации изгибных напряжений,

$M_{kb}$  – коэффициент увеличения КИН (от геометрии дефекта),

$M_b$  – коэффициент увеличения КИН (от относительной глубины),

$k_m$  – КИН от несовпадения кромок.

Величины, входящие в (1.32), представлены в виде формул и номограмм для различных конфигураций конструктивных элементов и дефектов в них. Дополнительные пластические деформации при взаимодействии эксплуатационных и остаточных напряжений учитываются снижением уровня остаточных напряжений под эксплуатационной нагрузкой:

$$\sigma_t^{res} = (1 - 2\sigma_t / (\sigma_{Ymin} + \sigma_{Umin})) \sigma_{Ymin},$$

где индекс (min) относится к менее прочному материалу (основному металлу или металлу шва) с учётом температуры, а полученное значение остаточных напряжений не принимают ниже нуля.

Для первичных и вторичных напряжений отдельно производится расчет соответствующих КИН  $K_I^p$  и  $K_I^s$ . Величина  $K_r$  определяется по одной из эквивалентных формул

$$K_r = \frac{K_I^p + VK_I^s}{K_{mat}}, \quad (1.33)$$

$$K_r = \frac{K_I^p + K_I^s}{K_{mat}} + \rho, \quad (1.34)$$

где параметр  $V$  или  $\rho$  определяется согласно Приложению R как функция от отношения  $K_I^s L_r / K_I^p$  по аппроксимационным формулам, разработанным ещё Эйнсвортом (Ainsworth), одним из авторов процедуры SINTAP, в 1986г. По физическому смыслу параметр  $\rho$ , варьирующийся от 0 до 0.25, учитывает дополнительные пластические деформации при взаимодействии эксплуатационных и остаточных напряжений.

Согласно основной процедуре, при  $L_r \leq 0.08$   $\rho = 0.25$ , при  $L_r \geq 1.05$   $\rho = 0$ ,  $V = 1$ . Также предложены альтернативные, менее консервативные формулы. Данный пункт при значительных относительных нагрузках противоречит идеологии CTOD Design Curve, формула (1.18).

9. Вычисление величины КИН для поля собственных остаточных сварочных напряжений производится с помощью аппроксимирующих полиномов, описывающих их самоуравновешенные эпюры, подставляемых в другие полиномы, учитывающие размер и форму дефекта.

10. Для уровня оценок I проверка выполнения условия прочности производится по диаграмме FAD с учётом возможности стабильного подраста дефекта (условие выполнено, когда место расчётных точек как минимум касается графика  $K_r(L_r)$ ).

Коэффициенты запаса вносятся следующим образом: принимается приемлемая годовая вероятность разрушения (таблица К.3 BS 7910) – от  $10^{-3}$  до  $10^{-7}$  для недублированных (одиночных) элементов, от  $2.3 \times 10^{-1}$  до  $10^{-5}$  для дублируемых (параллельных) элементов. В зависимости от последствий разрушения введено 4 категории элементов. Далее, «на основании процедуры вероятностного анализа», которая никак не описана, назначаются коэффициенты запаса на средние эксплуатационные напряжения при их нормальном распределении, среднюю глубину дефекта при её нормальном распределении, трещиностойкость при распределении Вейбулла (запас назначается на величину  $M-\sigma$ ) и минимальный предел текучести (на величину  $M-2\sigma$ ) при логнормальном распределении. Получаемые с учётом запаса величины предназначены для совместного использования в условии прочности.

11. Для уровня оценок II численным интегрированием производится расчёт вероятности разрушения при наличии конкретного дефекта, выявленного НК, либо пропущенного при НК. При этом не конкретизирована процедура выбора одного из нескольких предложенных типов распределения случайных параметров для каждой из величин: трещиностойкость, предел текучести, временное сопротивление, размер дефекта с учётом погрешностей измерения, частота появления дефектов, распределения остаточных напряжений и КИН. Все указанные параметры обрабатываются как взаимно независимые, с оговоркой, что неопределённость прочностных характеристик может исследоваться отдельно.

Дословно сказано: *«этот интеграл (вероятности разрушения) очень трудно определить численным интегрированием, если много случайных параметров»...*

12. В действующую редакцию стандарта BS 7910 включено приложение T, где рассматривается оценка допустимости дефекта с использованием инженерно-критического анализа ЕСА. При этом указано следующее:

- чтобы назначить некоторый критерий дефектности, необходимо, чтобы система НК была способна выявлять дефекты такого размера. «Надёжность» и «точность» контроля должны быть согласованы между заинтересованными сторонами и задокументированы. «Надёжность» выявления дефектов повышается при параллельном использовании двух различных методов НК (термины, взятые в кавычки, в стандарте не раскрываются).

- рассчитанные нормы дефектности следует расширить на величину погрешности применяемого метода НК.

- сначала предлагается определить норму дефектности (как – не указано, ведь такая процедура расчёта является обратной по отношению к описываемой процедуре

оценки допустимости обнаруженного дефекта и может быть, согласно стандарту, выполнена только подбором), и только после этого подбирать метод НК, который позволит «надёжно» выявлять такие дефекты с учётом принятой вероятности разрушения конструкционного элемента и последствий разрушения. Как следует поступить, если в наличии только конкретные средства НК, непонятно.

Большая часть Приложения Т посвящена описанию погрешностей разнообразных методов НК, применяемых в системе ASME, принятой в США (следует напомнить, BS 7910 – это британский, а не американский стандарт). Такая система значительно отличается от действующих в России норм и методов НК.

### **Выводы по разделу 1.2.2**

Из сказанного видно, что стандарт BS 7910 предусматривает многообразные процедуры расчёта допустимости дефектов. Не конкретизировано, в каких случаях следует применять тот или иной уровень оценок, те или иные процедуры. Предлагается множество сложных формул, снабжённых дополнительными условиями. Всё отсылается на усмотрение некоего Заказчика или «должно обсуждаться». Допустимость конкретного дефекта может дискутироваться довольно продолжительное время (возможно, ожидаются обращения к разработчикам стандарта, у которых наверняка имеется реализация расчётной схемы в виде программного продукта). Таким образом, ремонт дефекта может оказаться более простой операцией [72].

Если рассматривать поставленную выше задачу оценки применимости материала, она требует принятия конкретных решений, и только с ошибкой в безопасную сторону. В BS 7910 таких решений нет, из чего следуют основные задачи настоящей работы, перечисленные в конце главы.

Математический алгоритм выполнения расчётных оценок с использованием аппарата НЛМР в настоящее время может считаться достаточно разработанным. Однако ряд принципиально важных вопросов остается не решённым, что не позволяет принять готовые расчетные схемы, например, для корпусов судов и конструкций морских технических сооружений и магистральных трубопроводов. К их числу следует отнести:

- выбор размеров и конфигурации расчетного дефекта. При их назначении следует начинать с рассмотрения имеющихся на предприятиях отрасли действующих приборов и процедур НК с учётом принятого объёма контроля. Необходимо рассматривать циклическую нагруженность конструкционного элемента, категорию сварного узла, определяющую тяжесть последствий при его разрушении;

- определяемый при испытаниях образцов параметр трещиностойкости

материала, способ его определения, учёт достоверности его определения;

- способ учёта остаточных сварочных напряжений для нетермообрабатываемых после сварки конструкций;

- выбор коэффициента запаса в условии прочности. В общем случае задача состоит в учёте неопределённости как по нагрузкам, так и по разбросу наблюдаемых экспериментальных значений трещиностойкости.

В части рассматриваемых расчётных случаев, применительно к конструкциям атомной энергетики принято выделять нормальный режим эксплуатации, нарушение нормального режима, аварийный режим. Для конструкций морской техники имеется схожее понятие «режим выживания». Для трубопроводов такие понятия отсутствуют, однако также рассматривают несколько расчётных случаев: укладка, гидроиспытания и эксплуатация. Возможно, следует учесть особенности предполагаемых расчётных случаев в рамках вероятностного анализа.

### **1.2.3 Разброс экспериментально наблюдаемых данных по трещиностойкости**

В аккредитованной лаборатории «Промтест КМ» ЦНИИ КМ "Прометей" на протяжении 20 лет проводятся аттестационные испытания судостроительных сталей категорий от E до F690W с минимальным гарантированным пределом текучести от 235 до 690 МПа для получения свидетельств о признании изготовителей (СПИ) Российского морского регистра судоходства. Производство большинства таких материалов было освоено на предприятиях с участием ЦНИИ КМ «Прометей». Благодаря выполненным испытаниям в большинстве случаев удалось расширить температурный диапазон применимости материала по сравнению с предписываемым в разделе "Корпус" Судовых Правил Регистра [108]. Также выполнен ряд программ исследовательских и аттестационных испытаний материалов для магистральных трубопроводов.

В Правилах РМРС [109, 111, 112] нормируемым параметром трещиностойкости является CTOD двух участков ЗТВ, у линии сплавления (ЗТВ-I) и на удалении от неё, вблизи температуры нагрева  $A_{c1}$  – ЗТВ-II (рис. 1.11, а). Анализ накопленного опыта испытаний, выполненных с участием автора [4, 5, 15, 33, 46, 123], а также литературные данные [223] показывают, что разброс значений CTOD для ЗТВ всегда значителен. Ему способствуют не только проблемы выбора сварочных материалов, рассмотренные в п. 1.1.4, но и неоднородность структуры самой ЗТВ, наличие участков с различной структурой на фронте трещины, что показано на рис. 1.11, а-в.

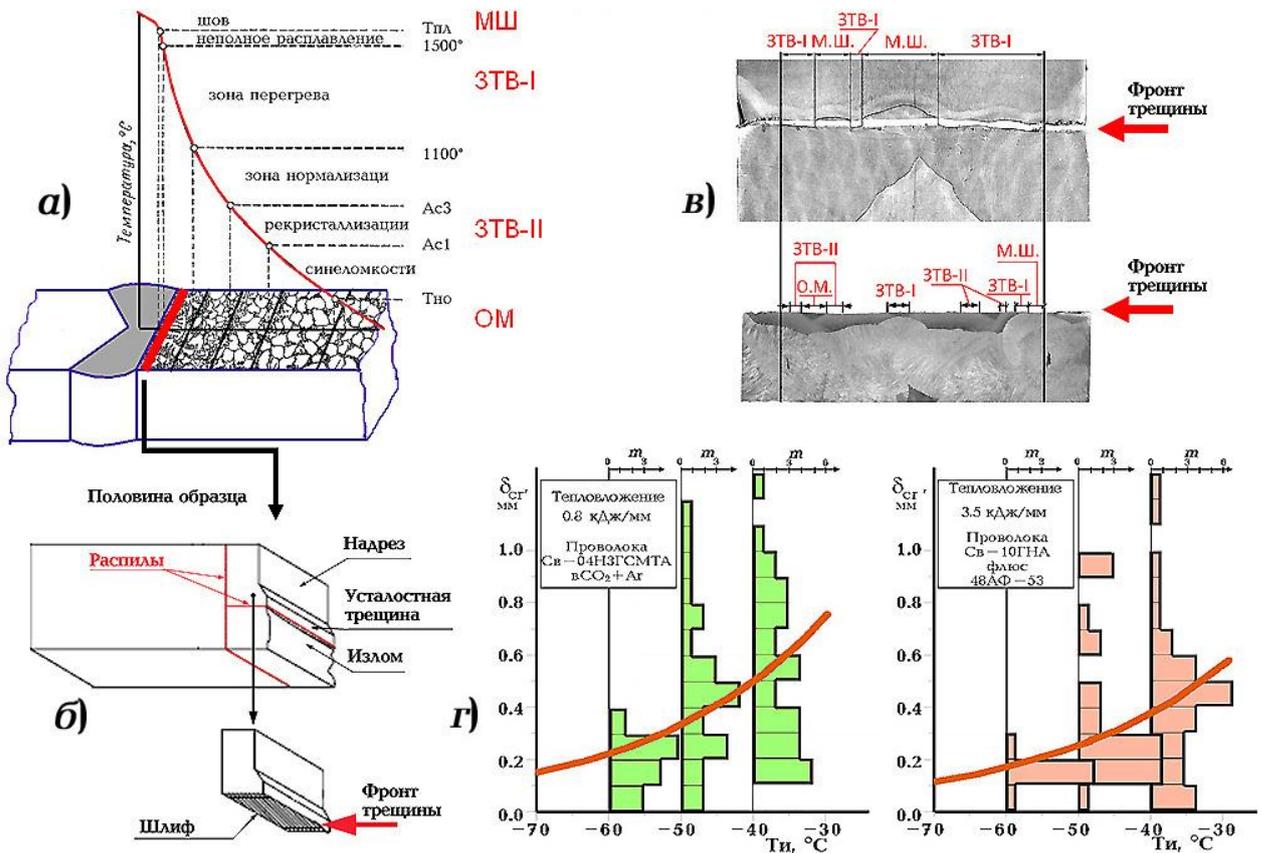


Рисунок 1.11 — Проблемы определения трещиностойкости металла ЗТВ: в) предполагаемые участки ЗТВ, б) разрезка образца для проверки расположения трещины, в) примеры присутствия на фронте трещины участков с различной структурой, г) пример разброса СТOD для ЗТВ судостроительной стали F40W, ТМО, в толщине 30-50 мм при экстремальных уровнях тепловложения ( $m$  - количество корректных экспериментальных результатов в серии).

На рис. 1.11, г показано соотношение средних значений и разброс СТOD ЗТВ сварных соединений судостроительной стали марки F40W толщиной 30-50 мм, ТМО, для двух экстремальных уровней тепловложения, полученные автором [61]. На рис. 1.12 представлены аналогичные результаты испытаний металла штрипса и труб пробных партий сталей 10ХНДМБ (АБ11) и 07ГНФБ (АБ12), разработанных в ЦНИИ КМ «Прометей» для труб магистральных трубопроводов, и их сварных соединений [43].

Представленные примеры позволяют заключить, что требуется применение статистического анализа и численных экспериментов для корректной интерпретации получаемых данных и назначения критериальных значений. Попутно было показано, что металл шва, выполненного некоторыми материалами, предпочтительными с точки зрения технологичности (например, порошковой проволокой ПП-11), оказывается наиболее критичным по трещиностойкости в интервале температур эксплуатации конструкций.

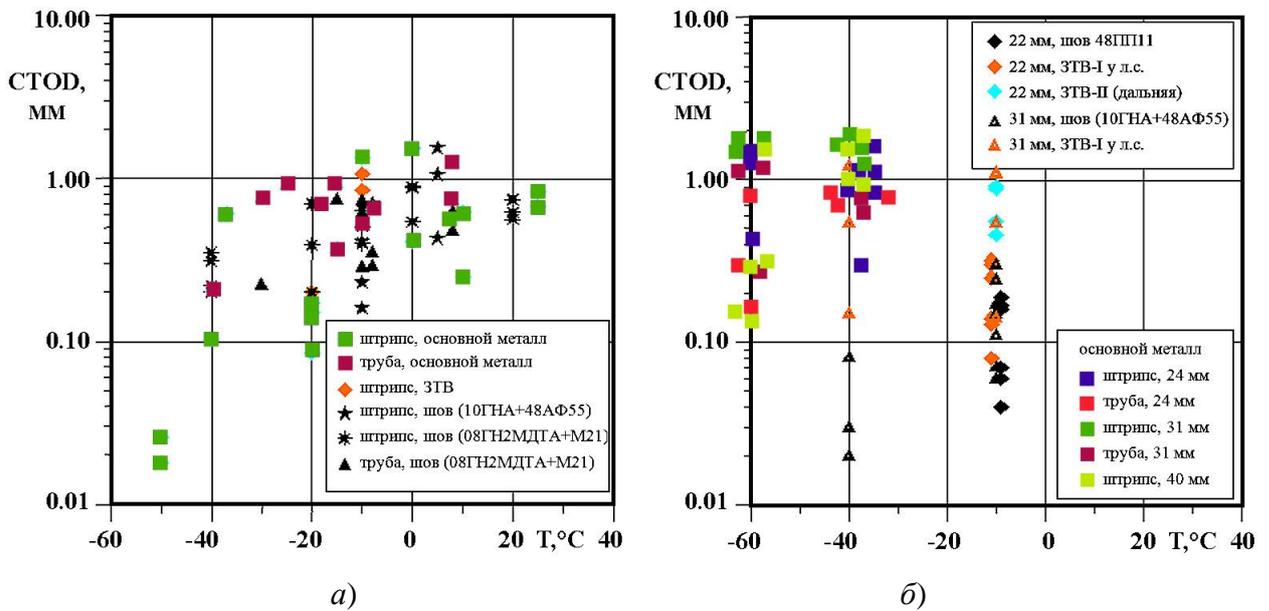


Рисунок 1.12 — Пример разброса данных по трещиностойкости основного металла и исследовательских сварных соединений трубных сталей.

а) АБ11 (закалка с отпуском, толщина 38 мм), б) АБ12 (ТМО, толщина 22 и 31 мм). («л.с.» – образцы с надрезом по ЗТВ у линии сплавления (ЗТВ-I), «дальняя ЗТВ» – образцы с надрезом по ЗТВ-II).

#### 1.2.4 Масштабный эффект при испытаниях образцов уменьшенных размеров

Анализируя влияние размеров образца на получаемые значения трещиностойкости, необходимо отметить следующее. Во многих работах [132, 211, 233 и др.] принимается, что хрупкое разрушение является результатом выполнения локального критерия разрушения в микрообъёме «слабого звена» и имеет стохастическую природу. Вероятность разрушения образца описывается распределением Вейбулла и теоретически связывается с объёмом «зоны процесса»  $V$ ;  $V \sim K_I^4 t$ . Тогда при сопоставлении условий разрушения образцов различной геометрии необходимо учитывать только различную протяжённость фронта трещины, а средние величины критических значений  $J$ -интеграла ( $J_{cr}$ ) или СТOD для образцов толщиной  $t_1$  и  $t_2$  должны приблизительно относиться как

$$J_{cr1}/J_{cr2} = \delta_{cr1}/\delta_{cr2} = \sqrt{t_2/t_1}, \quad (1.35)$$

где  $J_{cr1}$ ,  $\delta_{cr1}$  — критические значения  $J$ , СТOD при длине фронта трещины  $t_1$ ;  $J_{cr2}$ ,  $\delta_{cr2}$  — то же, при длине фронта трещины  $t_2$ .

В рамках данного подхода наличие или отсутствие стабильного подраста трещины, предшествующего разрушению, характер деформирования образца — наличие маломасштабной или полномасштабной текучести (ММТ или ПМТ), не

должны отражаться на условии хрупкого разрушения. В то же время экспериментальные данные настоящей главы, а также литературные данные, приведенные, например, в работе [122], свидетельствуют о следующем.

1. Минимальное различие результатов определения трещиностойкости наблюдается при нестабильном хрупком разрушении, когда оба сопоставляемых образца разрушаются при незначительной пластической деформации (в условиях ММТ или близко к ним, когда диаграммы деформирования образцов практически линейны).

2. Существенное различие результатов возникает при некоторой более высокой температуре испытаний, при которой наблюдается различный уровень номинального пластического деформирования образцов.

3. Наибольшие различия результатов испытания связаны с достижением ПМТ и стабильного вязкого подраста трещины, предшествующего разрушению, в сопоставляемом образце меньших размеров, тогда как в образце больших размеров при той же температуре испытания такое состояние ещё не достигнуто.

4. При дальнейшем повышении температуры испытаний, когда оба сравниваемых образца оказываются на «верхнем шельфе» трещиностойкости, больший образец покажет более высокие параметры  $CTOD$  и  $J_{cr}$ , и, формально, наблюдаемый масштабный эффект будет обратным.

Указанные особенности масштабного эффекта, схематично показанные на рис. 1.13, стали поводом научных исследований специалистов ЦНИИ КМ «Прометей». Была предложена его детерминированная причина, связанная с различием интенсивности упругой энергии, высвобождаемой в сравниваемых образцах при росте трещины [44, 45, 50].

Ранние представления А.А.Гриффитса об энергетическом балансе как необходимом условии продвижения трещины практически отсутствуют в работах, где обсуждаются локальные критерии разрушения. Там принимают, что факт разрушения образца в достаточной степени определяется разрушением «слабого звена» в микрообъёме металла, поэтому энергоёмкость распространения трещины пренебрежимо мала, тогда условие Гриффитса выполняется автоматически. На практике это возможно только в случае высокой чувствительности условий хрупкого разрушения материала к возрастанию скорости деформирования в вершине бегущей трещины, но и тогда приходится принять, что трещина разогналась мгновенно.

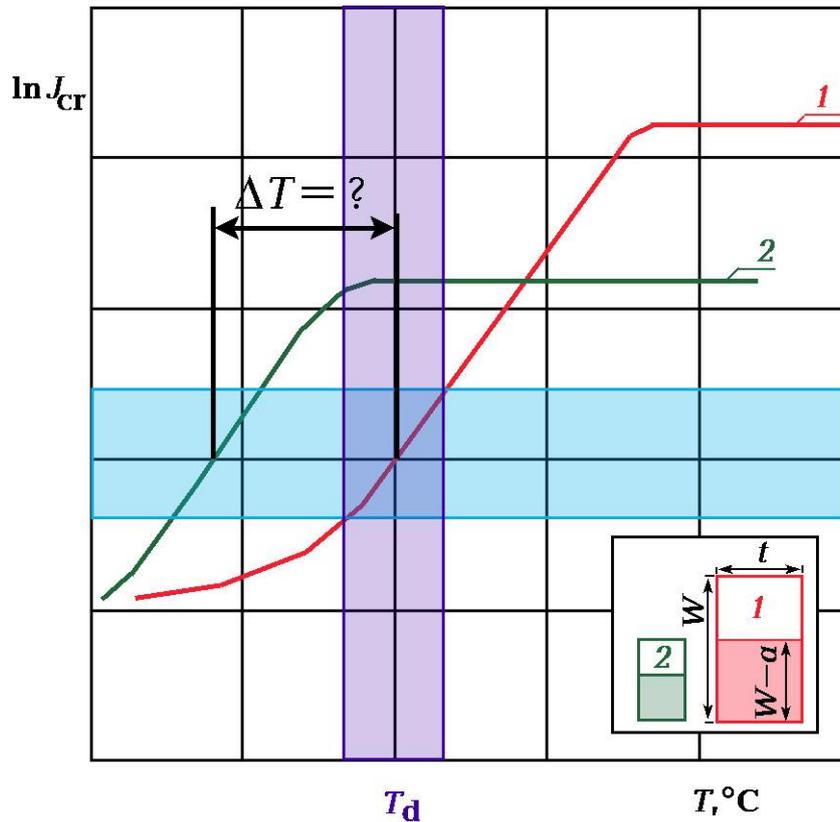


Рисунок 1.13 — Ожидаемая картина масштабного эффекта при сравнении двух стандартных образцов с пропорциональным соотношением размеров. Выделенная горизонтальная область соответствует диапазону требуемых значений  $J_{cr}$ , для которого имеет смысл определение температурного сдвига  $\Delta T$ .

Напротив, допуская, что для ускорения трещины необходимо самовоспроизведение критического НДС у её вершины хотя бы на первых шагах роста, было сделано заключение, что достаточным условием реализации нестабильного разрушения является условие энергетического баланса

$$G \geq R_c, \quad (1.36)$$

где  $G$  — интенсивность упругой энергии, высвобождаемой при продвижении трещины (предел отношения разности упругой энергии тела до и после продвижения трещины на величину  $\Delta a$  при  $\Delta a \rightarrow 0$ ),

$R_c$  — энергоёмкость разрушения (удельная работа разрушения), принимаемая равной удельной работе пластического деформирования, необходимой для воспроизведения критического НДС в вершине трещины при её росте.

Неравенство (1.36) следует из условия энергетического баланса

$$G = R_c + T + \gamma, \quad (1.37)$$

где  $T$  — приращение кинетической энергии,

$\gamma$  — работа образования новых поверхностей.

Так как задача рассмотрена в квазистатической постановке, было принято, что  $T = 0$ . Факт, показанный Орованом, что величина  $\gamma$  для металлов существенно меньше удельной работы пластического деформирования, позволил принять условие неустойчивого разрушения в виде

$$G = R_c \quad (1.38)$$

Согласно [44], энергоёмкость распространения трещины определяется как

$$R = \frac{1}{\delta a} \iint_D (w_{pl}(x, y) - w_{pl}(x + \delta a, y)) dx dy, \quad (1.39)$$

где  $x, y$  – координаты (см. рис. 1.14),

$D$  – область пластических деформаций, связанных с присутствием трещины и ограниченная условием  $x > 0$ ,

$\delta a$  – приращение длины трещины при её малом «элементарном» проскоке,

$w_{pl}(x, y)$  – плотность работы пластического деформирования в точке с координатами  $(x, y)$ .

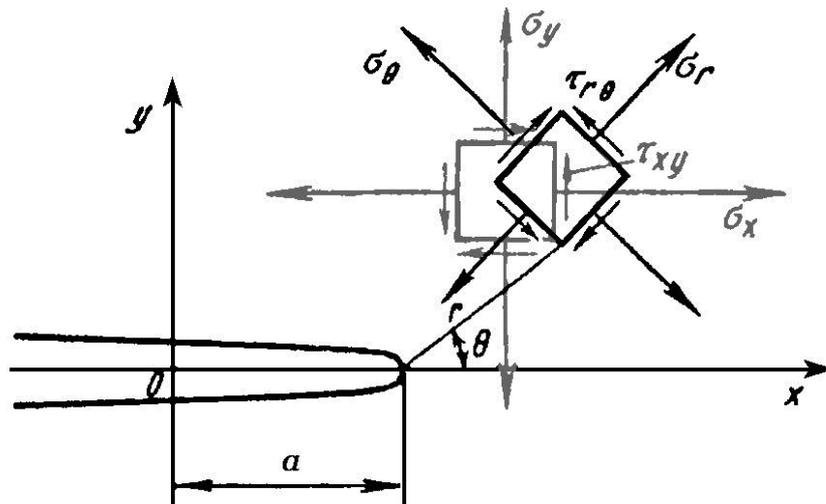


Рисунок 1.14 – Компоненты напряжений и системы координат в вершине трещины.

Считая, что величина  $w_{pl}(x, y)$  соответствует достижению критического НДС в точке  $x = \delta a, y = 0$  ( $w_{pl} = w_{plc}$ ), было принято  $R = R_c$ .

Величину  $G$  затруднительно определить для реального материала, имеющего упругопластическую диаграмму деформирования. Равенство  $G = K_I^2/E$  справедливо лишь при линейно-упругом деформировании материала; тождество величин  $G$  и  $J$  — только нелинейно-упругого материала. В классической работе А.Кфури, Дж.Райса [77] под интенсивностью упругой энергии, высвобождаемой при росте трещины, понимается величина, определяемая из произведения упругих напряжений, действовавших на образуемых при продвижении трещины

поверхностях, на перемещения раскрытия берегов трещины после ее продвижения.

По результатам решения задач МКЭ в упругопластической постановке, в которых рост трещины моделировался раскреплением узлов сетки, было показано, что отношение величины  $G$  к  $\delta a$ , обозначаемое  $G^\Delta$ , при упругопластическом деформировании материала зависит от  $\delta a$ , стремясь к нулю при  $\delta a \rightarrow 0$  и к  $K_I^2/E$  при  $\delta a$ , превышающем радиус зоны пластических деформаций у вершины трещины  $r_{pl}$ . Изменение упругой энергии определялось как произведение узловых сил, действующих до раскрепления, на соответствующие им перемещения после раскрепления.

J-интеграл для нелинейно-упругого тела в варианте роста трещины при отсутствии перемещения точки приложения нагрузки представим в виде [44]

$$J = -\partial\Pi/\partial a = -\left[ \iint_F \partial w_{el}^*/\partial a \, dx \, dy + \iint_F \partial w_{pl}^*/\partial a \, dx \, dy \right], \quad (1.40)$$

где  $\Pi$  – потенциальная энергия тела;

$w_{el}^*$  – часть плотности энергии деформирования, соответствующая упругой плотности энергии  $w_{el}$  в упругопластическом теле;

$w_{pl}^*$  – часть плотности энергии деформирования, соответствующая плотности работы пластического деформирования  $w_{pl}$  в упругопластическом теле;

$F$  – полная площадь тела.

Для случая ММТ, когда вся работа пластического деформирования затрачивается в вершине трещины, было предложено равенство

$$J = R + G, \quad (1.41)$$

которое обосновывалось следующим образом: для упругопластического и нелинейно-упругого тел  $w_{el}^* = w_{el}$ , и первое слагаемое в (1.40) было принято равным  $(-G)$ . Первое тело отличается от второго тем, что для последнего всегда справедливо равенство  $\partial w_{pl}^*/\partial a = -\partial w_{pl}^*/\partial x$ , не соблюдаемое для реального упругопластического материала. Наложив дополнительное условие стационарности НДС в вершине трещины, продвигающейся в упруго-пластическом материале,  $\partial w_{pl}/\partial a = -\partial w_{pl}/\partial x$ , второе слагаемое в (1.40) было принято равным  $(-R)$ . Таким образом утверждалось, что равенство (1.41) должно выполняться при самовоспроизведении НДС в вершине трещины в отсутствие работы внешних сил.

При ПМТ, с одной стороны, для упругопластического тела следует рассматривать J-интеграл как сумму упругой  $J_{el}$  и пластической  $J_{pl}$  составляющих. С другой стороны, в представлении J-интеграла для нелинейно-упругого тела в виде (1.40) второй интеграл должен определяться по всей площади тела, а величина

$w_{pl}^*$  может быть условно разделена на связанную с вершиной трещины  $(w_{pl}^*)_1$  и номинальную  $(w_{pl}^*)_2$  (примечание: в настоящих рассуждениях про  $J_{el}$  речь идёт о случае  $a \approx W/2$ , когда данная величина корректно определяется по стандартной формуле). Учитывая, что для самовоспроизводящегося НДС величина  $R$  имеет отношение лишь к  $(w_{pl}^*)_1$ , то есть  $R = -\iint_D \partial(w_{pl}^*)_1 / \partial a dx dy$ , было получено

$$J_{el} + J_{pl} = R + G + P_s, \quad (1.42)$$

где  $P_s = -\iint_V \partial(w_{pl}^*)_2 / \partial a dx dy$  – дополнительное слагаемое, учитывающее наличие номинальной пластической деформации во всём объёме тела.

В таком случае величина  $G$  не может быть больше  $J_{el}$  и должна стремиться к  $J_{el}$  при  $J_{pl} \gg R$ , поскольку тогда  $P_s \rightarrow (J_{pl} - R)$ . Приняв, что обе составляющие  $J$ -интеграла участвуют в формировании поля пластических деформаций в вершине трещины пропорционально их величинам, было получено

$$G = J_{el} - R \cdot J_{el} / J. \quad (1.43)$$

В рамках представленных рассуждений формула (1.44) является интерполяцией между (1.41) для случая ММТ ( $J_{pl} = 0$ ) и равенством  $G = J_{el}$  при  $J \gg J_{el}$ . Совместно с условием хрупкого разрушения ( $G = R_c$ ) формула (1.43) приводит к равенству

$$R_c = \frac{J_{el}}{1 + J_{el} / J_{cr}}, \quad (1.44)$$

которое включает критическое значение  $J$ -интеграла  $J_{cr}$  и его упругую составляющую  $J_{el}$ , и должно выполняться в момент хрупкого разрушения.

Условие разрушения (1.44) отражает влияние масштабного фактора, поскольку при ПМТ одному и тому же значению  $J_{cr}$  для образцов различной геометрии соответствуют различные значения  $J_{el}$ . Для стандартных образцов, испытываемых на трещиностойкость, с уменьшением размеров величина  $J_{el}$  снижается, что может быть показано по предельным оценкам «энергоемкости» образца – максимальным значениям  $J_{el}$ , соответствующим предельной нагрузке, которую можно приложить к образцу. Это подтверждают и результаты испытаний. Например, при стандартном соотношении размеров образца SENB  $a = t$  и  $(W-a) = t$ , расстояние между опорами равно  $L = 8t$ , получено (без учёта деформационного упрочнения)

$$(J_{el})_{\max} \approx 2 \sigma_Y^2 t / E^*, \quad (1.45)$$

где  $E^* = E / (1 - \nu^2)$ ,  $E$  – модуль упругости,  $\nu$  – коэффициент Пуассона.

Очевидно, что при  $R > (J_{el})_{max}$  нестабильные хрупкие разрушения невозможны, и разрушение образца происходит за счёт стабильного вязкого роста трещины.

Для анализа причин различий выводов, полученных авторами из ЦНИИ КМ «Прометей» под руководством А.В.Ильина [44] и Кфури и Райсом [77], в работе автора [124] были проведены численные исследования МКЭ, в целом повторяющие методику работы [77]. Моделировался образец на трёхточечный изгиб (рис. 1.15) с размерами  $t = W - a = 30$  мм,  $\sigma_Y = 500$  МПа, применялась билинейная аппроксимация деформационного упрочнения с секущим модулем 2500 МПа.

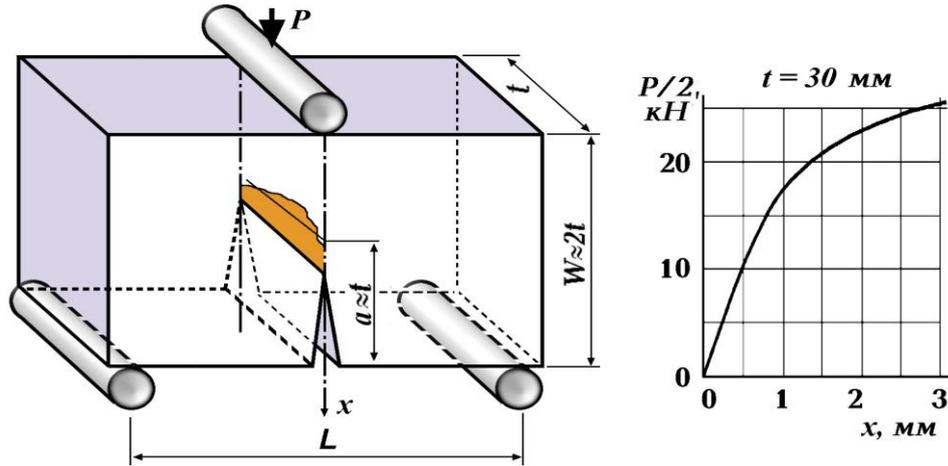


Рисунок 1.15 — Геометрия стандартного образца толщиной  $t$  и расчётная диаграмма деформирования «нагрузка – перемещение точки нагружения».

Были расчётно определены:

1. Интенсивность упругой энергии  $G^\Delta$ , высвобождаемой при продвижении трещины. Она рассчитывалась по формуле из [77]

$$G^\Delta = \frac{\sum_{i=1}^m S_{li} U_{li}}{2\Delta a}, \quad (1.46)$$

где  $S_{li}$ ,  $U_{li}$  – узловые силы и перемещения в  $i$ -ом раскрепленном узле по направлению «у»;  $m$  – число узлов в интервале раскрепления.

2. Удельная работа пластического деформирования при продвижении трещины  $R_{МКЭ}$  — отношение разности работ пластического деформирования  $\Delta A_{pl}$  после и до подраста трещины к величине шага подраста  $\Delta a$ . Величина  $\Delta A_{pl}$  определялась по формуле

$$\Delta A_{pl} = \sum_{i=1}^N \sum_{j,k=1}^4 ([\sigma_{jk}]_i|_n + [\sigma_{jk}]_i|_{n-1}) ([e_{jk}^{pl}]_i|_n - [e_{jk}^{pl}]_i|_{n-1}) F_i / 2, \quad (1.47)$$

где  $i$ ,  $F_i$ ,  $N$  – номер элемента, его площадь и количество элементов в задаче, соответственно;

$[\sigma_{jk}]_i, [e^{pl}_{jk}]_i$  – компоненты тензоров напряжений и пластических деформаций в  $i$ -ом элементе; дополнительные индексы « $n$ » и « $n-1$ » указывают на этапы расчёта – до и после роста трещины на  $n$ -ом этапе.

3. Интенсивность упругой энергии, высвобождаемой при продвижении трещины  $G_{МКЭ}$ , — отношение разности упругой энергии образца до и после продвижения трещины  $\Delta A_{el}$  к  $\Delta a$ . Величина  $\Delta A_{el}$  рассчитывалась по формуле, аналогичной (1.40):

$$\Delta A_{el} = \sum_{i=1}^N \sum_{j,k=1}^4 ([\sigma_{jk}]_i|_n + [\sigma_{jk}]_i|_{n-1})([e^{el}_{jk}]_i|_n - [e^{el}_{jk}]_i|_{n-1})F_i / 2, \quad (1.48)$$

где  $[e^{el}_{jk}]_i$  – компоненты тензора упругих деформаций.

Характерными особенностями получаемых таким образом зависимостей  $R_{МКЭ}$  и  $-G_{МКЭ}$  от длины подраста трещины  $(a-a_0)$  стали близость величин  $R_{МКЭ}$  и  $G_{МКЭ}$ , наличие начального участка в 2-3 шага трещины, на котором происходит снижение этих величин, и их последующая стабилизация на уровне, близком к  $J/2$  в условиях ММТ. Было отмечено некоторое различие результатов расчёта при варьировании  $\Delta a$ . В отличие от  $G_{МКЭ}$ , значение  $G^\Delta$  монотонно убывает со снижением  $\Delta a$  в соответствии с результатами, представленными в [77].

На начальных шагах зависимостей  $R_{МКЭ}(\Delta a)$  и  $G_{МКЭ}(\Delta a)$ , то есть при страгивании трещины в упругопластическом материале, выполняется неравенство  $\partial w_{pl}/\partial a > (-\partial w_{pl}/\partial x)$ , в отличие от нелинейно-упругого материала.

Полученные результаты позволяют обсудить отличие понятия «интенсивности  $G$  упругой энергии, высвобождаемой при продвижении трещины», предложенного А.В.Ильиным и используемого в настоящей работе, и величины  $G^\Delta$ , предложенной в работах Райса и др. При упругом деформировании материала они совпадают. При малом продвижении трещины в упругопластическом материале совпадение этих величин в принципе также возможно, если перемещения  $U_{ii}$  в формуле (1.46) определяются с учётом пластического притупления вершины трещины после её продвижения, то есть с учётом геометрической и физической нелинейности задачи. Однако для этого необходима более мелкая сетка КЭ в рассматриваемой области — как минимум на порядок мельче, чем задаваемый шаг продвижения трещины.

На рис. 1.16 показаны примеры распределений интенсивности пластической деформации в вершине стационарной и движущейся трещины по направлению её роста « $x$ » в подвижной системе координат, начало которой связано с вершиной трещины.

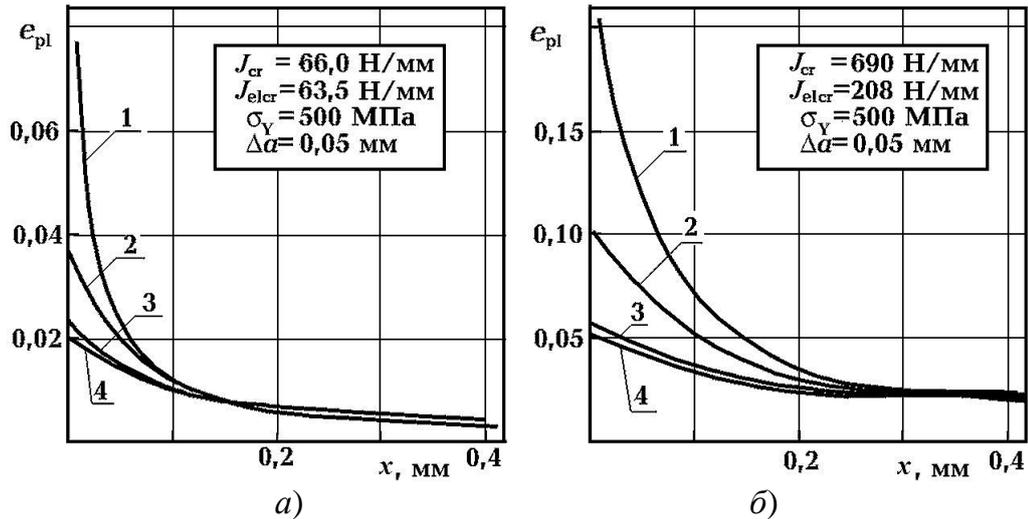


Рисунок 1.16 — Распределения интенсивности пластической деформации для стационарной и движущейся трещины при двух значениях  $J_{cr}$  [45]:

а) 66 Н/мм, б) 690 Н/мм.

1 – стационарная трещина, 2 – шаг №1, 3 – шаг №3, 4 – шаг №10.

Наблюдается начальный участок, в границах которого высота «волны» пластической деформации  $(e_{pl})_{max}$  спадает, после чего процесс стабилизируется. Величина  $(e_{pl})_{max}$  снижается с уменьшением  $\Delta a$ , при этом наблюдается сходимость к конечному значению при  $\Delta a \rightarrow 0$ . Согласно известным результатам Дж.Райса и Ф.Макклинтока [83, 104], зависимость деформации от расстояния до вершины движущейся трещины  $r$ , для установившегося поля, составляет

$$e_{pl} \sim \ln(J/r), \quad (1.49)$$

в отличие от стационарного распределения вида  $e_{pl} \sim J/r$ .

Для сопоставления определённых МКЭ установившихся значений  $R_{МКЭ}$ ,  $G_{МКЭ}$  со значениями, ожидаемыми в соответствии с (1.43), использовалась полученная расчётом МКЭ диаграмма деформирования образца с трещиной в координатах «нагрузка – перемещение точки нагружения» (рис. 1.15).

Для каждого значения нагрузки, при котором моделировалось распространение трещины, по стандартным формулам были найдены значения  $K_I$  и  $J_{el}$ , а по площади работы пластического деформирования  $A_{pl}$  вычислялась пластическая составляющая J-интеграла  $J_{pl} = 2A_{pl}/(W-a)$ . В табл. 1.3 представлены найденные таким образом значения  $J$ ,  $J_{el}$ , результаты расчёта  $R$  по формуле (1.44) и определённые МКЭ величины  $R_{МКЭ}$ ,  $G_{МКЭ}$ .

Расхождение этих оценок в расчётах 1–5 не превышает 10%, что находится в

пределах погрешности МКЭ. Тенденция к понижению  $R_{МКЭ}$  и возрастанию  $G_{МКЭ}$  по отношению к  $R$  имеет место при уменьшении  $J$ . Предполагается, что она связана с нарушением условия  $\Delta a \ll r_{pl}$  в этих расчётах. Аналогичные результаты получены при увеличении предела текучести  $\sigma_Y$ , если сопоставлять варианты расчёта номер 2 и 7 при одинаковом  $J$ .

**Таблица 1.3 — Сопоставление результата расчёта  $R$  по формуле (1.44) и величин  $R_{МКЭ}$ ,  $G_{МКЭ}$  при моделировании распространения трещины [124].**

$\sigma_Y$ , МПа	Номер расчёта	$P$ , кН	$J_{el}$ , Н/мм	$J$ , Н/мм	$R$ , Н/мм	$R_{МКЭ}$ , Н/мм	$G_{МКЭ}$ , Н/мм
500	1	2.00	33.3	33.3	16.6	15	18
	2	2.76	63.5	66.0	32.3	32	33
	3	3.14	82.2	90.8	43.0	46	48
	4	4.40	161	407	115	110	110
	5	5.00	208	690	160	170	175
700	6	2.00	33.3	33.3	16.6	13	20
	7	2.76	63.5	63.5	32.3	29	35

Таким образом, было получено расчётное подтверждение необходимости выполнения гриффитсовского условия распространения нестабильного разрушения, тогда как разрушение в локальном микрообъёме «зоны процесса» оказалось необходимым, но не достаточным условием.

Этому подходу были получены и иные подтверждения. Экспериментальным подтверждением являются выполненные с участием автора эксперименты по разгрузке образца на трещиностойкость перед его хрупким разрушением, его разрезке и металлографическому анализу [48, 184].

На рис. 1.17 показаны отдельные малые трещины перед вершиной магистральной трещины, идущей от надреза, в материалах разной категории прочности. Магистральная трещина ещё не продвинулась, то есть разрушение в микрообъёме произошло, но не привело к общему разрушению. Аналогичное явление ранее было описано Г.П.Карзовым.

Альтернативное расчётное подтверждение проистекает из совершенно другой модели материала, не имеющей отношения к механике разрушения – молекулярно-динамической, где сплошность материала определяется связями между атомами. Исследователями [227] получена аналогичная картина – атомы меди сначала «расцепляются» на удалении от вершины трещины, рис. 1.18.

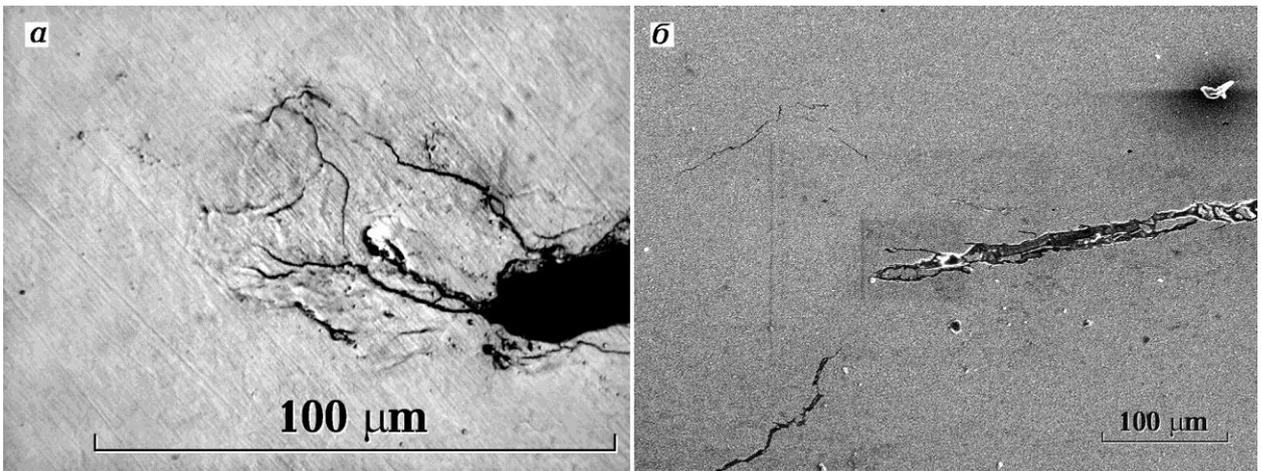


Рисунок 1.17 — Выполнение локального и невыполнение энергетического критерия разрушения [48], развитие разрушения у вершины трещины при  $-100^{\circ}\text{C}$ :  
 а) судостроительная сталь марки F36SW, достигнутое значение CTOD 0.07 мм,  
 б) трубная сталь X80, достигнутое значение CTOD 0.06 мм.

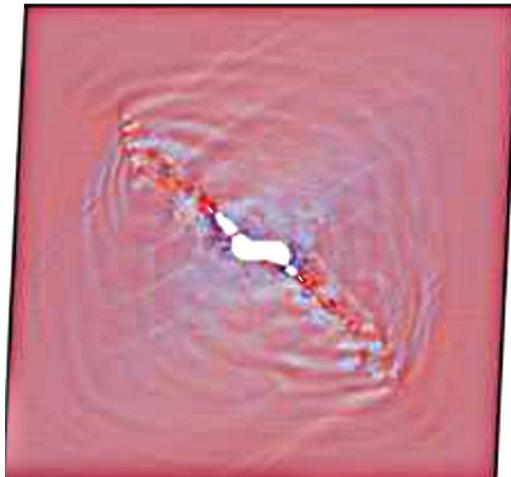


Рисунок 1.18 — Молекулярно-динамическая модель разрушения медной пластины от сквозного дефекта при смешанном нагружении [227].

По результатам исследования были сделаны следующие выводы [124]:

1. Предположение о том, что нестабильному хрупкому разрушению должна предшествовать трансформация НДС в вершине трещины в результате стабильного подраста (хотя бы на один-два единичных проскока) имеет физическую основу, однако представляется сомнительным. В связи с этим были рассмотрены причины появления переходного участка зависимостей  $R_{\text{МКЭ}}$ ,  $G_{\text{МКЭ}}$  при моделировании процесса распространения трещины.

Предполагая, что распределение плотности работы пластического деформирования  $w_{pl}$  в вершине трещины описывается HRR-решением вида  $w_{pl} \sim J/r$  (1.22), пластическая деформация в точке  $r = 0$  ограничена величиной  $e_{pl \max}$ , а при  $r = r_{pl}$  она должна быть равна нулю –  $e_{pl} = 0$ , было получено

$$w_{pl} = \sigma_Y \left[ \frac{e_Y (1 + e_Y/e_{pl \max})}{r/r_{pl} + e_Y/e_{pl \max}} - e \right], \quad (1.50)$$

поэтому вычисление интеграла (1.39) от этой функции при  $\delta a \rightarrow 0$  с точностью до коэффициента порядка единицы привело к формуле

$$R = \frac{J}{\pi} \left[ \ln \frac{e_{pl \max}}{e_Y} - 1 \right]. \quad (1.51)$$

Из этой оценки следует, что величина  $R$  может иметь любое значение в зависимости от величины  $e_{pl \max}$ ; например, при  $e_{pl \max} = 0.8$ ,  $e_Y = 0.003$ , получено  $R = 1.46J$ . Величина  $G$  для материала, обладающего деформационным упрочнением, также должна быть связана не только со значением  $J$ , но и с величиной  $e_{pl \max}$ . В итоге оказалось, что равенство  $G = R$  на первом шаге распространения трещины не может быть достигнуто при любых значениях  $J$  — то есть воспроизведение критического НДС после первого проскока трещины принципиально невозможно.

Условие самовоспроизведения критического НДС принципиально должно быть связано с формированием особенности распределения  $w_{pl}$  вида  $w_{pl} \sim \ln(J/r)$ , поскольку для неё результат интегрирования (1.39) при  $\delta a \rightarrow 0$  не требует введения дополнительных условий для обеспечения сходимости интеграла, а получаемое значение  $R$  с точностью до коэффициента (теоретически близкого к 0.5) равно  $J$ .

2. Условие хрупкого разрушения в области ПМТ в виде (1.44) позволило объяснить значительное возрастание разброса данных по трещиностойкости в этой области: относительно небольшим случайным изменениям  $R$  и  $J_{el}$  при температурах, когда эти величины оказываются близки, соответствуют значительные изменения критических значений  $J_{cr}$  (и СТOD).

3. Предположение о том, что критическое НДС, соответствующее условию хрупкого разрушения, определяется не стационарным, а установившимся полем концентрационного возмущения в вершине трещины, существенно изменило подход к объяснению температурной зависимости трещиностойкости, основанный на локальном критерии хрупкого разрушения. В простейшей модели, основанной на таком критерии, условие хрупкого разрушения

$$\sigma_1 \Big|_{x=d} > S_c, \quad (1.52)$$

где  $\sigma_1$  — максимальное главное напряжение,

$d$  — структурный параметр материала,

$S_c$  — не зависящее от температуры критическое напряжение микроскола [69] или сопротивление отрыву [67].

Условие (1.52) не даёт объяснения наблюдаемому многократному увеличению параметров трещиностойкости низколегированных сталей по величине  $K_{Ic}$  в 6-8 раз, по величине  $J_{cr}$  – в 30-60 раз в температурной области перехода от хрупких или квазихрупких разрушений к вязкому разрушению [63]. Теоретически возможное увеличение коэффициента жёсткости напряжённого состояния  $\chi = \sigma_1/\sigma_i$  имеет место только при изменении уровня пластической деформации на базе « $d$ » от деформации текучести  $e_Y$  до 5–10  $e_Y$ . Тогда, считая, что зависимость  $e$  от  $J$  имеет вид  $e \sim J/r$ , для  $r = d = const$  такому увеличению  $e$  соответствует рост  $J_{cr}$  только в те же 5-10 раз.

Напротив, если рассматривать зависимость  $e$  от  $J$  в виде  $e \sim \ln(J/r)$ , как для установившегося поля деформаций, тогда отношение значений  $J_{cr}$ , соответствующих увеличению деформации от  $e_Y$  до  $5e_Y$ , равно 54. Необходимость многократного повышения нагрузки для достижения относительно небольших изменений уровня пластической деформации в самовоспроизводящемся поле деформаций в вершине трещины была подтверждена и расчётами МКЭ.

### **1.2.5 Соблюдение эквивалентности пластического стеснения в образце и конструкции**

В литературе явления, связанные с изменением жёсткости напряжённого состояния в окрестности вершины трещины при изменении типа и размеров образца, или переходе от образца с трещиной к реальной ситуации на конструкции, называют эффектом пластического стеснения или constraint-эффектом. Возможны различия напряжённого состояния двух типов: вариации так называемого «in plane constraint» — стеснения в плоскости трещины  $XOZ$  и «out-of-plane constraint» в плоскости  $YOZ$ , перпендикулярной плоскости трещины и боковым поверхностям образца  $XOY$ . Первые вариации обусловлены различием напряжённого состояния, имеющим место в рамках двумерной задачи плоской деформации, вторые следуют из рассмотрения задачи как трёхмерной.

Впервые данные понятия стандартизованы за рубежом в последней редакции стандарта BS 7910 [149]. Они выражаются как отклонение фактического напряжённого состояния в вершине трещины от HRR-решения (1.22) в упругопластической постановке маломасштабной текучести (ММТ), в котором отбрасываются несингулярные члены разложения в ряд поля напряжений. Для трёхмерной задачи рассматриваются отклонения от условий плоской деформации, обусловленные влиянием свободных поверхностей образца, находящихся в условиях плоского напряжённого состояния.

Напряжённое состояние у вершины трещины с учётом «in-plane constraint» может быть охарактеризовано с помощью двух параметров – КИН и T-напряжений, связываемых с напряжениями вдоль берегов трещины в направлении её распространения, рис. 1.19. T-напряжения [167, 173, 204] определяют в рамках упругого решения по формуле

$$T = \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{11}(\theta = \pm\pi), \quad (1.53)$$

где  $\sigma_{11}$  — компонента тензора напряжений, получаемая при упругом решении, ориентированная вдоль плоскости трещины в направлении ее распространения,  $\theta, r$  — полярные координаты с началом в вершине трещины.

Ливерс и Радон [207] предложили определять T-напряжения с помощью безразмерного параметра —коэффициента двухосности  $\beta^*$

$$\beta^* = T\sqrt{\pi a}/K_I, \quad (1.54)$$

где  $K_I$  определяется по нагрузке.

Ими было получено, что жёсткость напряжённого состояния уменьшается лишь при  $T < 0$ ; при  $T \geq 0$  она максимальна и не зависит от  $T$ .

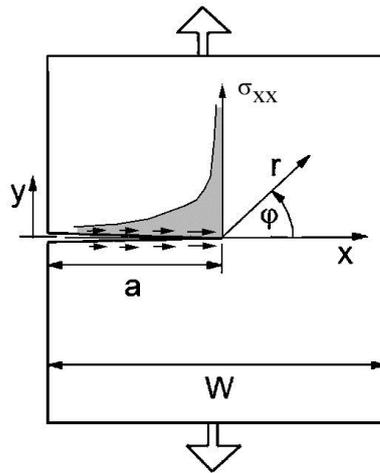


Рисунок 1.19 – Напряжения вдоль берегов трещины

Для трещин, в которых при нагружении отсутствует взаимодействие поверхностей, в декартовых координатах

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{xx}(\varphi) + T \\ \sigma_{yy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{yy}(\varphi) \end{aligned}, \quad (1.55)$$

где при  $\varphi=0$  функции  $f_{xx}, f_{yy}$  равны 1.

В стандарте BS 7910 [149] предложены два метода учёта T-напряжений. По первому методу не меняется процедура определения  $K_I$ , однако строится модифицированная диаграмма FAD, учитывающая «повышение» вязкости разрушения материала в терминах КИН, когда T-напряжения сжимающие. По второму методу,

сопротивление разрушению материала должно определяться в условиях стеснения деформации с учётом ОСН, с сохранением исходной диаграммы FAD.

Параметр  $Q$  [217, 225, 241] характеризует стеснение в плоскости («in-plane constraint») как отклонение поля напряжений от упругопластического HRR-решения (1.22):

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{\text{HRR}} + Q\sigma_Y\delta_{ij}, \quad (1.56)$$

где  $\delta_{ij}$  – символ Кронекера.

Величина  $Q$  определяется по разности фактических тангенциальных напряжений  $\sigma_\theta$  (рис. 1.14), определённых МКЭ при решении упругопластической задачи для данного образца, от значений  $\sigma_\theta$ , получаемых по HRR-решению. Рассматривается точка с координатами:  $\theta = 0$ ,  $r = 2J/\sigma_Y$ , находящаяся в области максимальной жёсткости напряжённого состояния в вершине трещины.

Для описания влияния третьей компоненты НДС, действующей вдоль фронта трещины, на стеснение («out-of-plane constraint») используют параметр  $T_z$ , внесённый Гуо в 1993г. [225], который определяется как отношение

$$T_z = \sigma_z / (\sigma_r + \sigma_\theta), \quad (1.57)$$

где  $\sigma_z$  – компонента нормальных напряжений, перпендикулярная поверхности XOY, определяемая в точке с координатами  $\theta = 0$ ,  $r = 2J/\sigma_Y$  (при плоской деформации  $T_z = 1/2$ ). Иногда рассматривают параметр  $T_z/\nu$ . Обычно исследуют изменение  $T_z$  вдоль фронта трещины, по координате  $z$ .

Величины  $Q$  и  $T_z$  не являются взаимно независимыми, однако соотношения между ними включают в себя параметры кривых деформирования конкретного материала.

Различия напряжённого состояния образцов различных типов и размеров при  $J = \text{const}$  отражаются на критических значениях J-интеграла  $J_{\text{cr}}$ . Для прогнозирования таких изменений  $J_{\text{cr}}$  могут быть использованы два подхода:

а) Определение экспериментальной зависимости  $J_{\text{cr}}$  от второго параметра ( $T$ ,  $Q$  или  $T_z$ ); найденного по результатам расчётов МКЭ для данного образца. Качественно характер такой зависимости, приводимый в исследованиях данной проблемы, например, [213, 229], представлен на рис. 1.20.

Наименьшую жёсткость напряжённого состояния имеют образцы с центральной трещиной, наибольшую — образцы типов SENB и C(T), последние иногда считаются имеющими наибольшую жёсткость НДС [213]. Естественно, использование такого рода калибровочных зависимостей должно базироваться, помимо расчётов МКЭ, на экспериментальных исследованиях.

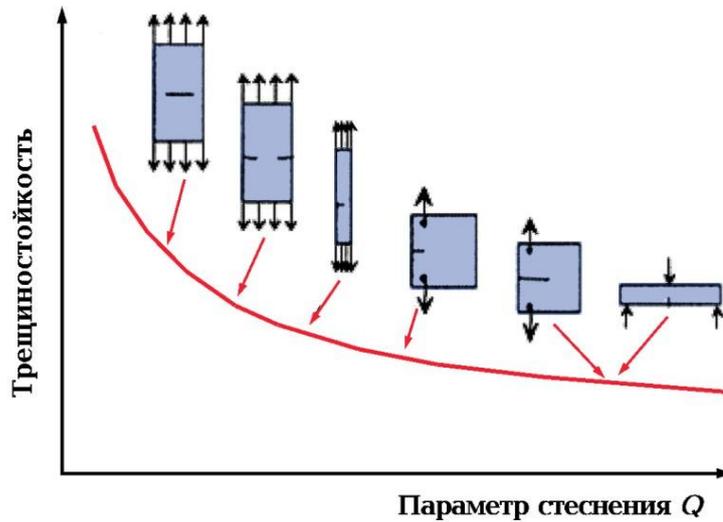


Рисунок 1.20 — Трещиностойкость как функция стеснения в плоскости («in-plane constraint»).

б) Использование локальных критериев повреждения в современной их интерпретации, связывающих характеристики напряжённо-деформированного состояния в локальной области с вероятностью хрупкого разрушения. В простейшем варианте использования модели Veremin [147] вероятность разрушения локального объема металла определяется только величиной максимального напряжения отрыва. Итоговая вероятность разрушения образца  $P_f$  связывается с величиной так называемых напряжений Вейбулла  $\sigma_w$  формулой

$$P_f = 1 - \exp \left[ - \left( \frac{\sigma_w}{\sigma_u} \right)^m \right], \quad (1.58)$$

где  $\sigma_u$ ,  $m$  — характеристики материала, определяемые при калибровочных экспериментах. Величина  $\sigma_w$  определяется по результатам расчётов МКЭ:

$$\sigma_w = \sqrt[m]{\sum_{j=1}^n (\sigma_1^j)^m \frac{V_j}{V_0}},$$

где  $\sigma_1^j$ ,  $V_j$  — максимальные главные напряжения в  $j$ -ом элементе и объём этого элемента;

$V_0$  — объём «зоны процесса» — области в вершине трещины, где возможна инициация хрупкого разрушения.

Так как вследствие constraint-эффекта одному и тому же значению  $J$ -интеграла в образцах различной геометрии соответствует различный уровень напряжений Вейбулла, по результатам расчётов МКЭ принципиально могут быть найдены соотношения критических значений  $J_c$ , соответствующих одинаковой вероятности разрушения, рис. 1.21.

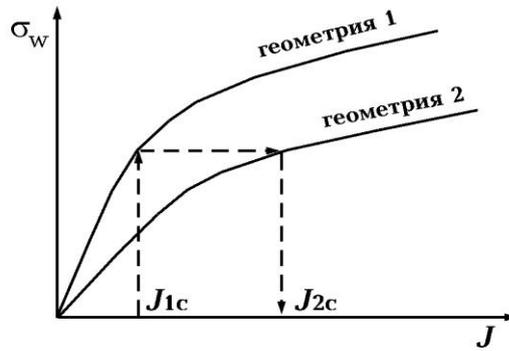


Рисунок 1.21 — Принцип прогнозирования соотношения критических значений  $J$ -интеграла для образцов различной геометрии по величине напряжений Вейбулла.

Необходимо отметить, что для выполнения практических оценок такого рода может потребоваться и уточнение формулировки локального критерия разрушения, например, использование более сложной модели Кроона-Фалескога [199] или Б.З.Марголина [55], вводящей в этот критерий как напряжение отрыва, так и деформацию, достигнутую в точке разрушения.

## 1.2.6 Тенденции развития методов определения трещиностойкости металла сварных соединений

### 1.2.6.1 Образцы с краевой трещиной, испытываемые при растяжении

Многие исследователи считают, что случай нагружения растяжением пластин с краевой трещиной менее консервативен по жёсткости напряжённого состояния и в то же время наиболее приближён по НДС в вершине трещины к случаю эксплуатационного нагружения конструкционного элемента с дефектом, что позволяет снизить консерватизм получаемых значений трещиностойкости. Основопологающей считается работа Ахмада и др., 1991 [130]. В 2006 году вышла первая редакция рекомендуемой процедуры испытаний на трещиностойкость образцов с краевой трещиной при растяжении (single edge notched tensile, SENT) DNV-RP-F108 [164]. Она была предназначена в первую очередь для испытаний монтажных стыковых сварных соединений трубопроводов (рис. 1.22). Предусмотрены испытания образцов двух типов: с защемлёнными концами (clamped) и с разрешённым поворотом концов при нагружении через пальцы (pin loaded).

В 2014 году вышел стандарт BS 8571 [150], в который были дословно перенесены методика испытаний и расчётные формулы методики DNV (включая опечатки). В 2015 году Pipeline Research Center International организовал программу сравнительных испытаний образцов в нескольких зарубежных лабораториях. Была отработана процедура испытаний, способ установки датчиков, методика определения

длины трещины по податливости образца, построение  $\delta$ - $R$ -кривых по показаниям двух датчиков и через  $J$ -интеграл, в том числе для сварных образцов [144].

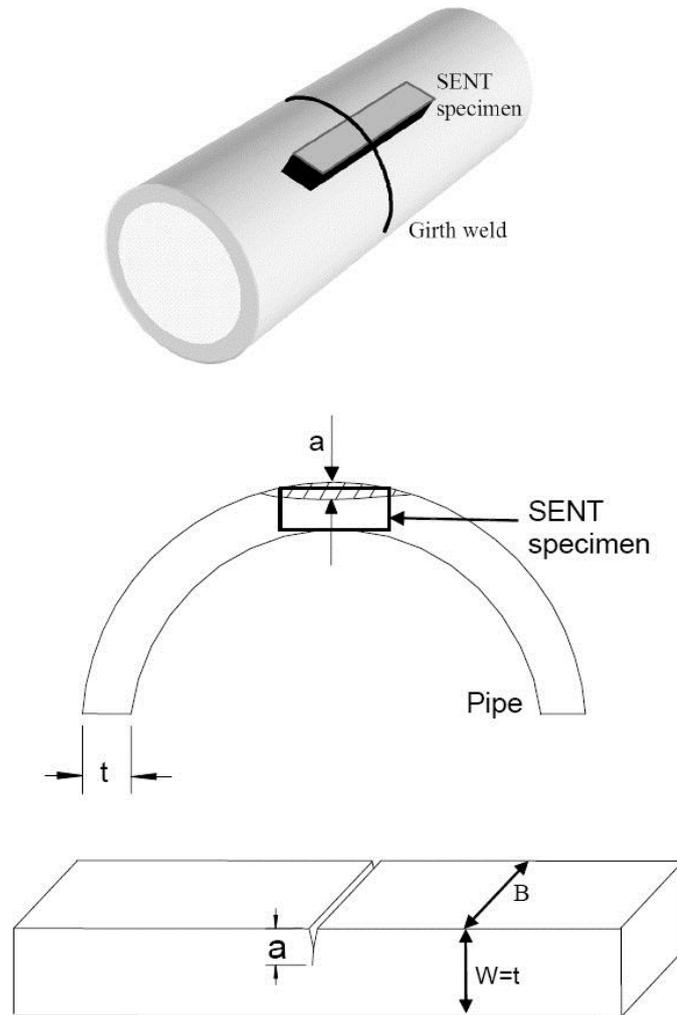


Рисунок 1.22 – Образец SENT из стенки трубы и его расположение относительно кольцевого шва.

Жёсткость напряжённого состояния в образцах такого типа будет обсуждена ниже. В данном пункте следует отметить следующие особенности испытаний на трещиностойкость при растяжении:

- большие испытательные нагрузки по сравнению с испытаниями на изгиб;
- необходимость специальной оснастки (или качающихся захватов) при испытаниях с нагружением через пальцы или большая фиксированная длина образца с закреплёнными концами;

- затруднения с выращиванием усталостной трещины корректной формы для образцов с надрезом по толщине; в то же время отсутствие корреляции результатов, получаемых на сварных образцах с трещиной от поверхности – вершина более глубокой трещины оказывается под воздействием ОСН меньшей величины;

– необходимость использовать при испытаниях два датчика раскрытия берегов надреза, принцип работы которых простейшим образом показан на рис. 1.23 (могут применяться уточнённые расчётные формулы, учитывающие поворот сечений при испытании и начальное положение ножей, на которые устанавливаются датчики);

– затруднения с обработкой результатов испытаний в случае дополнительного изгиба, вызванного несовпадением кромок при сварке и начальной угловой деформацией образца;

– большое различие в оценках CTOD по показаниям датчиков и через J-интеграл;

– нетривиальность измерения длины трещины по податливости, положительный прирост трещины регистрировался при сравнительных испытаниях только после прохождения максимума нагрузки;

– потеря контроля над образцом в конце испытания при нагружении по силе.

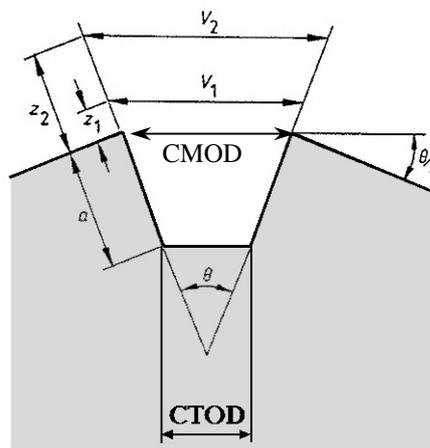


Рисунок 1.23 — Принцип использования двух датчиков раскрытия берегов надреза для определения его раскрытия на поверхности (CMOD) и в вершине трещины (CTOD).

Испытания по данным стандартам проводятся для получения исходной информации, используемой в зарубежных процедурах, например, [135], для определения норм дефектности сварных соединений. Так как нормы по трещиностойкости при использовании таких образцов никогда не были разработаны, в известных автору протоколах испытаний металла сварных соединений МПТ, выполненных в Италии, использовались без изменения нормы, установленные в Правилах Регистра для образцов SENB, испытываемых на изгиб, что, очевидно, некорректно вследствие различного пластического стеснения на фронте трещины, и вносит ошибку в опасную сторону.

### 1.2.6.2 Образцы с имитированной ЗТВ

Второй тенденцией определения трещиностойкости сварных соединений является моделирование термического цикла сварки на образцах основного металла сечением до 5x10 мм. Основанием для таких работ является желание получить «однородную» зону с предположительно одинаковыми свойствами по всему сечению образца, исключив проблемы с качеством используемых сварочных материалов, сварочными дефектами и т.п., а также снизить трудоёмкость и стоимость по сравнению с испытаниями натуральных сварных соединений в полной толщине. Поэтому неоднократно предпринимались исследования ЗТВ, полученной моделированием термического цикла сварки с помощью специального оборудования – дилатометров и установок GLEEBLE [201, 202, 218, и т.д.].

Вопрос корректности выбранных для моделирования термических циклов остаётся дискуссионным. Большинство авторов пользуются аналитическими или полуэмпирическими формулами расчёта. Например, М. Пиринен [218] моделировал ЗТВ на установке GLEEBLE, приняв при моделировании температурного цикла сварки следующие допущения: точечный источник тепла с мощностью  $q$  (Вт/мм) движется вдоль оси  $x$  с постоянной скоростью  $v$ . Начало координат связано с источником. Свариваемый материал имеет теплоизолированные поверхности, бесконечную длину и ширину. В этом случае установившееся температурное поле согласно [218] описывается уравнением, являющимся типичным решением задачи Фурье для быстродвижущегося источника тепла (используемым, например, В.А.Кархиным в учебном пособии «Основы теплопередачи при сварке и пайке», [64]),

$$T(x, y, z) = T_0 + \frac{q}{2\pi\lambda} \exp\left(-\frac{vx}{2a}\right) \sum_{n=-\infty}^{\infty} \frac{1}{R_n} \exp\left(-\frac{vR_n}{2a}\right), \quad (1.59)$$

где  $T_0$  - температура окружающего воздуха,

$\lambda$  - теплопроводность ( $0.035 \text{ Вт мм}^{-1} \text{ К}^{-1}$ ),

$a$  - температуропроводность ( $7.0 \text{ мм}^2 \text{ с}^{-1}$ ),

$$R_n = \sqrt{x^2 + y^2 + (z - 2nS)^2},$$

$S$  - толщина свариваемых пластин,

$n$  - элементарный источник в бесконечном теле (используется метод отражений).

Так как считается, что поле стационарно, то есть  $t = -x/v$ ,

$$T(y, z, t) = T_0 + \frac{q}{2\pi\lambda} \exp\left(\frac{v^2 t}{2a}\right) \sum_{n=-\infty}^{\infty} \frac{1}{R_n} \exp\left(-\frac{vR_n}{2a}\right), \quad (1.60)$$

$$R_n = \sqrt{(vt)^2 + y^2 + (z - 2nS)^2}.$$

Температурное поле Пиринен изучал для точки ЗТВ на поверхности пластины, нагревавшейся до 1350°C (примерно 0.5 мм от линии сплавления). Размер и фазовый состав компонентов реальной и имитированной Пириненом ЗТВ оказались различными. В термообработанных на GLEEBLE образцах размер начального аустенитного зерна был больше. Также, по мнению Пиринена, присутствовало больше мартенсита. Пиринен, как и авторы работы [219], пришёл к выводу, что при средних уровнях тепловложения такая тенденция имеет физическую природу: в реальном сварном соединении соседние более мелкие зёрна сдерживают рост более крупных, рис. 1.24.

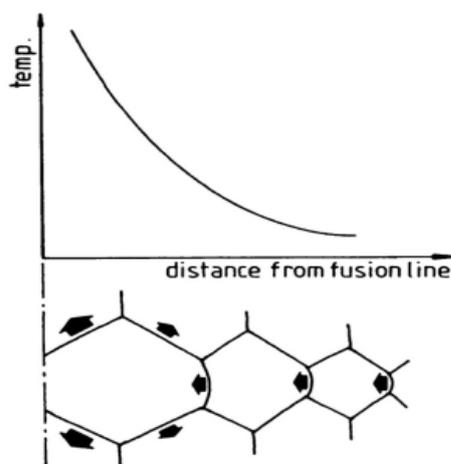


Рисунок 1.24 – Размер зерна в ЗТВ как функция максимальной температуры и расстояния от линии сплавления, которая находится слева.

Изменение размера зерна соответствует значительному градиенту максимальной температуры нагрева. Сами зёрна растут неравномерно из-за температурного градиента внутри них, изменяя форму на грушевидную. Зёрна также подвергаются поверхностному натяжению от других зёрен, пытающихся расти с большими или меньшими скоростями.

По мнению автора настоящей работы, проблема состоит в том, что при имитации ЗТВ Пириненом время нахождения металла при температурах выше 800°C оказалось слишком большим (до 30 секунд).

На рис. 1.25 показаны результаты Пиринена [218], показывающие катастрофическое падение трещиностойкости в имитированной ЗТВ. Подобные результаты были получены и другими исследователями [158]. Обычно получаемый низкий уровень объясняют со статистических позиций как разницу в объёмах «зоны процесса», при этом автору настоящей работы не известны предложения по практическому использованию таких результатов. Поэтому ниже рассмотрена задача корректной имитации ЗТВ.

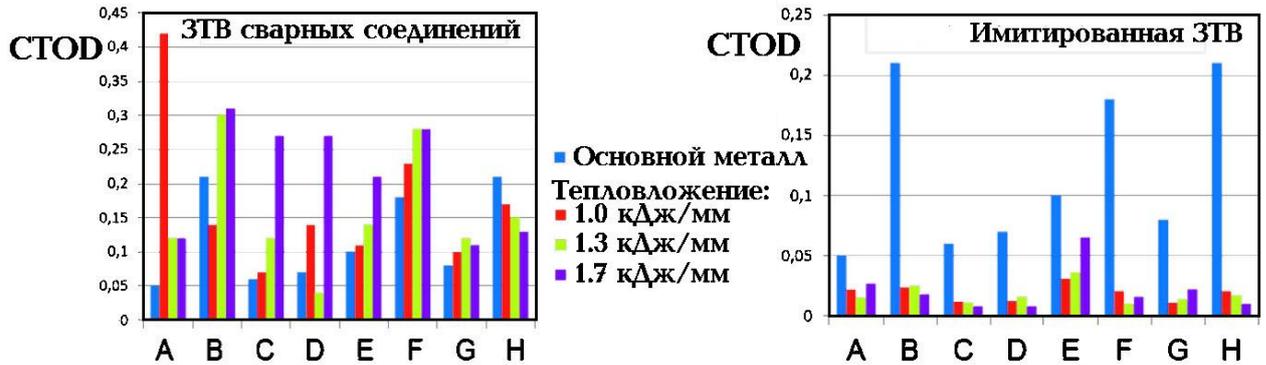


Рисунок 1.25 – Величина трещиностойкости ЗТВ реальных сварных соединений и имитированной ЗТВ сталей широкого диапазона уровней прочностей (А-Н) [218].

### 1.3 Прогнозирование условий торможения трещины

В случае старта нестабильного разрушения последним барьером, препятствующим разрушению конструкции, является способность основного металла тормозить трещину. В данном разделе обсуждается как прямой метод определения температуры остановки хрупкой трещины, так и разнообразные методики определения температур вязко-хрупкого перехода, которые позволяют косвенно оценить указанную температуру и таким образом определить минимальную температуру применимости низкоуглеродистой низко- или среднелегированной стали.

Необходимо отметить, что термин «температура торможения хрупкой трещины» как характеристика материала не находит явной интерпретации в терминах механики разрушения. Предлагаемые за рубежом испытания по методике ESSO имеют целью определение температурной зависимости критического значения КИН при остановке трещины  $K_{Ia}(T)$ , рассчитываемого по формуле типа (1.10). Полученную температурную зависимость используют в оценках торможения трещины при высоком значении  $K_{Ia} = 190 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ . Пример упоминания зависимости  $K_{Ia}(T)$  в нормативном документе ASME [136] для атомной энергетики приведён на рис. 1.4, где показаны нижние огибающие значений КИН.

Существование температуры остановки трещины, распространяющейся по хрупкому механизму, подтверждается экспериментально получаемым скачкообразным возрастанием разрушающей нагрузки в узком температурном диапазоне при испытаниях широких пластин по методу двойного растяжения, реализованному в Крыловском государственном научном центре [28].

Следует отметить разработки ЦНИИСК, где была предложена связь температур вязко-хрупкого перехода с НДС в вершине трещины отрыва [17].

### 1.3.1 Прямой метод испытаний на торможение хрупкой трещины с использованием крупномасштабных образцов

Наиболее представительными по масштабу и близости методики испытаний к воспроизведению натуральных условий торможения трещины в конструкции являются методики испытаний растягиваемых пластин больших размеров (рис. 1.26–1.28). Так как создание равномерного поля растягивающих напряжений требует испытательных машин с большими усилиями разрыва, конструкция образцов и конкретная методика инициации разрушения определяется возможностями оборудования. Эксперимент является уникальным по трудоёмкости и затратам.

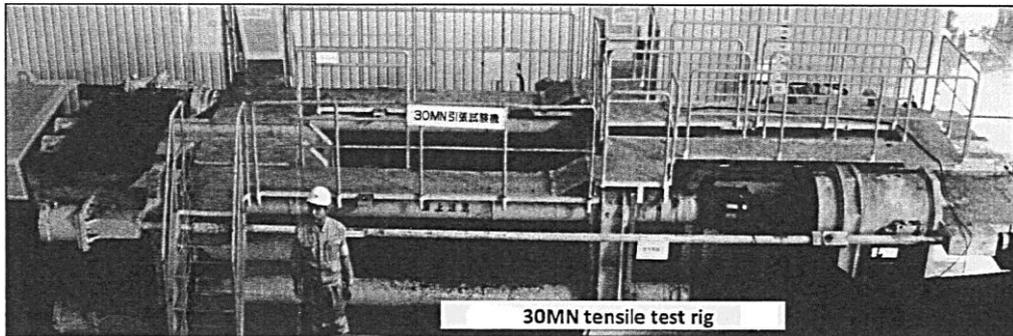


Рисунок 1.26 — Горизонтальная машина на фирме HYUNDAI мощностью 30 МН.



Рисунок 1.27 — Актуаторы для горизонтальной машины мощностью 60 МН, изготовленные для китайского Научно-исследовательского центра судостроения.  
Справа – излом испытанного образца сечением 100x500 мм.

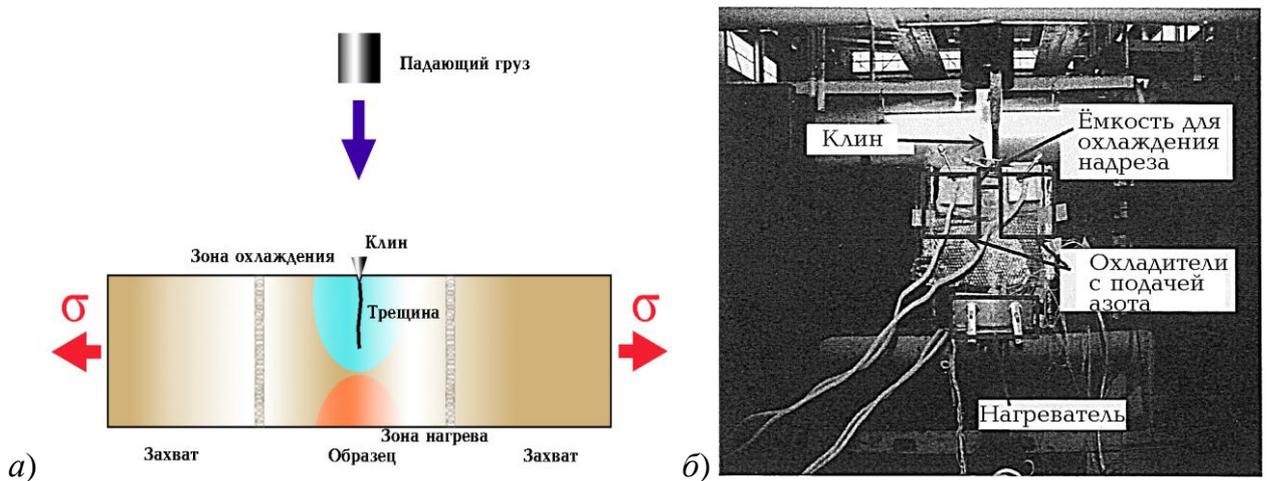


Рисунок 1.28 — Схема испытания по ESSO (а) и устройства для создания температурного градиента по пути распространения трещины (б).

Трещина в образце зарождается за счёт растяжения берегов надреза при ударном нагружении клином (методика ESSO) либо приложением к краям надреза дополнительной растягивающей нагрузки (методика двойного растяжения). Основная растягивающая нагрузка при испытании образцов с шириной рабочей части 500 мм может превышать 10 МН.

Температура остановки трещины определяется по факту разрушения или неразрушения нескольких равномерно охлаждённых образцов при различных температурах и нагрузках (методика двойного растяжения), либо по показаниям термопар в зоне, где останавливается хрупкая трещина, распространяющаяся по металлу с градиентом температуры, рис. 1.28 (методика ESSO). Результатом испытания по методике ESSO является температурная зависимость экспериментальных значений  $K_{Ia}(T)$ , определение которой, однако, имеет свои методические проблемы, основная из которых — отсутствие формализованных требований к жёсткости испытательной машины и, как следствие, неопределённость величины напряжений в образце на момент остановки хрупкой трещины. Так как ожидается, что при проскоке трещины КИН будет падать, расчёт  $K_{Ia}$  по значению первоначально приложенных напряжений даёт ошибку в опасную сторону.

Прочие методы определения сопротивления материала распространению хрупкой трещины ориентированы на уменьшение размеров образцов и стоимости испытаний [28, 41, 56, 174], поэтому требуют разработки научно обоснованных корреляционных соотношений получаемых температур вязко-хрупкого перехода с температурой торможения трещины и, соответственно, с температурой безопасной эксплуатации конструкций.

### 1.3.2 Контроль температур вязко-хрупкого перехода при исследовательских, сертификационных и сдаточных испытаниях

#### 1.3.2.1 Испытания на ударный изгиб

До настоящего времени испытания на ударный изгиб образцов Шарпи (по имени Августина Жоржа Альбера Шарпи) с V-образным надрезом на маятниковом копре с определением работы разрушения KV являются основным и наиболее простым видом сдаточных испытаний для оценки хладостойкости материала при низких температурах. Так как испытываются малые образцы, для оценки свойств металла в полной толщине при интерпретации результатов возникает проблема масштабного эффекта. В современных Правилах Регистра [109, 111, 112] этот эффект (в области вязко-хрупкого перехода) учитывается введением температурного сдвига  $\Delta T$  между температурой испытания  $T_{и}$  и минимальной температурой  $T_{д}$  безопасной эксплуатации материала толщиной  $S$ . Величину сдвига обычно определяют как

$$T_{и} = T_{д} - \Delta T, \quad \Delta T = (S - 15\text{мм}) \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (1.61)$$

Тем не менее, испытания на ударный изгиб не позволяют оценить в полной мере интегральные свойства основного металла, а тем более металла сварных соединений в полной толщине, если эта толщина значительно превышает 10 мм.

Величина KV, необходимая для обеспечения полного отсутствия хрупких разрушений низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей при температурах эксплуатации, очень высока. Например, для трубопроводных сталей в толщине до 30 мм она составляет порядка 200 Дж (технические требования по проекту «Северный поток-2»). Такие требования реально выполнить для основного металла, но не для металла сварных соединений, предназначенных для эксплуатации при низких температурах. Данный критерий будет излишне консервативным (то есть приведёт к отбраковке продукции либо к её необоснованному удорожанию).

При испытаниях на ударный изгиб также можно определить долю волокнистой составляющей в изломах. По данным ЦНИИСК [33], таблица 1.4, для конструкционных сталей различного уровня прочности в толщине 20 мм наблюдается хорошая корреляция  $T_{1КР} \approx T_{хр}$ , где  $T_{1КР}$  соответствует 50% волокнистой составляющей.

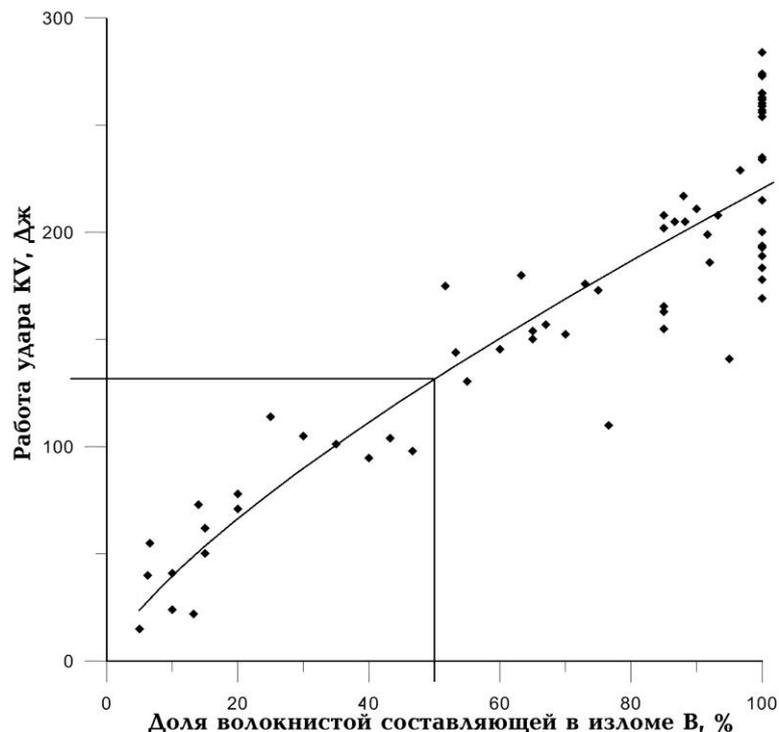
Следует отметить, что по результатам испытаний на ударный изгиб сталей 09ХН2МД (АБ2-1) и 10ХН3МД (АБ2-2) в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей»,  $T_{1КР}$  соответствует KV  $\approx$  130 Дж (рис. 1.29).

**Таблица 1.4 — Критические температуры вязко-хрупкого перехода проката толщиной 20 мм из сталей для металлических конструкций [33]**

№ п/п	Марка стали	Состояние поставки	$\sigma_Y$ , МПа	Критические температуры вязко-хрупкого перехода, °С					
				$T_{НП}$	$T_1^K$	$T_{11}^R$	$t_{11}^4$	$T_{ИКР}$	$T_{xp}$
1	ВСтЗсп	ГК	285	0	-40	0	0	+20	+20
2	14Г2	ГК	330	+10	-40	0	0	+20	0
3	10Г2С	ГК	356	-20	-40	-10	-20	0	0
4	09Г2С	Н	325	-20	-70	-20	-20	0	-10
5	14Г2	З+О	453	-30	-70	-20	-30	0	0
6	10Г2С1	З+О	428	-40	-90	-40	-40	-20	-20
7	14Г2АФ	Н	406	-30	-70	-40	-40	-20	-20
8	14Г2АФ	З+О	435	-60	-100	-60	-60	-40	-30
9	17Г2МАФпс	З+О	657	-20	-40	-20	0	-70	-10
10	14ГСМФР	З+О	631	-30	-40	-40	-40	-40	-20
11	12ГН2МФАЮ	З+О	610	-60	-100	-70	-70	-40	-30
12	10ХСНДА	З+О	420	-70			-70		

Примечания:

1. ГК – горячекатаное состояние, Н – нормализация, З+О – закалка с отпуском.
2.  $T_{НП}$  – критическая температура при испытании образцов по Кинцелю, критерий – сужение у дна надреза разрушенного образца 1%.
3.  $T_1^K$  – критическая температура по величине КСУ: для п.№1 – 29 Дж/см<sup>2</sup>, №2..4 – 34 Дж/см<sup>2</sup>, №5...8 – 39 Дж/см<sup>2</sup>, №9...11 – 49 Дж/см<sup>2</sup>.
4.  $T_{11}^R$  – критическая температура по величине КСВ: для п.№ 1...4 – 34 Дж/см<sup>2</sup> на продольных образцах, для № 5...11 – 25 Дж/см<sup>2</sup> на поперечных образцах.
5.  $t_{11}^4$  – температура, соответствующая сужению 4% у дна надреза разрушенного образца КСВ.
6.  $T_{ИКР}$  – критическая температура по содержанию 50% волокна в изломе.
7.  $T_{xp}$  – температура торможения трещины при испытаниях по Робертсону.



**Рисунок 1.29 — Корреляция работы удара и доли волокнистой составляющей в изломах для стали 09ХН2МД (АБ2-1) и 10ХН3МД (АБ2-2).**

### 1.3.2.2 Определение температуры нулевой пластичности NDT (nil ductility temperature)

Этот вид испытаний также называют «пробой Пеллини», по фамилии руководителя исследовательской лаборатории ВМФ США в 1950х годах, в которой данная методика была разработана как одно из контрольных испытаний металла сосудов давления. Испытание состоит в ударном нагружении изгибом серии образцов с хрупкой наплавкой, нанесённой на черновую поверхность металла, растягиваемую при изгибе. В наплавке выполнен пропил, от которого хрупкая трещина распространяется в основной металл. Прогиб образца ограничен стопором, имеющим вырез под наплавку образца. Таким образом, пластическое деформирование нетто-сечения образца ограничено: либо образец разрушается при незначительных пластических деформациях, либо упирается в стопор, и разрушение не происходит (рис. 1.30).

В стандарте ASTM E208 [137] на данный вид испытаний используются образцы трёх типоразмеров  $t \times W \times L$ : 25×90×360 мм (тип P-1), 19×50×130 мм (тип P-2), 16×50×130 мм (тип P-3) и соответствующие три типа наковален.

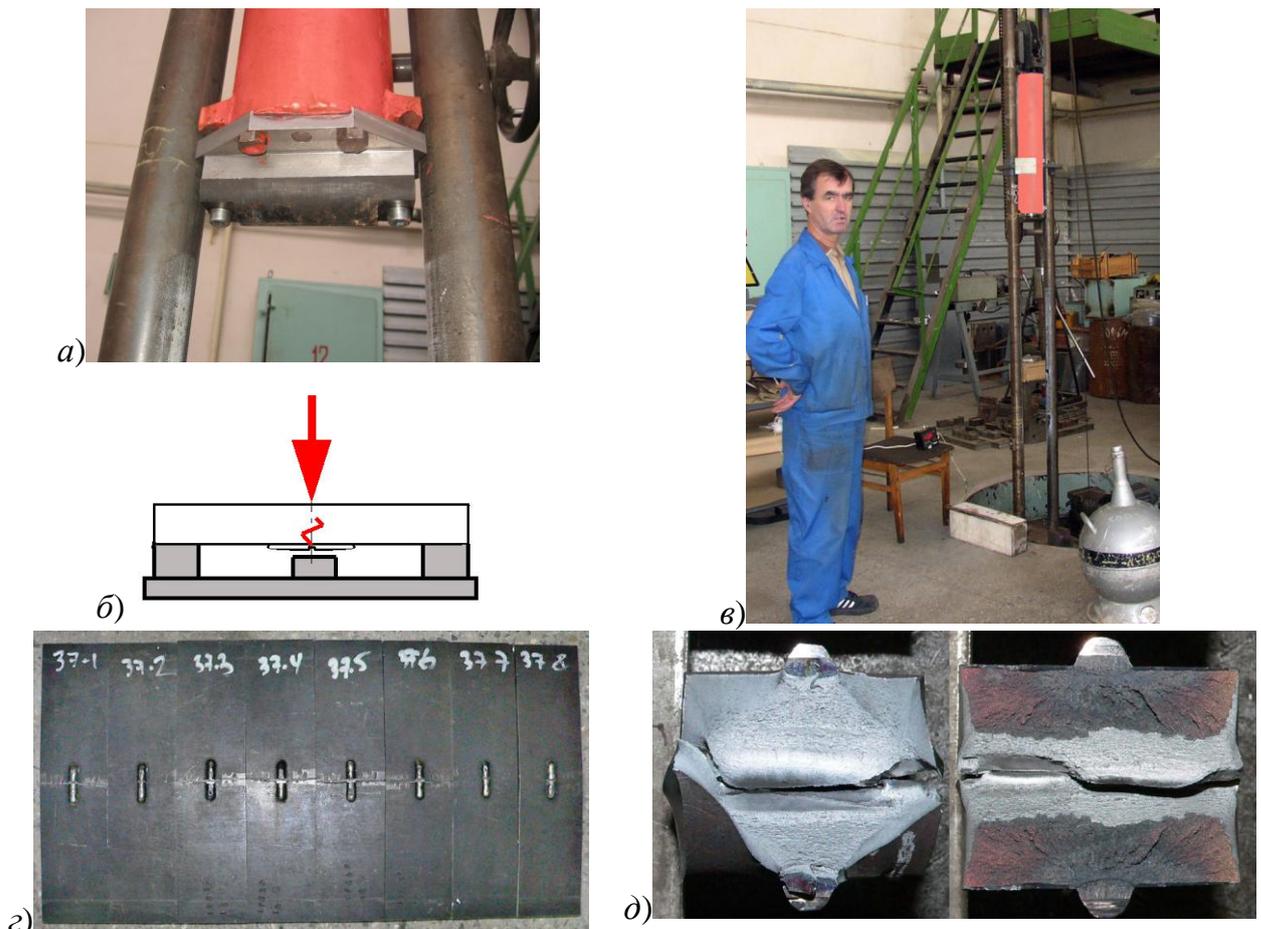


Рисунок 1.30 — Процедура и результаты определения температуры NDT  
 а) боёк копра, б) схема испытания, в) общий вид испытательной установки,  
 з) испытанные образцы, д) анализ распространения трещины от надреза.

Температурой нулевой пластичности NDT называется наибольшая температура разрушения образцов. Под разрушением понимают распространение трещины от наплавки хотя бы до одной боковой стороны образца. По Пеллини, при  $T < \text{NDT}$  возможны разрушения в упругой области от малых дефектов (для любой толщины материала), при  $T > \text{NDT} + 32^\circ\text{C}$  даже при наличии протяжённых дефектов разрушения возможны лишь при напряжениях выше предела текучести [137]. В так называемой модифицированной диаграмме Пеллини данная точка отодвигается в область положительных температур с увеличением толщины материала.

Испытания по методике NDT не являются испытаниями металла в полной толщине, кроме того, направление распространения трещины в них иное, чем в прочих рассматриваемых образцах. Таким образом, преимуществом метода можно считать контроль распространения поверхностных дефектов. Недостатком является необходимость учёта масштабного эффекта в виде температурного сдвига между NDT и температурой торможения трещины  $T_{\text{хр}}$ .

Методической проблемой стал кажущийся рост хладостойкости материала, произведённого методами ТМО (рис.1.31), если последний в процессе испытания склонен к появлению расщеплений, параллельных черновой поверхности проката, которые тормозят трещину, развивающуюся от наплавки в образце.

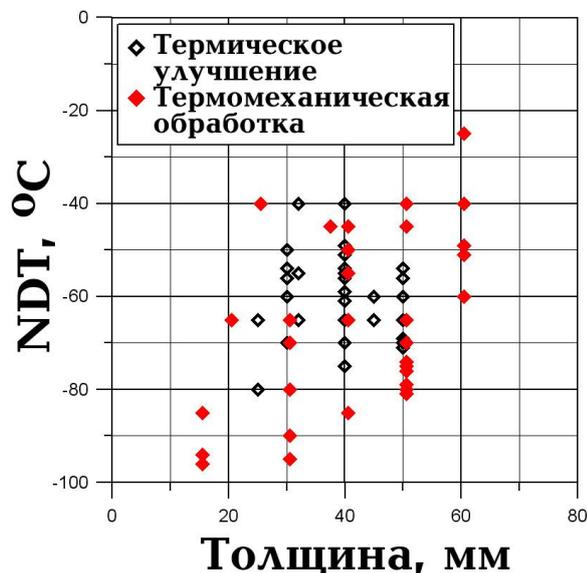


Рисунок 1.31 — Кажущийся рост хладостойкости сталей ТМО, склонных к появлению расщеплений.

### 1.3.2.3 Испытания статическим изгибом для определения температуры $T_{\text{КБ}}$ (Температуры Критической на Больших образцах)

Проба  $T_{\text{КБ}}$  предназначена для определения вида излома медленным нагружением по схеме трёхточечного изгиба при ряде понижающихся температур

(рис. 1.32). Методика длительное время (с 50х годов прошлого века) существует в виде контроля вида излома при отсутствии строгой регламентации размеров пробы и способа изготовления надреза. На основании работы [30], показавшей значимость выбора конкретных соотношений размеров образца, были введены требования по приблизительной их пропорциональности толщине образца, которая, в свою очередь, равной полной толщине испытываемого металла.

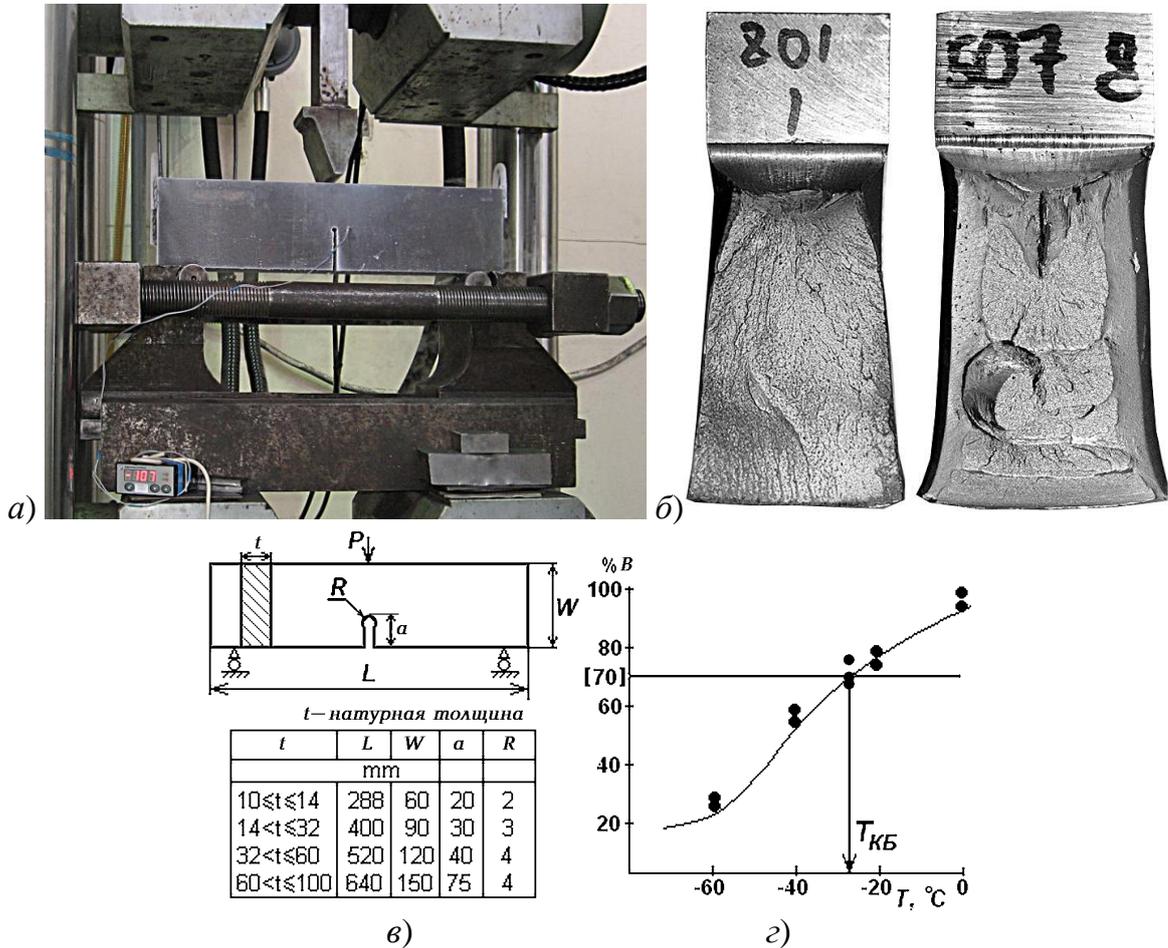


Рисунок 1.32 — Процедура и результаты определения температуры  $T_{KB}$ .  
 а) процесс испытания, б) изломы образцов, в) размеры образцов, г) температурная кривая доли волокнистой составляющей в изломах.

Наименьшая температура испытаний, при которой средняя доля волокнистой составляющей в изломе оказывается не менее 70% (минимальная на одном образце не менее 60%), принимается за температуру  $T_{KB}$ . Поскольку контролируется вид излома, то есть след бегущей трещины, данная температура также характеризует возможность торможения трещины. Возможная корреляция с температурой торможения трещины  $T_{xp}$  была запатентована [1].

Испытания по методикам NDT и  $T_{KB}$  обычно входят в Программы Регистра аттестационных испытаний судостроительной стали. Поэтому в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» накоплен большой объём

экспериментальных результатов, большая часть которых получена лично автором. Значения температуры  $T_{KB}$  для судостроительной стали в толщине 5 мм и более зачастую оказываются выше предполагаемой минимальной температуры эксплуатации конструкций, изготавливаемых из аттестуемой стали (рис. 1.33). Для сталей ТМО ситуация усложняется возникновением расщеплений, параллельных поверхности проката, в процессе испытания, что обсуждается в главе 6.

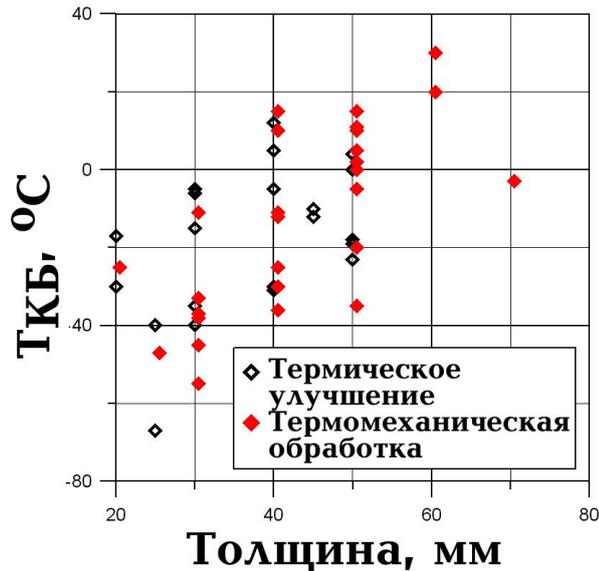


Рисунок 1.33 — Температуры  $T_{KB}$  судостроительных сталей.

Данные по температурам вязко-хрупкого перехода для термически улучшенных сталей приведены в таблице 1.5, из которой видно, что разница критических температур, определённых различными методами, может достигать 80°C. Для высокопрочной стали наблюдался уникальный случай, когда разность  $T_{KB}$ -NDT достигла 150°C.

Таблица 1.5 — Экспериментальные данные по критическим температурам вязко-хрупкого перехода термически улучшенных судостроительных сталей

Марка стали	$\sigma_Y$ , МПа	Толщина, мм	NDT, °C	$T_{KB}$ , °C	$T_{KB}$ -NDT, °C
D32	350	35	-40	-8	32
	400	40	-55	-5	50
		40	-55	-10	45
F36W-F40W	450	30	-55	-5	50
		30	-55	-5	50
		30	-60	-27	33
		30	-60	-22	38
		40	-60	+5	65
		40	-65	-5	60
		45	-60	-10	50
		45	-65	-12	53
	50	-55	0	55	

Марка стали	$\sigma_Y$ , МПа	Толщина, мм	NDT, °C	$T_{KB}$ , °C	$T_{KB}$ -NDT, °C
		50	-65	-18	47
		50	-55	0	55
		60	-40	+30	70
		60	-45	+35	80
F450W	500	20	-75	-55	20
		30	-65	-25	40
		40	-70	-30	40
		45	-50	-15	35
		50	-70	-23	47
F500W	560	20	-65	-25	40
		25	-80	-67	13
		25	-65	-40	25
		30	-70	-38	32
		30	-50	-15	35
		30	-70	-40	30
		30	-95	-45	50
		35	-75	-25	50
		40	-65	-11	54
		40	-65	-5	60
		60	-40	+20	60
		70	-65	-2	63
		70	-70	-15	55
F690W	700	35	-55	-10	45
	760	35	-55	-17	38

Также следует отметить, что для низколегированных сталей в толщине более 10 мм температура  $T_{KB}$  всегда соответствует «верхнему шельфу» зависимости KV(T), а при толщинах 30-40 мм температурные интервалы вязко-хрупкого перехода для проб  $T_{KB}$  полной толщины могут быть сдвинуты по сравнению с определёнными при испытаниях на ударный изгиб в область более положительных температур на 40-60°C (для всех сталей, представленных в табл. 1.5, падение работы удара на образцах Шарпи начиналось при температурах не выше -60°C). Из этого следует, что связь условий торможения трещины с толщиной элемента конструкции не может быть принципиально отслежена лишь по температурной зависимости KV.

#### 1.3.2.4 Испытания падающим грузом (DWTT)

Испытания трёхточечным изгибом ударной нагрузкой образцов натурной (до 50 мм) толщины но фиксированных размеров в плане проводятся, как правило, на копрах со свободно падающим грузом (рис. 1.34,а,б), и в первую очередь, предназначены для качественного контроля поведения материала по признаку кристалл/волокно в изломе. Вертикальный копёр с высокой максимальной

энергией удара (60 КДж), используемый в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» для испытаний образцов DWTT толщиной до 40 мм, представлен на рисунке 1.34,а.

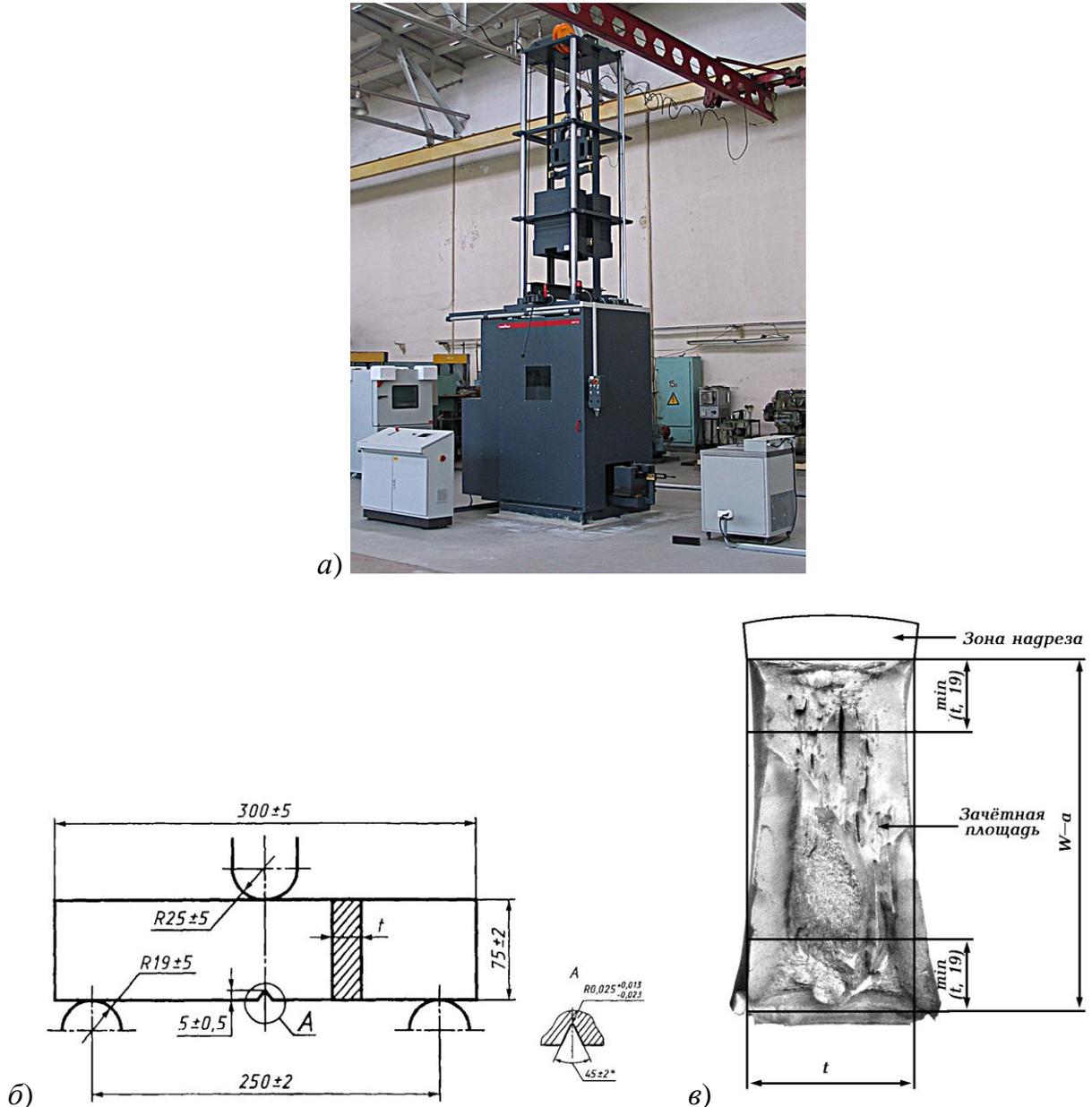


Рисунок 1.34 — К определению критической температуры  $T_{DWTT}$ : а) копёр DWT-60 с падающим грузом, б) схема испытания, в) «зачётная» часть излома.

Количественная оценка сопротивления разрушению оказывается необходимой для вязких материалов, работающих в условиях высокой запасённой упругой энергии в конструкции.

Метод разработан институтом Battelle, США, в 1962 году и впервые стандартизован в 1969 году. В настоящее время рекомендуемая практика Американского нефтяного института представлена в документе API RP 5L3 [133], на который ссылаются Технические Условия на трубы API 5L [134] и аналогичный

стандарт ISO 3183 [188], в переводе принятый в качестве ГОСТ [27]. Методика испытаний также изложена в стандартах [23, 138, 169]. Метод изначально был ориентирован на испытания сталей феррито-перлитного класса. За критерий качества материала, обеспечивающий предотвращение хрупкого разрушения, принимают достижение не менее 85% волокнистой (вязкой) составляющей поверхности разрушения в изломе образцов. Оценка вида излома производится визуально. Стандарты на испытания предусматривают выделение «зачётной» части излома с исключением участков старта и долома. Для образцов толще 19 мм высота зачётной части излома составляет всего 32 мм (рис. 1.34,в).

При оценке минимальной температуры эксплуатации материала по результатам испытаний по методике DWTT предусматривается построение температурной зависимости % волокнистой составляющей в изломе. В настоящее время существует возможность инструментирования испытаний, то есть измерения работы разрушения образца на вертикальных копрах. Методические проблемы, связанные с этим, обсуждаются в главе 6.

#### **1.3.2.5 Испытания Ткду**

Испытывают на ударный изгиб образцы Менаже с полукруглым надрезом радиусом 1 мм, тип надреза предложен французским инженером Августинем Шарлем Марией Менаже (Mesnager). Критическую температуру принимают соответствующей 50% волокнистой составляющей в изломах. Данные испытания исторически применяются для металла отливок, «поскольку размер литого зерна больше, и острый надрез попадёт своей вершиной в некоторую неопределённую часть зерна, не отражающую интегральные свойства материала». Ранее такие испытания применялись для конструкционных сталей и труб магистральных трубопроводов.

#### **1.3.2.6 Испытания Ткдс**

Испытание предложено в 1960х годах Б.А.Дроздовским. Испытывают статическим трёхточечным изгибом по три образца Шарпи с V-образным надрезом при ряде последовательно понижающихся температур, выбираемых с интервалом 10...20°C (10°C в области вязко-хрупкого перехода), начиная с комнатной температуры и до температуры, при которой происходит значимое изменение вида диаграммы нагружения (от рис. 1.35,а или б к рис. 1.35,в или г).

За критическую температуру вязко-хрупкого перехода  $T_{кдс}$  принимают наименьшую температуру испытаний, при которой на участке снижения нагрузки срывы на диаграмме нагружения отсутствуют или суммарно не превышают 1/3

максимальной нагрузки, а в изломе содержится не менее 70% волокнистой составляющей (рис. 1.36). Значение температуры  $T_{\text{кдс}}$  должно быть дополнительно подтверждено испытанием четырёх образцов при этой температуре.

Данный вид испытаний исторически применяется для контроля качества металла поковок в судостроении.

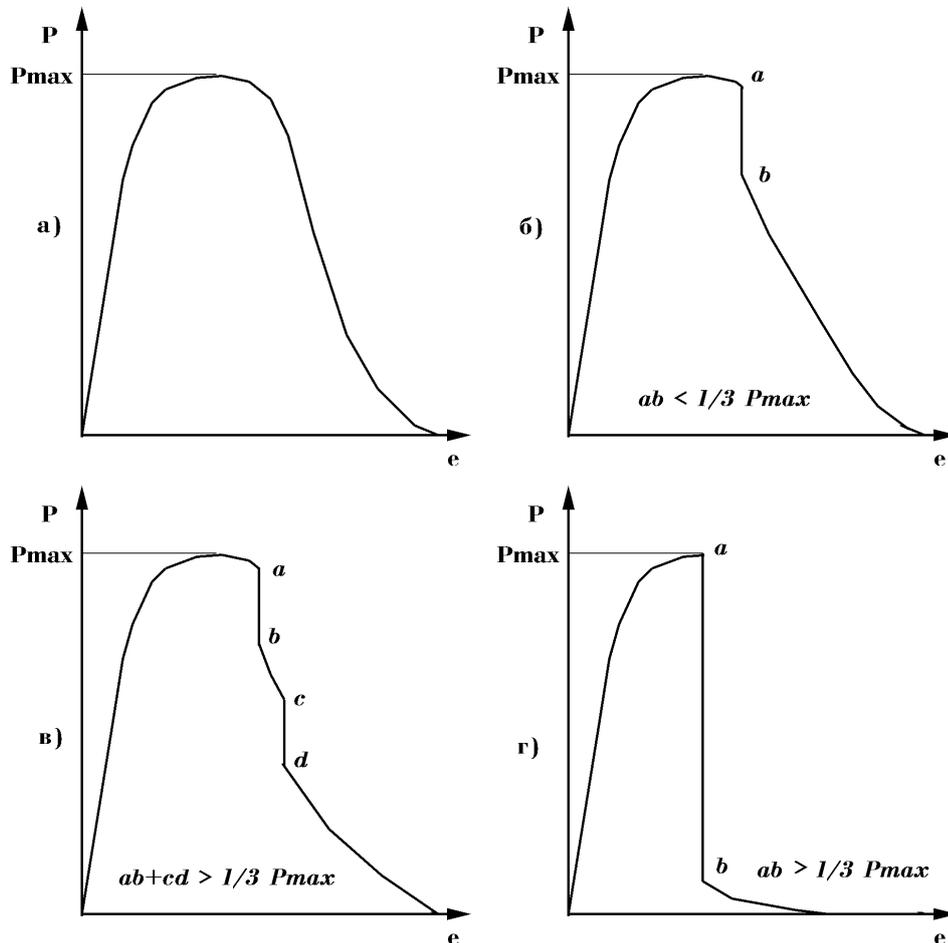


Рисунок 1.35 — К определению критической температуры  $T_{\text{кдс}}$ . Диаграммы «нагрузка – перемещение по линии нагружения»

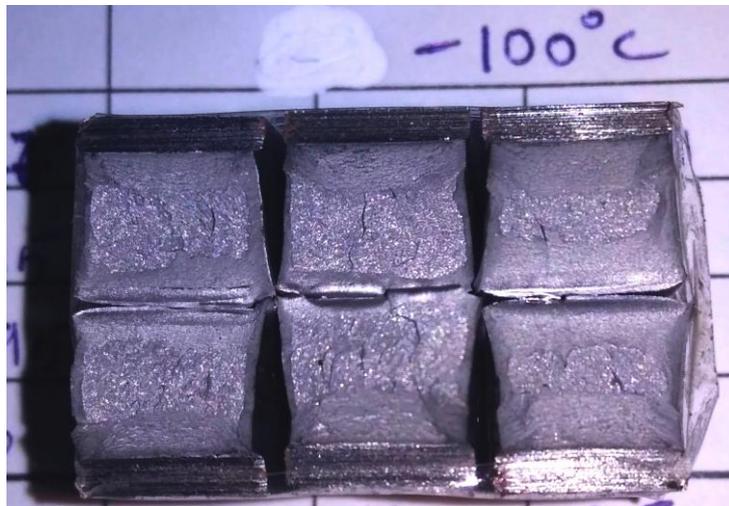


Рисунок 1.36 — Изломы образцов  $T_{\text{кдс}}$  с различным содержанием волокнистой составляющей.

### 1.3.2.7 Испытания падающим грузом по ASTM E604

По данной методике испытывают более крупные, чем обычно, образцы на ударный изгиб. Считается, что ценность метода состоит в учёте масштабного фактора. Однако маятниковые копры с энергией, необходимой для разрушения больших образцов, сами являются крупногабаритными. Например, в Лоянском институте (Китай) имелись маятниковые копры мощностью 3000 Дж. Если это неудобно, стандарт советует применять копры со свободно падающим вертикально грузом, и тут возникают те же методические проблемы, что и при определении работы разрушения образцов DWTT, связанные с корректностью определения работы удара. ASTM в данном случае предлагает в качестве поглотителей остаточной энергии копра использовать блоки из мягкого алюминия, для которых измеряется уменьшение высоты и пересчитывается в величину поглощённой при испытании энергии.

Ценность метода сомнительна при использовании вертикальных копров, так как только маятниковые копры обеспечивают непосредственное определение поглощённой энергии при разрушении образца.

### 1.3.2.8 Определение температуры нулевой пластичности по Кинцелю и подобные методики

В институте ЦНИИСК им. В.А.Кучеренко многие десятилетия испытывают строительные стали на хладостойкость по Кинцелю-Киллерелю [96]. Испытание представляет собой статический изгиб образцов толщиной 20, длиной 170 и шириной 75 мм с наплавкой на растягиваемой поверхности. надрез выполняют поперёк наплавки с прорезанием основного металла по всей ширине на глубину 1.3 мм (рис. 1.37). Радиус надреза 0.25 мм, как у образца на ударный изгиб.

Серию образцов доводят до разрушения при ряде понижающихся температур и меряют утяжку поперечного сечения по ширине у дна надреза. За температуру  $T_{\text{нп}}$  (нулевой пластичности) принимают такую температуру испытания, когда утяжка перестаёт превышать 1%. На конференции DFMN-2017 было показано [96], что для качественных строительных углеродистых и низколегированных сталей  $T_{\text{нп}} = T_{1к} \pm 10^{\circ}\text{C}$ , где  $T_{1к}$  определяется по испытаниям на ударный изгиб (критерий устанавливается в зависимости от прочности), см. таблицу 1.4.

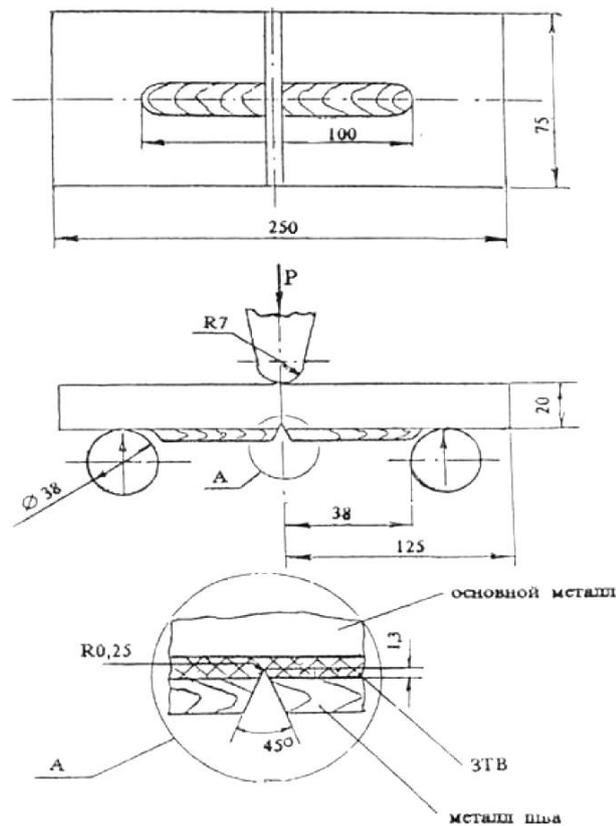


Рисунок 1.37 — Образец по Кинцелю [96].

Считается, что данные испытания характеризуют также хладостойкость металла в составе сварных соединений, так как в надрезе образцов «содержатся все структурные составляющие ЗТВ».

В НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» испытывали подобные образцы, предложенные Г.П.Карзовым. На пластины наваривали тавровым швом ребро, а затем производили их изгиб при различных температурах до разрушения с определением температуры перехода от вязкого поведения материала к хрупкому, которое действительно наблюдалось. Г.П.Карзов резонно утверждал, что можно придумать сколько угодно образцов для исследования вязко-хрупкого перехода, остаётся вопрос, какое отношение они имеют к конструкции.

### 1.3.3 Выводы по разделу

Причины существования зависимости критических температур появления кристаллических участков излома или распространения трещины в образце от выбранной методики испытаний и размеров образца могут быть прояснены только исходя из анализа напряжённо-деформированного состояния в вершине трещины, развивающейся в образце конкретного типа, и подхода механики разрушения.

Поэтому прямой (методами испытаний крупногабаритных образцов) или косвенный (методами определения температур вязко-хрупкого перехода) контроль температуры торможения трещины представляется безусловно необходимым в случаях, когда к основному металлу для наиболее ответственных конструктивных элементов предъявляются требования по повышенной сопротивляемости распространению разрушения.

#### **1.4 Постановка задач исследования**

Из выполненного обзора следует, что система контроля качества материалов арктических конструкций является ключевым фактором обеспечения их безопасной эксплуатации. Разработка новых хладостойких сталей высокой прочности потребовала разработки новых методов их испытаний и норм трещиностойкости и хладостойкости, которые могут быть обоснованы только с использованием расчётных процедур на основе механики разрушения.

Выполняемые разработки должны базироваться на концепции двух ступеней безопасности – сопротивления зарождению трещин в сварных соединениях и сопротивления распространению трещин в основном металле. Таким образом, имеются две существенно различные задачи: обоснование требований к статической трещиностойкости металла сварных соединений, обеспечивающей отсутствие старта хрупкого разрушения при эксплуатации сварных конструкций, и обоснование требований к температурам вязко-хрупкого перехода основного металла, обеспечивающих торможение хрупкого разрушения, если оно стартовало.

1. В рамках первой задачи существуют два альтернативных направления разработок:

а) применение локальных подходов + МКЭ для связи условий нагружения и характеристик материалов с параметрами трещиностойкости (в рамках которых принципиально могут быть учтены и ОСН, и масштабный фактор, и стеснение деформации), либо

б) использование современных процедур механики разрушения для оценки прочности конструкций с дефектами, представленных в SINTAP и BS 7910.

Подход (а) в рамках настоящей работы принципиально неприменим, так как отсутствуют достоверные базовые модели, перекрывающие весь температурный интервал хрупко-вязкого перехода и верифицированные для судостроительных

сталей широкого диапазона уровней прочности и структурного состояния. Перспективным представляется подход (б) – использование аппарата НЛМР и  $J$ -интеграла в качестве меры НДС в вершине трещины, а также в виде его критического значения  $J_{cr}$  (трещиностойкость материала), плюс вспомогательных инженерных процедур, позволяющих

- облегчить задачу определения  $J$ , в том числе и с учётом ОСН;
- учесть факторы, приводящие к неоднозначности описания условия разрушения величиной  $J$ , т.е. constraint-фактор. В него входит и влияние вида нагрузки (эксплуатационной и при выборе типа образца), и размер трещины, и масштабный эффект.

2. Изучение процедур «fitness-for-service» (оценок пригодности к использованию), включая «R6», FITNET и SINTAP, показало, что многое в них может быть использовано для достижения поставленных целей. Однако из-за ориентации таких процедур на решение задачи оценки опасности конкретного дефекта при многообразии предлагаемых вариантов расчётов без конкретизации их применимости необходим большой объём расчётных и экспериментальных исследований:

2.1 Принимая за основу «треугольник механики разрушения» (Цербст, [240]), можно определить его один угол, зная два других. В поставленной задаче известны лишь наибольшие допускаемые эксплуатационные напряжения («первичные»), и, в какой-то степени, ОСН («вторичные» напряжения). В этом случае необходимо знать законы распределения дефектов в конструкции, законы распределения трещиностойкости, и использовать для их связи дополнительный параметр – приемлемую вероятность разрушения конструкции.

Для получения распределения размеров дефектов необходимо использовать характеристики систем НК, применяемых для рассматриваемых типов конструкций. Для определения распределений трещиностойкости необходимо, в первую очередь, обоснованно выбрать методику испытаний с учётом консервативных оценок влияния степени стеснения деформации на результат испытания. Это, в свою очередь, требует разработки методики испытаний на трещиностойкость при растяжении образцов типа SENT в больших толщинах, отсутствующей в мировой практике, включая программные средства сбора и

анализа данных испытаний, проводимых с двумя датчиками раскрытия трещины. Необходимо обосновать расчётную процедуру указанной взаимосвязи «двух углов».

2.2 Принимая за основу процедуры оценки  $J$  диаграмму FAD в виде связи полной величины  $J$ -интеграла и её упругой части, необходимо обосновать выбор применяемых соотношений в наиболее консервативных вариантах. С одной стороны, необходимо ограничить перечень таких вариантов, с другой стороны – уточнить расчётные формулы для случая высокого уровня действующих напряжений, принимаемого в качестве максимально допустимого при расчётах статической прочности.

2.3 Предложить способ учёта ОСН, не требующий знания трещиностойкости материала в качестве исходной информации.

2.4 Определить способ учёта ОСН не только при вычислении  $J$ , но и при анализе эффектов стеснения деформации, с расчётным и экспериментальным обоснованием.

3. Принципиальные сложности в выявлении «истинной» трещиностойкости наиболее критического участка металла ЗТВ при испытаниях натуральных сварных соединений с неизбежным присутствием в зоне разрушения металла сварного шва требуют разработки специальных методик и экспериментальных обоснований:

3.1 Разработка методологии анализа трещиностойкости различных структурных составляющих на фронте трещины при испытаниях натуральных сварных соединений.

3.2 Обоснование сдвига температур испытаний при необходимости использования стандартных образцов уменьшенных размеров.

3.3 Исследование возможностей экспериментального имитационного моделирования термического цикла сварки для оценки трещиностойкости зоны термического влияния (ЗТВ) сварных соединений. Это требует выполнения расчётов ожидаемых термических циклов для металла ЗТВ при многопроходной сварке и имитации сварочного нагрева на установке GLEEBLE на заготовках образцов максимально возможного размера, что позволяет использовать их при так называемой «оценке свариваемости» низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей по трещиностойкости.

4. На основании вышеуказанных исследований возможна разработка процедуры аттестации металла сварных соединений по трещиностойкости с обоснованием назначения требований к среднему её значению, с учётом погрешностей, вносимых ограниченным количеством испытываемых образцов, обеспечивающей корректную оценку применимости материалов, показывающих большой разброс экспериментальных данных.

5. В решении второй задачи — обосновании требований к температурам вязко-хрупкого перехода основного металла, обеспечивающих торможение хрупкого разрушения, в первую очередь, требуется анализ самого понятия «температура торможения хрупкого разрушения» с позиций механики разрушения и связи этой величины с используемой в зарубежных исследованиях величины  $K_{Ia}$ , поскольку очевидно преимущество контроля температуры по сравнению с контролем  $K_{Ia}$ .

6. Испытания полномасштабных образцов по ESSO и подобным методикам следует считать абсолютно непригодными для контроля массового производства. В связи с этим, на базе подходов механики разрушения необходимо определить возможность замены испытаний полномасштабных образцов на торможение трещины определением температур вязко-хрупкого перехода NDT и  $T_{KB}$ , с установлением количественных корреляций результатов таких испытаний. Необходимо усовершенствование процедур оценки результатов испытаний при определении температур вязко-хрупкого перехода с учётом наблюдаемых особенностей разрушения современных марок низколегированных сталей.

7. Для практического внедрения результатов работы необходима разработка требований по трещиностойкости и хладостойкости низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей и их сварных соединений, обеспечивающих сопротивление старту и распространению хрупкого разрушения для безопасной эксплуатации крупногабаритных сварных конструкций в условиях Арктики и морского шельфа, с внесением предложений по совершенствованию отечественной нормативной документации.

## **Глава 2. Развитие методов расчётной оценки сопротивления хрупкому и вязкому разрушению для оценки работоспособности сварных конструкций**

Разработка новой процедуры расчётных оценок прочности требуется для количественного учёта неопределённости, связанной с большими разбросами и ограниченным количеством экспериментальных данных по трещиностойкости материала, и обоснования уровня требований, предъявляемых на стадии аттестации материалов. Расчётные оценки также необходимы для конструкций, ранее изготовленных из материалов, не прошедших аттестацию по современным требованиям, а также в случае изменения первоначального назначения или проектных параметров новых и эксплуатировавшихся конструкций. В перечисленных случаях разрабатываемая методика должна обеспечить количественную оценку таких факторов, как нагрузки (постоянные и переменные, их распределение), температура эксплуатации (в комбинации с нагрузками), наличие технологических дефектов и применяемые процедуры контроля, недостаточно представительное количество экспериментальных данных по трещиностойкости и их разброс.

### **2.1 Проблемы применения идеологии FAD для расчётных оценок прочности**

Нормативные документы, включая наиболее полную методику BS 7910 [149], проанализированную в главе 1, а также ГОСТ ISO 3183-2015 [27], являющийся переводом устаревшего зарубежного документа, ориентированы на оценку опасности конкретных дефектов. Напротив, задавшись целью проектирования и строительства конструкции, в первую очередь следует выбрать или разработать материалы, обладающие свойствами трещиностойкости, удовлетворяющими расчётным оценкам, а также объёмы, методы и критерии неразрушающего контроля, которые, с одной стороны, будут доступными и достижимыми, а с другой стороны обеспечат безопасную эксплуатацию конструкций. Имеющиеся расчётные процедуры если и позволяют делать это, то только методом итераций. Соответственно, разрабатываемая методика должна в первую очередь решать задачу определения требований к материалам, применимым во всех конструкциях без ограничений — сталям Arc-класса, либо к материалам для какого-либо конкретного класса конструкций. Удовлетворение таких требований проверяется, например, специалистами Регистра перед выдачей Свидетельства о признании изготовителя материалов (СПИ). Поэтому в методике

неизбежно использование консервативного подхода. В то же время должны быть найдены способы и предусмотрены пути снижения консерватизма требований, сделаны оценки для типовых конструкционных элементов и ожидаемых видов сварочных дефектов.

Проверочный расчёт норм дефектности, принимаемых для конкретной конструкции, является вторичной задачей, в рамках такой задачи возможно уточнение реальных температур эксплуатации и нагрузок.

В процедурах BS и SINTAP условие разрушения формулируется как  $K_r = f(L_r)$ , или  $K_{mat} = K_I / f(L_r)$ , о чём говорилось в главе 1. В разрабатываемой методологии используемое условие прочности должно быть связано с экспериментально определяемыми параметрами трещиностойкости. Так как общепринято и достаточно просто выполнимо определение при аттестации материалов величины CTOD ( $\delta_{cr}$ ), а наиболее приемлемым для расчётов прочности конструкций с дефектами на настоящий момент представляется использование  $J$ -интеграла – параметра трещиностойкости  $J_{cr}$ , необходимо обеспечить устойчивую корреляцию данных параметров.

В условие прочности в виде (1.23)

$$J_{cr} / n_1 \geq J$$

входят три параметра:

$J_{cr}$  – критическое значение  $J$ -интеграла, характеристика материала (необходимо понимать, какая оценка используется; в настоящей работе это средняя арифметическая оценка в рамках принятой процедуры аттестации материала, см. также главу 5),

$n_1$  – коэффициент запаса на неопределённость знаний о величине  $J_{cr}$ ,

$J$  – параметр нагрузки тела с трещиной, рассчитанный в детерминистической постановке для наибольших допускаемых величин размера дефекта и приложенной нагрузки (таким образом, величина  $J$  априори включает коэффициент запаса по нагрузке для выбранного расчётного случая).

Подразумевается согласованное назначение коэффициента  $n_1$  с размером расчётного дефекта  $a$  таким образом, что произведение  $n_1 \cdot J$  не зависит от  $a$ , только в таком случае возможно нормирование значений  $J_{cr}$  (и  $\delta_c$ ) [174]. Из сказанного следуют три задачи корректного определения каждого из указанных параметров.

При упругопластическом деформировании определять  $J$  сложно, поэтому разумно воспользоваться идеей подхода CDF («crack driving force» –

трещинодвижущая сила), связывая, как предложено Цербстом [239], полную величину  $J$ -интеграла с его упругой составляющей  $J_{el}$  по формуле (1.31).

В нормативных документах представлен ряд вариантов для выбора функций  $f$ , связывающих  $J$  и  $J_{el}$ , и необходимо проверить их использование для судостроительных сталей и сварочных материалов. Кроме того, не ясна корректность их применения для конструкций с высоким уровнем ОСН. Можно согласиться с тем, что ОСН не влияют на величину  $L_T$ , однако необходимо проанализировать, каким образом следует определять величину  $J_{el}$  в поле ОСН и при наложении на него эксплуатационных напряжений.

Критическое значение  $J$ -интеграла  $J_{cr}$  экспериментально определяется при испытаниях ограниченного числа образцов. Здесь требуют уточнения положения, связанные с влиянием типа нагружения и масштабным эффектом. Кроме того, в предлагаемой методике должны быть рассмотрены меры по повышению достоверности экспериментальных значений трещиностойкости материала (технические, технологические и методические в части процедур оценки). Вопросам корректного определения параметров трещиностойкости посвящена глава 3.

Процедуру определения размеров расчётного дефекта необходимо связывать с практикой отечественного неразрушающего контроля и верифицировать по результатам разрушающих испытаний. Таким образом, размеры и конфигурация исходного расчётного дефекта технологического происхождения должны быть заданы в явном виде. Процедура учёта возможности роста дефекта под действием циклических нагрузок была рассмотрена в главе 1.

В современной редакции BS 7910 [149] пользователю предлагается выбрать поле остаточных напряжений в типовом бездефектном сварном соединении, представляемое в виде полинома, и проинтегрировать включающее этот полином выражение по глубине распространяющегося дефекта, домножив подынтегральное выражение ещё на один полином пятой степени... Проверка работоспособности такого подхода затруднительна. Таким образом, вопрос определения остаточных напряжений и КИН от них требует отдельного рассмотрения (см. раздел 2.3).

При определении коэффициента запаса  $n_1$  снижение консерватизма оценок по сравнению с формулами типа (1.20) достигается использованием вероятностной модели разрушения. Такая задача должна решаться совместно с определением

достоверности и разброса данных по  $J_{cr}$  для выбранной приемлемой вероятности разрушения. От размера дефекта  $a$  зависит параметр нагрузки  $J$ , а коэффициент запаса  $n_1$  должен обеспечивать с выбранной вероятностью выполнение неравенства

$$J(a_i) \leq (J_{cr})_i, \quad (2.1)$$

где  $(J_{cr})_i$ ,  $a_i$  – случайные значения  $J_{cr}$  и  $a$ , выбираемые по заданным законам распределения этих параметров. Выбор доверительной вероятности, с которыми определяются эти значения, может быть сделан достаточно произвольно, поскольку обеспечение требуемой вероятности безопасной эксплуатации конструкции будет достигнуто согласованным назначением коэффициента запаса  $n_1$ .

Поскольку полное описание вероятностного подхода к выбору коэффициента запаса, включая постановку и проведение численного эксперимента, оказалось достаточно объёмным, ему посвящена отдельная глава 5.

***Отличия разработанной процедуры расчётных оценок от существующих методик:***

1. Решение основной задачи определения требований к материалам.
2. Процедура определения размеров «расчётного» дефекта в явном виде.
3. Определение КИН от действующих ОСН для типовых конструктивных элементов с учётом изменения поля ОСН при распространении дефекта в нетермообрабатываемых после сварки конструкциях.
4. Количественное обоснование коэффициента запаса в условии прочности с учётом вероятностной природы разрушения и погрешностей экспериментального определения трещиностойкости.

## **2.2 Необходимая информация о свойствах материала**

Толщина материала на стадии проекта принимается для расчётного случая монтажа – с минусовым производственным допуском, а для расчётного случая эксплуатации – и с учётом проектного допуска на коррозию. В экспертных работах для конкретных конструкций необходимо использовать актуальную измеренную толщину с учётом прошедшего и планируемого срока эксплуатации и актуальных коррозионных потерь металла, по которым можно определить толщину на момент окончания срока эксплуатации.

### 2.2.1 Предел текучести и временное сопротивление основного металла и зон сварного соединения для температур, соответствующих расчётным случаям

Определение прочностных параметров материала необходимо в качестве исходной информации для расчётов МКЭ, а также обработки результатов испытаний на трещиностойкость. Однако такие данные бывает затруднительно получить прямым экспериментом для различных температур и участков сварных соединений.

Обычно считают, что корректировка прочностных параметров материала требуется для температур, отличающихся от комнатной более, чем на 20°C. При отсутствии экспериментальных данных для низких температур, предел текучести и временное сопротивление углеродистых, а также низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей определяют по формулам стандарта [192]

$$\sigma_{YS} = \sigma_{Y(20^\circ)} + \frac{10^5}{491 + 1.8T} - 189 \text{ [МПа]}, \quad (2.2)$$

$$\sigma_{US} = \sigma_{U(20^\circ)} \left[ 0.7587 + 0.2423 \exp\left(\frac{-T}{170.646}\right) \right]. \quad (2.3)$$

Сомнительным в указанных формулах является значительное изменение отношения  $\sigma_{YS}/\sigma_{US}$  с изменением температуры, обычно не наблюдаемое у судостроительных сталей.

На рис. 2.1, 2.2 показаны экспериментальные температурные зависимости прочностных свойств судостроительных сталей различного уровня прочности, испытанных в аккредитованной лаборатории «Промтест КМ» НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». На рис. 2.2 представлены кривые по формулам (2.2, 2.3) и предлагаемые аппроксимации по формуле (2.4), основанные на модификации известной температурной зависимости предела текучести  $\sigma_Y$  вида (1.1) и дополнении её аналогичной зависимостью для временного сопротивления  $\sigma_U$ . На основании представленных экспериментальных данных предлагается следующая аппроксимация прочностных свойств углеродистых, а также низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей с пределом текучести 300 МПа и более, которая используется в расчётной процедуре:

$$\sigma_{Y,U(T)} = \sigma_{Y,U(20^\circ)} \left[ \frac{140}{\sigma_{Y(20^\circ)}} \left( \exp\left(\frac{-T}{170}\right) - 0.889 \right) + 1 \right]. \quad (2.4)$$

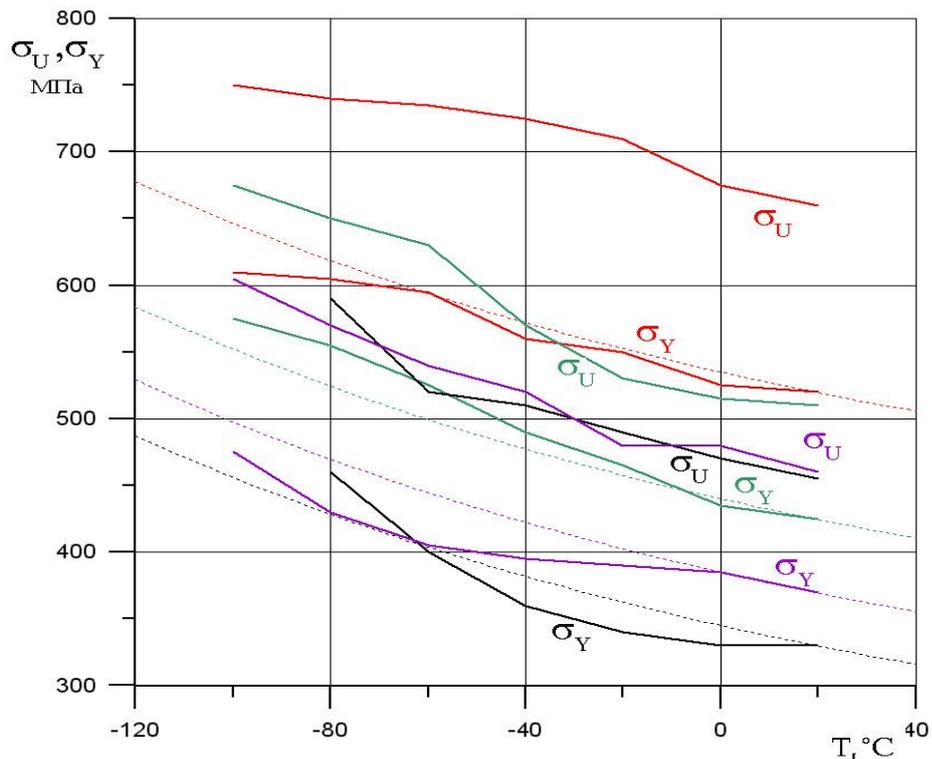


Рисунок 2.1 — Экспериментальные температурные зависимости предела текучести и временного сопротивления металла проката толщиной 40 мм различных категорий прочности (НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей»): чёрные линии – сталь марки F32W, сиреневые – F36W, зелёные – F40W, красные – F500W (средние значения по трём образцам). Пунктиром показаны примеры аппроксимаций для величины  $\sigma_Y$  по формуле (2.4).

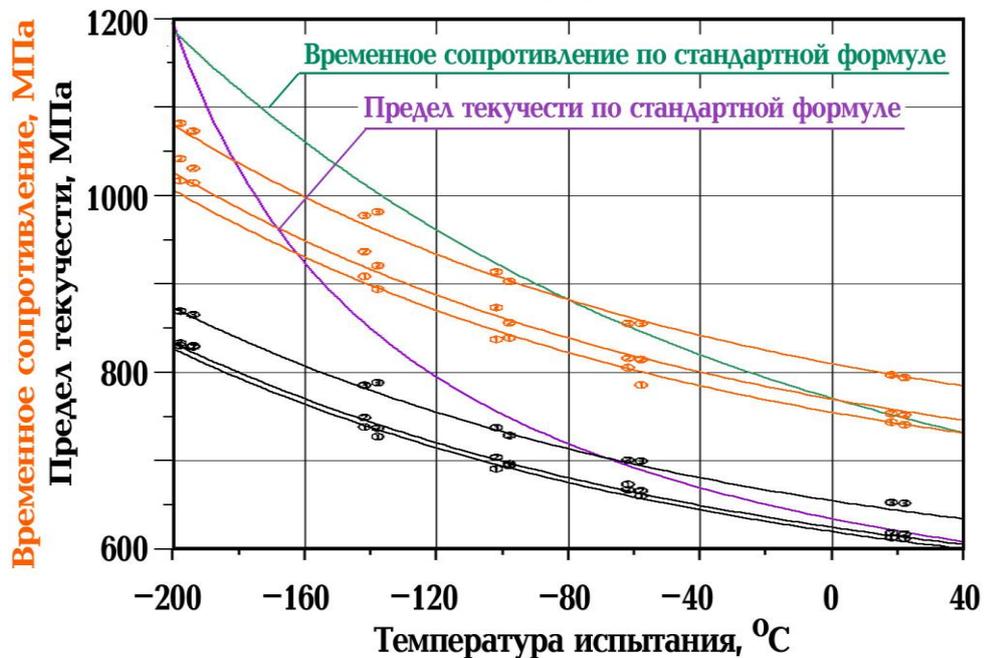


Рисунок 2.2 — Экспериментальные температурные зависимости предела текучести (чёрные точки) и временного сопротивления (оранжевые точки) трёх партий проката стали 09XN2MD (AB2-1).

Фиолетовая кривая –  $\sigma_Y$  по формуле (2.2), зелёная кривая –  $\sigma_U$  по формуле (2.3). Чёрные и оранжевые кривые — предлагаемые аппроксимации по формуле (2.4).

Для металла различных зон сварных соединений данные по прочностным свойствам обычно отсутствуют. Для грубых оценок в стандартах существует возможность принять предел текучести сварного соединения равным одной из известных величин — как у металла шва или как у основного металла. Для расчётов параметров трещиностойкости обычно предлагается использовать большую из этих величин, в отличие от расчётов статической прочности, иначе возможна ошибка в опасную сторону. Более точно прочностные характеристики зон сварного соединения можно определить косвенным методом по результатам замеров твёрдости на макрошлифах, отстраиваясь от прочности основного металла. В стандарте [192] предложены формулы для расчёта предела текучести и временного сопротивления основного металла, включая ЗТВ (bm), и металла шва (wm):

$$\begin{aligned}\sigma_{Y(bm)} &= 3.28HV - 221, & 160 \leq HV \leq 495, \\ \sigma_{Y(wm)} &= 2.35HV + 62, & 170 \leq HV \leq 330, \\ \sigma_{U(bm)} &= 3.3HV - 8, & 100 \leq HV \leq 400, \\ \sigma_{U(wm)} &= 3.0HV + 22, & 170 \leq HV \leq 330.\end{aligned}\tag{2.5}$$

Как показала практика аттестационных испытаний судостроительных сталей, эти формулы недостаточно адекватно отражают их прочностные свойства. Для основного металла было несложно проверить соответствие формул (2.5) экспериментальным данным НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», имеющимся в отчётах по аттестации судостроительных сталей, составленных с участием автора, таблица 2.1.

На основании данных табл. 2.1, представленных на рис. 2.3, для основного металла предлагаются следующие откорректированные формулы:

$$\begin{aligned}\sigma_{Y(bm)} &= 3.14HV - 137, & 130 \leq HV \leq 400, \\ \sigma_{U(bm)} &= 3.06HV - 11, & 130 \leq HV \leq 400.\end{aligned}\tag{2.6}$$

Для металла шва, выполненного материалами различных типов, проверка формул (2.5) осуществлялась по значениям, полученным в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» при аттестации сварочных материалов, табл. 2.2. Эти данные в графическом виде представлены на рис. 2.4.

Предлагаются следующие аппроксимационные формулы для металла шва:

$$\begin{aligned}\sigma_{Y(wm)} &= 3.14HV - 116, & 170 \leq HV \leq 300, \\ \sigma_{U(wm)} &= 3.17HV - 29, & 170 \leq HV \leq 300.\end{aligned}\tag{2.7}$$

**Таблица 2.1 — Сопоставление характеристик прочности и твёрдости судостроительной стали**

Марка стали и способ производства	$\sigma_Y$ , МПа	$\sigma_U$ , МПа	Твёрдость HV
EZ35, TMO	290	455	153
	355	430	142
	340	425	139
D32, г/к	350	475	161
	350	474	154
F32CB, TMO	360	465	155
E36Z, 3+O	425	530	173
E36CBZ, 3+O	440	565	178
	395	530	171
E36CBZ, TMO	420	540	182
E36W, 3+O	455	570	176
E36W, TMO	455	560	189
E40Z, 3+O	435	590	186
	450	560	177
	410	540	166
	405	515	176
F40SW, TMO	478	610	196
	465	560	190
	460	550	192
	455	560	188
	500	580	191
F450W, 3+O	456	572	208
	450	570	209
F450W, TMO	517	680	215
	485	580	195
	490	580	191
E500W, 3+O	659	725	209
	620	695	237
F500W, TMO	570	655	271
	535	625	262
F620W, TMO	620	690	290
09XH3MД (АБЗ), 3+O	870	917	310
E960QT, 3+O	990	1105	355

Таблица 2.2 — Сопоставление прочности и твёрдости металла шва

Марка сварочных материалов	$\sigma_Y$ , МПа	$\sigma_U$ , МПа	Твёрдость HV
ПП-82	485	564	199
48ПП-8Н	480	560	199
	510	610	219
48ХН-7	555	635	205
48ПП-11Н	568	646	215
СВ-10ГНА+48АФ51	568	652	204
СВ-04НЗГМТА+48АФ50	588	654	234
ПП СВП-1	614	687	207
СВ-10Х19Н11М4Ф (ЭП-647)	630	780	225
ПП СВП-2	653	720	249
	690	740	247
ПП-А22/9	710	820	265
	720	820	255
	660	800	263

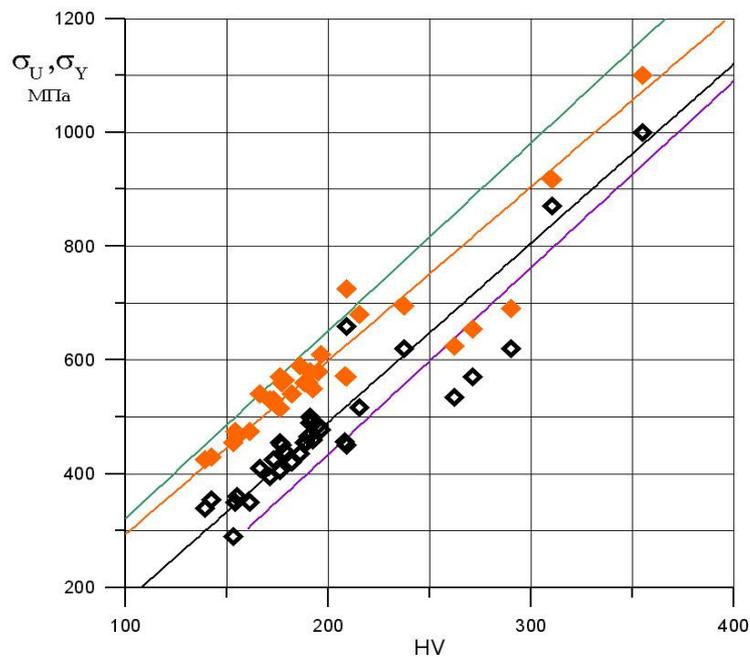


Рисунок 2.3 – Корреляция твёрдости с прочностными характеристиками судостроительных сталей. Стандартные оценки: фиолетовая линия –  $\sigma_Y$ , зелёная линия –  $\sigma_U$  по формулам (2.5). Экспериментальные точки по таблице 2.1 (чёрные -  $\sigma_Y$ , оранжевые –  $\sigma_U$ ). Предлагаемые оценки – чёрная линия –  $\sigma_Y$ , оранжевая линия –  $\sigma_U$  по формулам (2.6).

Для зоны термического влияния предполагается применять формулы (2.6) как для основного металла, однако при получении значений, меньших, чем известные прочностные характеристики основного металла, к таким величинам следует относиться с осторожностью, если их нельзя однозначно отнести к области разупрочнения.

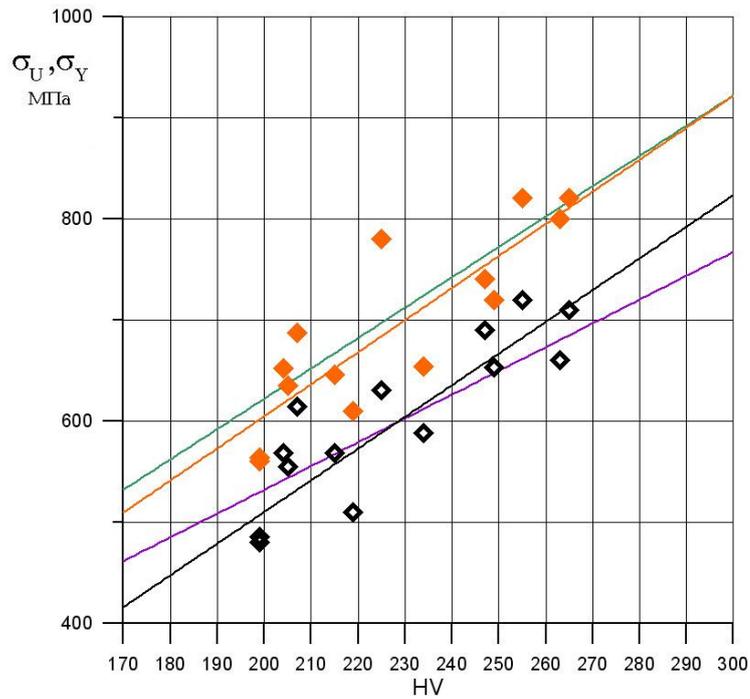


Рисунок 2.4 – Корреляция твёрдости с прочностными характеристиками металла шва.

Стандартные оценки: фиолетовая линия –  $\sigma_Y$ , зелёная линия –  $\sigma_U$  по формулам (2.5).

Экспериментальные точки по таблице 2.2 (чёрные -  $\sigma_Y$ , оранжевые –  $\sigma_U$ ).

Предлагаемые оценки – чёрная линия –  $\sigma_Y$ , оранжевая линия –  $\sigma_U$  по формулам (2.7).

На первый взгляд, отличие предлагаемых формул от стандартных незначительно. Однако они могут быть представлены в виде рис. 2.5, где оценивается отношение предела текучести к временному сопротивлению.

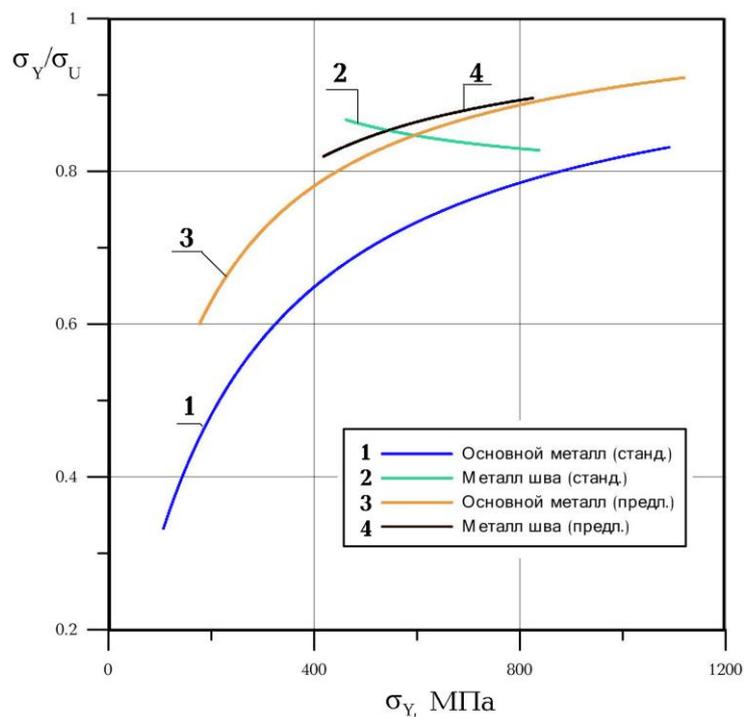


Рисунок 2.5 – Изменение отношения предела текучести к временному сопротивлению для основного металла и металла шва по стандартным и предлагаемым формулам.

Предлагаемые аппроксимации, особенно для металла шва, оказываются более физически обоснованными, чем стандартные формулы. Они адекватно отражают факт снижения деформационной способности с увеличением уровня прочности материала.

### **2.2.2 Данные о трещиностойкости основного металла и сварных соединений (металл шва, линия сплавления) при нескольких температурах, включающих или охватывающих диапазон температур, соответствующих расчётным случаям**

Испытания на трещиностойкость необходимо проводить в лаборатории, аккредитованной на техническую компетентность по данным видам испытаний национальным органом по аккредитации. В России таким органом является Федеральное агентство по техническому регулированию и метрологии. В части материалов для судостроения и морских подводных трубопроводов, процедуры испытания и обработки результатов должны быть проверены экспертами, привлекаемыми РМРС, после чего лаборатория может быть признана РМРС. Вопросы обеспечения достоверности экспериментальных данных рассмотрены в главе 3.

Как минимум, требуется получить данные по трещиностойкости материала при предполагаемой минимальной температуре эксплуатации  $T_d$ . В зарубежных нормативных документах установлено минимальное количество корректных результатов в серии – три [149, 161, 165] или шесть [118]. Однако если часть температурного диапазона, соответствующего расчётным случаям, лежит в области полностью вязкого состояния материала образцов (при испытаниях всех образцов достигается максимум нагрузки без срывов диаграммы), и эти температуры не превышают  $100^\circ\text{C}$ , можно ограничить сверху диапазон температур испытаний судостроительных и трубных сталей той температурой, при которой достигается указанное состояние материала. В этом случае полностью вязкий механизм разрушения материала обеспечивает отсутствие хрупких разрушений.

Сопротивление вязкому разрушению оценивается критериями, обсуждаемыми в разделе 6.1.3 настоящей работы. Явления ползучести материала и температуры, при которых они проявляются, в данной работе не рассматриваются.

### **2.3 Коэффициенты интенсивности напряжений для трещиноподобных дефектов в полях остаточных напряжений**

В рамках принятого в литературе консервативного подхода, широко используемого в обоснованиях расчётных оценок усталостной прочности, считают, что суммарные остаточные напряжения в районах сварных соединений, не

подвергавшихся термообработке после сварки, достигают предела текучести материала. Учёт ОСН при грубых оценках обычно сводится к назначению локальных напряжений равными пределу текучести наименее прочного из структурных компонентов сварного соединения, как это указано в BS 7910 [149]. Однако если эта величина будет превышена, в условиях стеснения деформации менее прочный компонент будет деформационно упрочняться и вести себя как более прочный, что не учитывается. Кроме того, формула расчёта деформационного упрочнения, приведённая в [149], даёт физически нереальные результаты, что говорит об ограниченности её применения сталями повышенной прочности.

Положение о том, что сварные соединения обладают предельно высоким уровнем ОСН, достигающим предела текучести материала  $\sigma_Y$ , в целом подтверждается результатами определения локальных ОСН. Снижение их уровня наблюдается в следующих ситуациях:

- при электродуговой сварке для конструкционных элементов небольшой толщины, когда ширина ЗТВ сопоставима с толщиной  $S$ ;
- при лазерной, электронно-лучевой, электрошлаковой сварке, осуществляемой практически за один проход;
- при применении дополнительных технологических мероприятий после сварки, которые, как правило, используют в целях повышения циклического ресурса соединений (местный отпуск, поверхностное пластическое деформирование зоны перехода от шва к основному металлу пневматическим или ультразвуковым ударным инструментом), в результате чего в поверхностных слоях металла формируются сжимающие остаточные напряжения;
- при использовании перегрузки сварной конструкции, вызывающей пластическую деформацию (механическое экспандирование труб, гидравлические испытания труб и сосудов при повышенном давлении).

Характер распределения собственных ОСН влияет на стадию развития трещины. В связи с этим, в расчётных оценках прочности применяются не сами распределения ОСН, а определяемые ими зависимости КИН  $K_{res}(a)$ .

В стандарте BS 7910 [149] поле ОСН пересчитывается в зависимости от глубины дефекта, при отсутствии внешних сил. Не указано, каким образом определено и аппроксимировано исходное поле ОСН, на которое накладываются аналитические

вычисления с эмпирическими коэффициентами.

При уточнённых оценках эпюры ОСН представляют в виде полиномиальных функций для полуэллиптического поверхностного дефекта и интеграла от полинома для поверхностного дефекта бесконечной длины, для ограниченного числа типовых сварных соединений. Формулы взяты из старой редакции стандарта и вызывают вопросы. Например, ОСН для стыкового сварного соединения с симметричной X-образной разделкой несимметричны по толщине металла. В связи с неопределённостью входящих в такие формулы параметров и отсутствием в стандарте примеров расчёта использование данных соотношений затруднено. В заключение настоящего раздела на рис. 2.9 представлен пример сопоставления решения стандарта BS 7910 и предлагаемого решения для  $K_{Ires}$  краевого бесконечного дефекта.

Для достижения задач настоящего исследования оказалось необходимым привлечение более детальных исследований, как рассмотренных в главе 1, так и выполненных в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». Основным источником информации по физическим моделям, применяемым при расчётах МКЭ, является книга Карзова Г.П., Марголина Б.З., Швецов В.А [63].

Расчёты МКЭ полей остаточных напряжений и деформаций выполнены А.В.Мизецким, Д.М.Артемовым и А.А.Соболевым. Используемый комплекс теплофизических и механических характеристик соответствует конструкционным и судостроительным сталям с пределом текучести от 390 до 960 МПа. Для сталей с пределом текучести 690-960 МПа, применяемым для судовых конструкций согласно Судовым Правилам Регистра [109], принимали следующие характеристики металла шва: для низколегированного металла шва принимали предел текучести металла шва  $\sigma_{YW} = 650$  МПа, теплопроводность  $\lambda = 32 \dots 40$  Вт/(м·К), температуропроводность  $q = 10.4 \dots 8.0$  мм<sup>2</sup>/с (данные для температурного интервала 0...900°С), коэффициент линейного расширения  $\alpha = 14.7 \cdot 10^{-6}$  К<sup>-1</sup>. Для металла шва, выполняемого материалами аустенитного класса, принимали  $R_{ew} = 450$  МПа,  $\lambda = 15 \dots 21$  Вт/(м·К),  $q = 3.9 \dots 5.0$  мм<sup>2</sup>/с,  $\alpha = 20.0 \cdot 10^{-6}$  К<sup>-1</sup>.

При использовании для определения  $K_{Ires}$  исходного «замороженного» поля ОСН было бы получено, что продвижение трещины через зону сжатия невозможно, так как в ней  $K_{Ires} < 0$ . Согласно методу Марголина-Карзова-Ильина [36], при расчётах МКЭ решения термомеханической «сварочной» задачи фиксируются не в виде распределений ОСН, а в виде массивов остаточных пластических деформаций

укорочения. На базе численных исследований МКЭ получены зависимости  $K_{Ires}(a)$  для трещины, распространяющейся от поверхности по линии сплавления и по центру шва в многопроходном сварном соединении. Кроме того, принимается во внимание факт, что остаточные напряжения перераспределяются при росте трещины, влияя на НДС у её вершины, данный факт используется в настоящей работе. Конечным результатом расчета является построение зависимостей  $(K_{Ires})_J(a)$ . Результаты некоторых расчётов для типовых сварных соединений включены в справочник «Материалы для судостроения и морской техники» [87].

Отличиями предлагаемой методологии являются сохранение уравновешенного состояния ОСН в ходе распространения трещины, использование численных расчётов МКЭ для решения термдеформационных «сварочных» задач, позволяющих непосредственно найти требуемую величину  $K_{Ires}$ . В [2] было показано, что для адекватного моделирования ОСН необходимо изменить используемую модель свойств материала. В процессе охлаждения необходимо учесть эффект сверхпластичности [103] – полное разупрочнение материала в процессе фазового превращения. С использованием модифицированных зависимостей МКЭ получены физически достоверные результаты, что было подтверждено экспериментальным измерением остаточных перемещений.

Примеры моделей КЭ представлены на рис. 2.6-2.7. Поле температур максимального сварочного нагрева, полученное в результате решения термической задачи, показано на рис. 2.8,*а*. На втором этапе решалась термдеформационная задача, позволившая найти распределение остаточных напряжений и деформаций в исходно бездефектном сварном соединении, рис. 2.8,*б*, либо с дефектом, вносимым «при сварке».

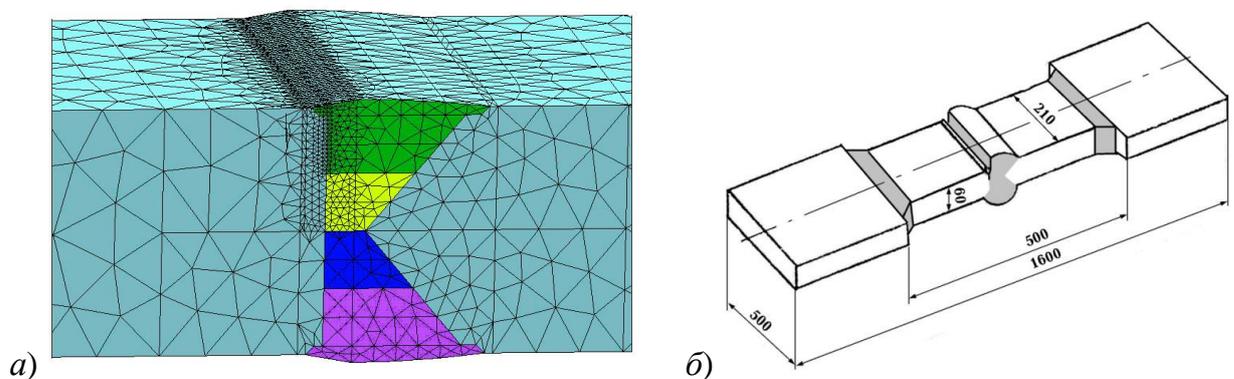


Рисунок 2.6 — Модель конструкционного элемента с дефектом.

*а)* вариант сеточной аппроксимации, показаны слои шва,

*б)* габаритные размеры модели.

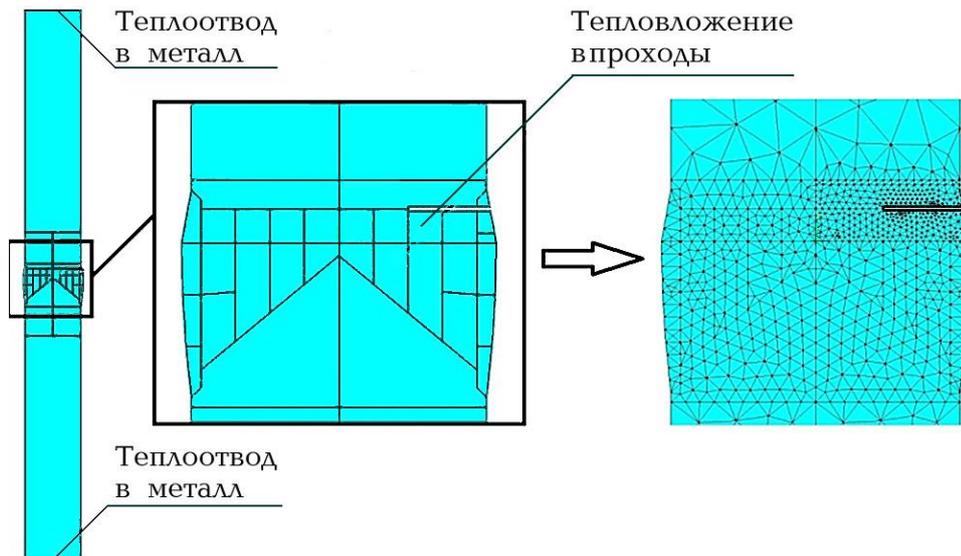


Рисунок 2.7 — Расчётная модель для термомодеформационной задачи и фрагмент сетки КЭ в области сварного шва.

На следующем этапе решалась задача упругопластического деформирования при росте дефекта, использующая в качестве исходной информации остаточные пластические деформации, полученные при решении задачи предыдущего этапа. Моделировалась эксплуатационная нагрузка, продвижение трещины осуществлялось поэтапным раскреплением узлов сетки КЭ. В результате получено перераспределение ОСН при росте дефекта, рис. 2.8,в.

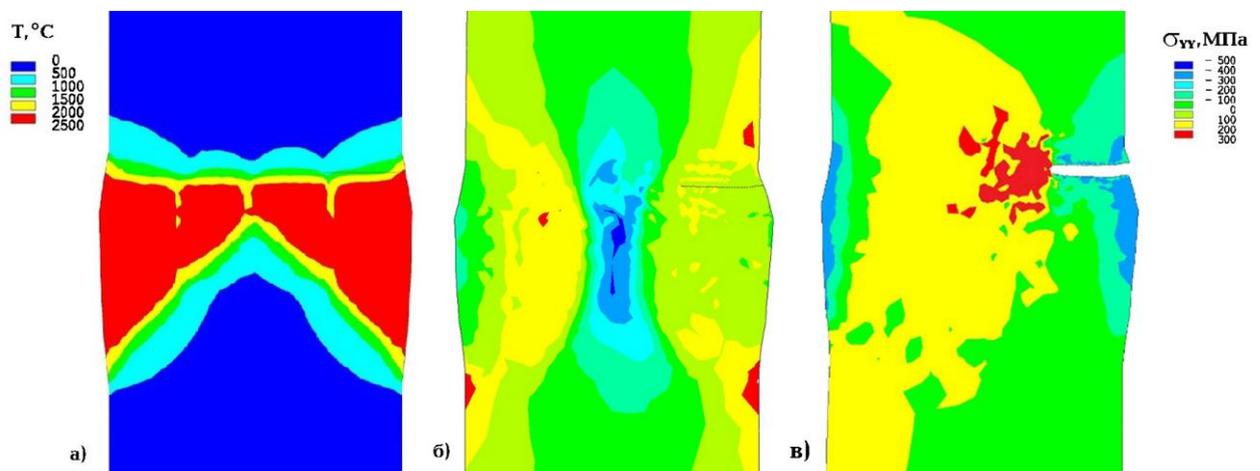


Рисунок 2.8 — Результаты моделирования МКЭ.

- а) термическая задача. Распределение максимальных температур за всё время выполнения многопроходной сварки;
- б) термомодеформационная задача. Распределение компоненты  $\sigma_{yy}$  ОСН перед началом «прорастивания» трещины;
- в) деформационная задача. Перераспределение компоненты  $\sigma_{yy}$  ОСН при росте глубины дефекта.

Ниже представлены основные формулы для расчёта  $K_{Ires}$ , предлагаемые к использованию в разрабатываемой методике. Формулы (2.9 – 2.19) являются

результатом исследований коллектива авторов ЦНИИ КМ «Прометей» под руководством А.В.Ильина [2, 49, 62].

Величина  $K_{Ires}$  в общем виде определяется по формуле

$$K_{Ires} = \eta \sigma_Y \sqrt{\pi a} Y_r Y_a, \quad (2.8)$$

где коэффициент снижения ОСН для малых толщин  $S$  (задаваемых в мм) равен

$$\eta = 1 - 0.7 \left( \frac{10}{S} \right)^2; \quad (2.9)$$

напротив, для сварных соединений толщиной  $S \geq 30$  мм можно принять  $\eta = 1$ .

Поправочные функции аппроксимируют результаты расчётов МКЭ. Функцию формы трещины  $Y_a$  принимают равной 1 для краевой трещины, в то время как для поверхностной полуэллиптической трещины

$$Y_a = \left[ 1 + 4.6 \left( \frac{a}{l} \right)^{1.65} \right]^{-1/2}, \quad (2.10)$$

для внутренней эллиптической трещины

$$Y_a = \left[ 1 + 4.6 \left( \frac{2a}{l} \right)^{1.65} \right]^{-1/2}. \quad (2.11)$$

Поправочную функцию  $Y_r$ , учитывающую неоднородность распределения ОСН по толщине конструкционного элемента для типовых вариантов сварных соединений определяют по следующим формулам:

— для сварных соединений, образованных стыковыми или угловыми швами с симметричной разделкой сварного шва, разрушение по линии сплавления и ЗТВ:

$$Y_r = 1.6 \exp(-8.1a/S) \text{ при разрушении от границы шва}, \quad (2.12)$$

$$Y_r = 2.5 \exp(-7(e-a)/q) \cdot \exp(-8.1a/S) \text{ при разрушении от внутреннего дефекта}, \quad (2.13)$$

где  $e$  – расстояние от центра внутреннего эллиптического дефекта до поверхности,  $q$  – глубина залегания корня шва со стороны рассматриваемого дефекта,

— для сварных соединений, образованных стыковыми или угловыми швами с симметричной разделкой сварного шва, разрушение по металлу шва от поверхности усиления шва

$$Y_r = 79(a/S)^2 \exp(-8.1a/S). \quad (2.14)$$

— для сварных соединений с односторонней разделкой сварного шва, разрушение по линии сплавления и ЗТВ

$$Y_r = 1.0 \exp(-3.9a/S) \text{ при разрушении от границы шва со стороны усиления}, \quad (2.15)$$

$$Y_r = 1.1 \exp(-8.6a/S) \text{ при разрушении от границы шва со стороны корня}, \quad (2.16)$$

$Y_r = 2.0 \exp(-4.5(e-a)/q) \cdot \exp(-3.9a/S)$  при разрушении от внутреннего дефекта по линии сплавления; (2.17)

— для сварных соединений с односторонней разделкой сварного шва, разрушение по металлу шва от корня шва

$$Y_r = 2.4 \exp(-6.9a/S). \quad (2.18)$$

– для сварных соединений с несимметричной и односторонней разделкой кромок сварного шва, разрушение по металлу шва от поверхности усиления (отношение  $a/q \geq 0$ ):

$$Y_r = 20(a/q)^2 \exp(-4a/q). \quad (2.19)$$

На рис. 2.9 показан пример сравнения КИН от остаточных напряжений  $K_{Ires}$  согласно BS 7910 и по вышеприведённым формулам предлагаемой методики для протяжённого дефекта ( $l \gg a$ ) у линии сплавления стыкового сварного соединения толщиной  $S$  с симметричной разделкой кромок.

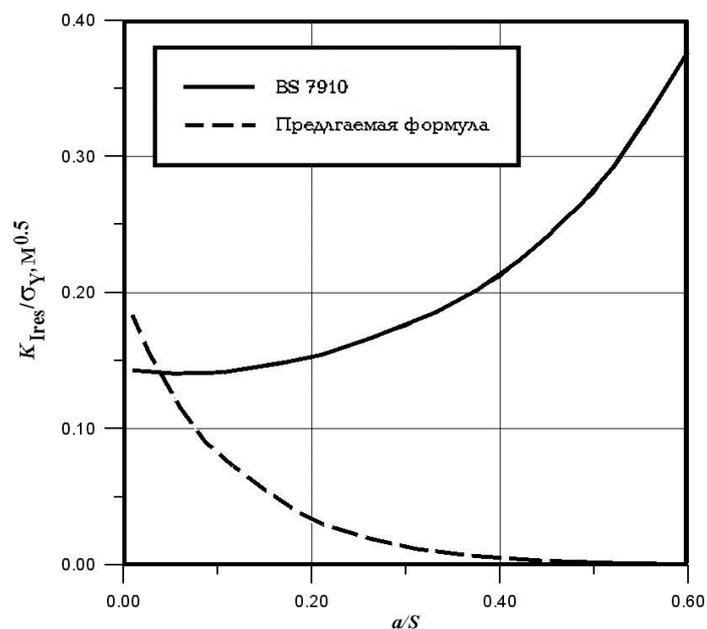


Рисунок 2.9 — Сравнение КИН от остаточных напряжений по формулам BS 7910 и предлагаемой методики для протяжённого дефекта ( $l \gg a$ ) у линии сплавления стыкового сварного соединения толщиной  $S$  с симметричной разделкой кромок.

Получено, что рост глубины дефекта сопровождается абсолютно различным изменением КИН, причём предлагаемый метод показывает, что при приближении кончика трещины к середине толщины, где ОСН сжимающие,  $K_{Ires}$  становится нулевым, в отличие немотивированного роста, получаемого по BS 7910. Таким образом, объяснения, даваемые в BS 7910 по поводу расчёта ОСН, нельзя не признать противоречивыми.

## 2.4 Основной алгоритм определения нагруженности конструкционного элемента

Следуя описанной выше логике, величина  $J$  может быть определена по результату упругого решения – значению  $K_I$  для заданной нагрузки (напряжений) и выбранных размеров дефекта, и величине относительной нагрузки  $L_r$ . Формула (1.31) может быть представлена в виде

$$J = J_{el} / f^2 = J_{el} \cdot f_2, \quad (2.20)$$

где  $f_2 = 1/f^2$  — функция, связывающая полное значение с величиной упругой части, которая, в свою очередь, равна

$$J_{el} = K_I^2 (1 - \nu^2) / E. \quad (2.21)$$

Возникает вопрос, как определять  $J_{el}$  с учётом эксплуатационных и остаточных напряжений — «первичных» и «вторичных» по зарубежной классификации. Особенности расчёта КИН от остаточных сварочных напряжений (ОСН)  $K_{Ires}$  рассмотрены выше, в разделе 2.3. Компонента КИН  $K_I^d$  от эксплуатационных напряжений находится по формуле, являющейся более простым представлением формулы (1.32a):

$$K_I^d = (\sigma_t Y_t + \sigma_b Y_b) \sqrt{\pi a}, \quad (2.22)$$

где  $\sigma_b, \sigma_t$  — изгибная и мембранная (растягивающая) составляющие напряжений, МПа, соответственно, определенные на поверхности, действующие в направлении, перпендикулярном плоскости расчётного дефекта;

$Y_t, Y_b$  — поправочные функции учёта напряжений растяжения и изгиба при определении  $K_I^d$ , зависящие от отношений  $\alpha = l/a$  и  $h = a/S$ , найденные по номограммам [117] или с использованием аппроксимационных формул. Например, при  $\alpha = 3$ ,

— для поверхностной полуэллиптической трещины

$$Y_t = 0.8 + 0.04 h + 0.18 h^2, \quad (2.23)$$

$$Y_b = 0.79 - 1.06 h + 0.464 h^2 - 0.484 h^3 \quad (2.24)$$

$$\text{или } Y_b = 0.77 - 0.80 h - 0.25 h^2, \quad (2.25)$$

— для внутренней эллиптической трещины, большая ось которой расположена на глубине  $0.35S$

$$Y_t = 0.83 - 0.4 h + 6 h^2, \quad (2.26)$$

$$Y_b = 0.26 + 6.6 h^2. \quad (2.27)$$

По аналогии с подходом, принятым ранее в «дельта-проектной кривой» [153, 235], формула (2.21) при малых относительных нагрузках и присутствии ОСН должна включать суммирование КИН от эксплуатационных и остаточных напряжений (эквивалент суммирования напряжений), как это предусмотрено в действующих нормативных документах: согласно BS 7910, суммарная величина  $K_I$  для эксплуатационных напряжений и ОСН определяется по формуле, следующей из (1.33):

$$K_I = K_I^d + K_{res} + \rho K_{mat}, \quad (2.28)$$

где  $K_I^d$  — приложенный упругий КИН,

$K_{res}$  — КИН для ОСН,

$K_{mat}$  — нижняя оценка ( $K_c$ )<sub>L</sub>, получаемая отбрасыванием минимальных результатов испытаний по процедуре, описанной в п. 1.2.2 настоящей работы (величина  $K_{mat}$  не известна при решении задачи определения требований к материалу),

$\rho$  — коэффициент, учитывающий «рост пластической зоны» при увеличении нагрузки.

В современной версии методики «R6» [155, 240], как и в BS 7910, также используется эквивалентная формула, следующая из (1.34), параметры  $\rho$  и  $V$  не являются независимыми:

$$K_I = K_I^d + V \cdot K_{res}. \quad (2.29)$$

С некоторым упрощением, дающим ошибку менее 2%, для металла судовых конструкций и труб можно считать  $V = 1$  в отсутствие приложенных напряжений, иначе, согласно [240], можно принять

$$V = \begin{cases} 1 + 0.22L_r & \text{при } L_r < 0.946 \\ 3.1 - 2L_r & \text{при } 0.946 \leq L_r \leq 1.05 \\ 1 & \text{при } L_r > 1.05 \end{cases} \quad (2.30)$$

Выражения для функции  $f$  в формуле (2.20) несколько отличаются в литературных источниках. На рис. 2.10 представлено сравнение формулы методики «R6» [155, 240]

$$f = (1 - 0.14L_r^2) [0.3 + 0.7\exp(-0.65L_r^6)] \quad (2.31)$$

с формулой SINTAP [228] (1.29), используемой в BS 7910 для материалов, не имеющих плато текучести при напряжениях, равных минимальному физическому пределу текучести  $R_{eL}$ , и формулой (1.30) из BS 7910 для материалов, обладающих плато текучести (как правило, менее прочных).

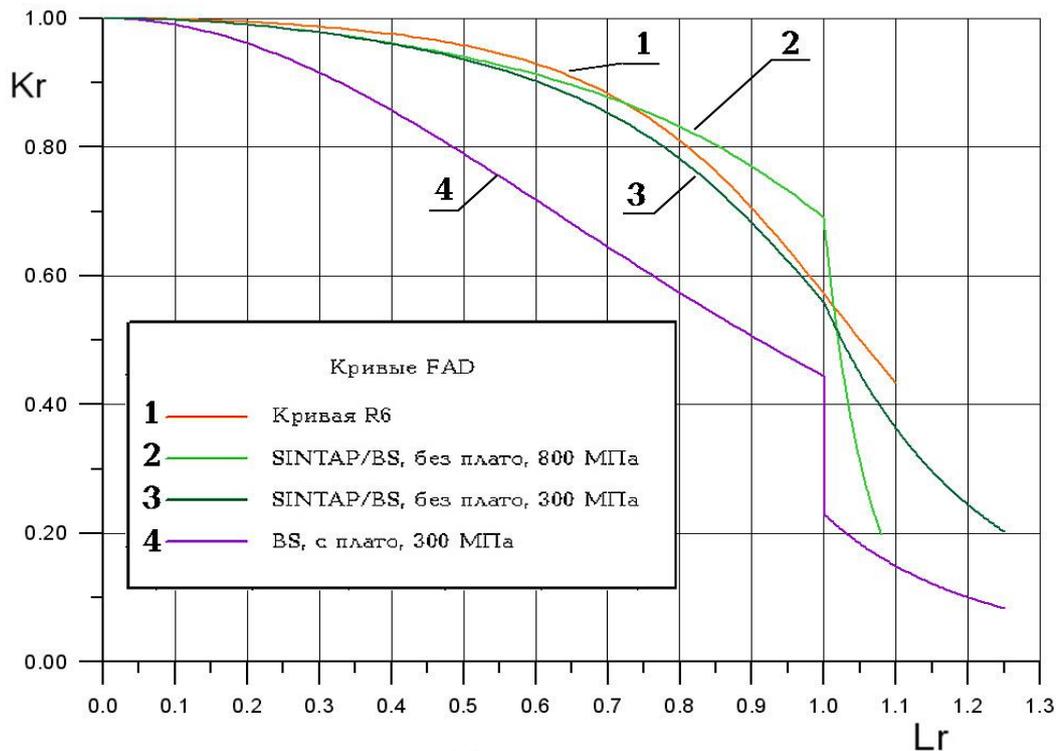


Рисунок 2.10 — Вид функции  $f$  по литературным данным (с учётом категории прочности материала по величине  $\sigma_Y$ ). Указаны значения предела текучести материала для тех случаев, когда оценки дифференцированы в зависимости от него.

Не ясно, насколько адекватно учтено при составлении формул вида (1.29), (1.30), (2.28), (2.29) наличие ОСН при больших нагрузках и образовании зоны пластики у вершины трещины. Для проверки автором рассмотрена модель конструкционного элемента с дефектом в районе линии сплавления сварного соединения (рис. 2.6, 2.7), со следующими размерами: ширина  $t = 210$  мм, толщина  $S = 60$  мм. Рассчитаны МКЭ с учётом ОСН зависимости  $J$ -интеграла от нагрузки, и определена функция  $f$  в формуле (2.20) при расчёте величины  $J_{el}$  в отсутствие ОСН по формулам стандартов на испытания при изгибе [192] и растяжении [150]. Свойства материала, закладываемые в модель, определялись с учётом [2, 42].

Расчёт МКЭ распределений остаточных напряжений и деформаций в модели выполнен Д.М.Артемовым и А.В.Мизецким последовательным наложением «проходов» при решении термической и термомодеформационной задач (последовательность расчётов описана в разделе 2.3). Вклад ОСН, а также тарировочные зависимости величины  $J$  от длины трещины и нагрузки определялись на последнем этапе расчёта модели, в который были перенесены остаточные деформации, полученные при решении сварочной задачи. Задача решена в трёхмерной

упругопластической постановке, никакие упрощения метода расчёта намеренно не применялись. На рис. 2.11 представлен принцип определения J-интеграла, на рис. 2.12 – блок-схема выполненных расчётов.

При моделировании присутствия ОСН или значительных пластических деформаций классическое определение J-интеграла по стандартной процедуре комплекса ANSYS Mechanical как результата интегрирования по заданному контуру становится некорректным в связи с нарушением его инвариантности, то есть появляется зависимость от выбора контура интегрирования. Эта известная проблема неоднократно освещалась в литературе. В то же время, численная методика «одной диаграммы нагружения» – метод определения  $J$  как отношения изменения потенциальной энергии тела при продвижении трещины с исходным размером  $a$  на величину  $\Delta a$  при фиксированном перемещении (отсутствии работы внешней нагрузки) — не может быть использована в данном случае потому, что принципиально определяет J-интеграл только для упругого тела и непригодна для пластических задач.

Поэтому здесь и далее в работе применён более трудоёмкий метод вычисления J-интеграла по диаграммам нагружения для тел с трещинами длиной  $a$  и  $a+\Delta a$  (аналогично экспериментальному методу Бегли-Ландеса [145]). Величина  $J$  определяется как отношение разности потенциальной энергии для тел с трещинами  $a$  и  $a+\Delta a$  к величине  $\Delta a$ , рис. 2.11. При расчётах оба тела нагружаются от нуля.

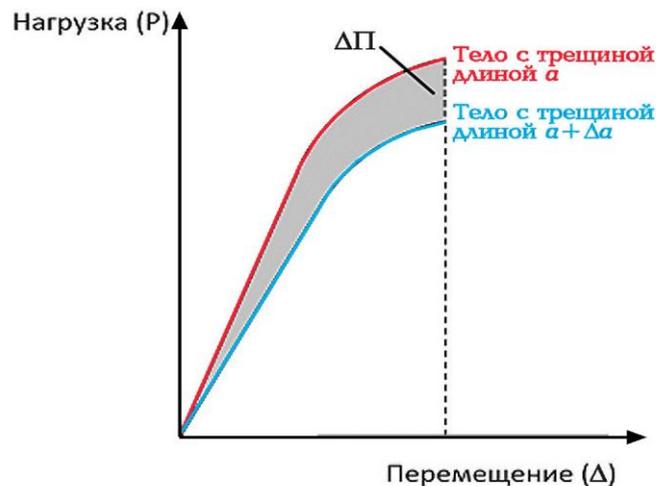


Рисунок 2.11 – Принцип расчёта J-интеграла МКЭ по двум диаграммам нагружения аналогично методу Бегли-Ландеса [145].

Следуя методу Бегли-Ландеса, J-интеграл определялся как изменение полной энергии системы «образец + трещина»  $\Delta\Pi$  при подросе трещины на величину  $\Delta a$ ,

отнесённое к толщине металла  $S$  (в данном случае высота образца совпадает с толщиной проката,  $W = S$ ):

$$J = -\frac{\Delta\Pi}{\Delta a} \cdot \frac{1}{S}, \quad (2.32)$$

для получения упругой составляющей  $J_{el}$  определялось изменение части  $\Delta\Pi$ , связанной с изменением упругой податливости тела при виртуальном подросе трещины.

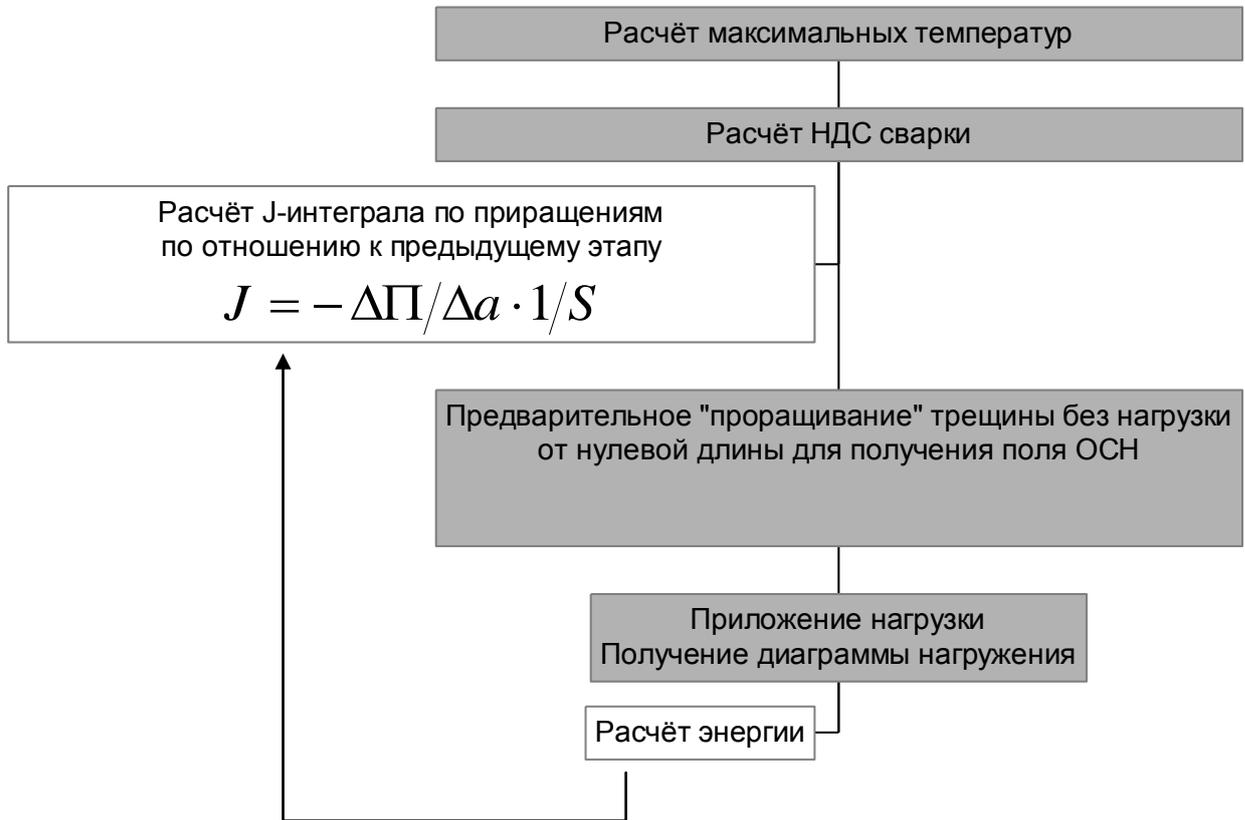


Рисунок 2.12 – Блок-схема вычислений J-интеграла МКЭ по двум диаграммам нагружения аналогично методу Бегли-Ландеса [145].

В качестве материала модели принята судостроительная сталь с пределом текучести  $\sigma_Y \approx 500$  МПа. На рис. 2.8, б показано распределение поперечной ко шву компоненты напряжений перед началом раскрепления узлов для получения трещины. Полученное распределение ОСН хорошо согласуется с характерными распределениями для стыковых многопроходных швов: сжатие в корне и растяжение в месте сопряжения усиления и основного металла.

Были решены четыре задачи: нагружение растяжением и нагружение изгибом с учётом ОСН и без учёта ОСН с моделированием присутствия трещины различной глубины до 14 мм от поверхности основного металла (с шагом 1 мм). Деформационные

задачи решались в упругопластической постановке, чтобы исключить неопределённости, связанные с применением упрощений – переходом к решению в упругой постановке. При этом J-интеграл вычисляли методом Бегли-Ландеса. Для каждого шага расчёта получены значения нагрузки  $P$ , приложенной к модели.

Необходимо ещё раз подчеркнуть, что целью расчёта не являлось желание изменить общепринятые кривые FAD, но подобрать функции в расчётных формулах, позволяющие наилучшим образом консервативно (с приемлемой переоценкой) определить нагруженность (J-интеграл) в применении к судостроительным и трубным материалам в сварных конструкциях с экстремально высоким уровнем ОСН.

Возвращаясь к аналогии с подходом, принятым ранее в «дельта-проектной кривой» [153, 235], формула (2.21) при больших относительных нагрузках и присутствии ОСН может включать суммирование упругих частей J-интеграла от приложенных напряжений и ОСН (фактически, суммирование деформаций) с коэффициентом  $f_1$ , который отвечает за учёт взаимодействия полей пластической деформации при одновременном действии эксплуатационных и остаточных нагрузок,

$$J = \frac{1 - \nu^2}{E} \left[ (K_1^d)^2 + (K_{\text{Ires}})^2 f_1 \right] f_2, \quad (2.33)$$

где  $K_1^d$  представляет из себя КИН от эксплуатационных нагрузок,

$K_{\text{Ires}}$  – от действия ОСН,

$f_1 = 1 + 25L_r^2(1 - L_r)$  – функция, учитывающая одновременное действие двух конкурирующих процессов при росте приложенной нагрузки — увеличения трёхосности НДС в присутствии ОСН и релаксации ОСН при больших нагрузках, определённая по результатам расчётов МКЭ.

Далее, необходимо обеспечить преемственность соотношений (2.29) и (2.33) при увеличении относительной нагрузки. Для использования в расчётной методике предлагаются формулы

$$f_1 = 1 + 25L_r^2(1 - L_r) + 2 \frac{K_1^d}{K_{\text{Ires}}}(1 - L_r), \quad (2.34)$$

$$f_2 = 1 + 19(L_r - 0.25)^6. \quad (2.35)$$

Для проверки пригодности описанных подходов остаётся найти абсциссу  $L_r$ . Относительная нагрузка  $L_r$  определяется как отношение референсных (эквивалентных

приложенных) напряжений  $\sigma_{\text{ref}}$  к пределу текучести материала  $\sigma_Y$ . Автор не претендует на собственный вариант соотношений, описывающих референсные напряжения для дефектов в конструкциях, однако для образцов с краевой трещиной пришлось на основании упомянутых выше расчётов МКЭ, а также результатов испытаний образцов выполнить некоторые корректировки.

Основные рассматриваемые типы дефектов:

1. Поверхностная полуэллиптическая трещина в широкой пластине, нагруженной равномерными удалёнными растягивающими напряжениями и изгибом, для которой в кандидатской диссертации автора [124] используется формула для расчёта референсных напряжений в виде

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{\sigma_b/3 + \sqrt{\sigma_b^2/9 + \sigma_t^2}}{(1-\zeta)^{0.42}}, \quad (2.36)$$

где  $\zeta = \frac{al}{S(l+2S)}$ ,

данная формула более проста и даёт тот же результат, что и соотношение Диллстрёма и Саттари-Фар (Dillström, Sattari-Far), приведённое в [224]:

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{(1-\zeta)^{1.58} \sigma_b/3 + \sqrt{(1-\zeta)^{3.16} \sigma_b^2/9 + (1-\zeta)^{3.14} \sigma_t^2}}{(1-\zeta)^2}. \quad (2.37)$$

Напротив, в стандарт BS 7910 [149] включена формула

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{\sigma_b/3 + \sqrt{\sigma_b^2/9 + \sigma_t^2(1-\zeta)^2}}{(1-\zeta)^2}, \quad (2.38)$$

которая в выбранном примере (рис. 2.13) даёт до 15% больший результат.

Как показал анализ литературных источников, формула для референсных напряжений (2.38), включённая в BS 7910 [149], основана на ранних аналитических решениях Виллоугби и Доуи (Willoughby & Davey), принятых ещё в предыдущем стандартном документе BS PD 6493 [153], когда тело с полуэллиптическим дефектом приводилось к телу со сквозной краевой трещиной, дающей эквивалентный уровень нагрузки. Формулы Диллстрёма и Саттари-Фар [224] основаны на исследовании НДС в окрестности полуэллиптических дефектов МКЭ и более точно учитывают особенности нагружения.

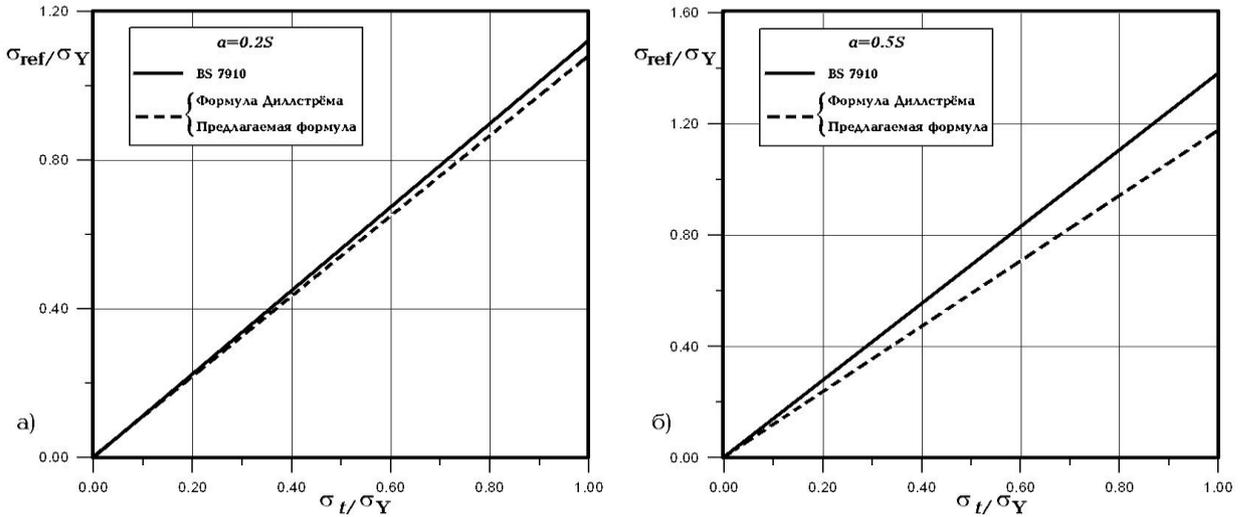


Рисунок 2.13 — Сравнение формул для расчёта референсных напряжений для поверхностного дефекта глубиной  $a = 0.2S$  (а) и  $a = 0.5S$  (б) в широкой пластине ( $l/a=3$ ,  $\sigma_b/\sigma_t=0.2$ ).

2. Внутренняя эллиптическая трещина в широкой пластине, нагруженной равномерными удалёнными растягивающими напряжениями и изгибом,

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{\zeta\sigma_t + \sigma_b/3 + \sqrt{(\zeta\sigma_t + \sigma_b/3)^2 + [(1-\zeta)^2 + 4\gamma\zeta]\sigma_t^2}}{(1-\zeta)^2 + 4\gamma\zeta}, \quad (2.39)$$

где  $\zeta = \frac{2al}{S(l+2S)}$ ,  $\gamma = (e-a)/S$ ,

$e$  — глубина расположения большой оси эллипса относительно поверхности.

Формула (2.39) представлена как в [149], так и в [224], она основана на аналитических решениях Виллоугби и Доуи.

3. Сквозная краевая трещина

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{\zeta\sigma_t + \sigma_b/3 + \sqrt{(\zeta\sigma_t + \sigma_b/3)^2 + (1-\zeta)^2\sigma_t^2}}{(1-\zeta)^2} \quad [224], \quad (2.40)$$

или

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{\sigma_b/3 + \sqrt{\sigma_b^2/9 + \sigma_t^2}}{1-\zeta} \quad [149], \quad (2.41)$$

где  $\zeta = a/S$  (для образцов  $S = W$ , то есть высота образца). Формула (2.41), возможно, содержит опечатку, в предыдущих версиях BS 7910 в знаменателе имеется степень.

Для корректного определения  $L_t$  в задачах, моделирующих тело с краевой трещиной, необходимо учитывать факт реализации высокой жёсткости напряжённого состояния в нетто-сечении изгибаемой пластины с трещиной (эффект «перенапряжения»), когда НДС у вершины трещины ближе к ПД, чем к ПНС [215].

Для получения обоснования формул вида (2.40) исследовано нагружение тел с краевой трещиной изгибом и растяжением.

При трёхточечном изгибе максимальная нагрузка составляет

$$F_{\max} = k \frac{(W - a)^2 t \sigma_Y}{L}, \quad (2.42)$$

где  $L$  — величина пролёта между опорами,

$k$  зависит от соотношения ПНС и ПД на фронте трещины и по результатам испытания образцов SENB различной конфигурации (данные приведены в главе 3) может быть принят равным 1.4 для образцов с  $W=2t$  и глубокой трещиной, и 1.8...2 для образцов квадратного сечения и широких образцов,

$$k = \min [1.2t/W + 0.8, 2], \quad (2.43)$$

отсутствие изменения коэффициента  $k$  при  $t/W \geq 1$  показано, например, в [213]. Изгибные брутто-напряжения без учёта дефекта, которые могут быть использованы конструктором в расчёте прочности,

$$\sigma_b = \frac{3FL}{2tW^2}. \quad (2.44)$$

Условие достижения пластического коллапса, приведённое в стандарте BS 7910, соответствует достижению максимальной относительной нагрузки,

$$L_{r,\max} = \frac{\sigma_U + \sigma_Y}{2\sigma_Y}. \quad (2.45)$$

Для нагружения трёхточечным изгибом, вводя коэффициент  $\varphi_b$ , можно записать

$$\frac{2}{3} \frac{\varphi_b}{(1-\zeta)^2} \frac{(\sigma_b)_{\max}}{\sigma_Y} = \frac{\sigma_U + \sigma_Y}{2\sigma_Y} \approx 1.1, \text{ где } \zeta = a/S. \quad (2.46)$$

Тогда величина коэффициента  $\varphi_b$  составит

$$\varphi_b = \frac{1.1}{\min [1.2t/W + 0.8, 2]}. \quad (2.47)$$

Проверка предлагаемых соотношений была выполнена подстановкой результатов испытания образцов SENB, показавших значительный стабильный подрост трещины перед разрушением, а также модельных расчётов МКЭ при нагружении трёхточечным изгибом:

1) образец SENB имел следующие параметры:  $W = 100$  мм,  $t = 49.6$  мм,  $a = 57.2$  мм,  $L = 400$  мм,  $\sigma_Y = 700$  МПа, максимум нагрузки при испытании был достигнут при значении  $F_{\max} = 228680$  Н. Получено  $\sigma_b = 277$  МПа,  $2/3\varphi_b/(1-\zeta)^2 = 2.87$ ,  $L_{r,\max} = 1.14$ .

2) модель конструкционного элемента с трещиной (рис. 2.4) имела размеры  $W = 60$  мм,  $t = 210$  мм,  $a = 14$  мм,  $L = 590$  мм,  $\sigma_Y = 500$  МПа, максимум нагрузки по формуле (2.42)  $F_{\max} = 753152$  Н. Получено  $\sigma_b = 878$  МПа,  $2/3\varphi_b/(1-\zeta)^2 = 0.624$ ,  $L_{r, \max} = 1.10$ .

3) широкий образец SENB имел размеры  $W = 36$  мм,  $t = 74.1$  мм,  $a = 19$  мм,  $L = 140$  мм,  $\sigma_Y = 465$  МПа, максимум нагрузки при испытании был достигнут при значении  $F_{\max} = 133240$  Н. Получено  $\sigma_b = 291$  МПа,  $2/3\varphi_b/(1-\zeta)^2 = 1.64$ ,  $L_{r, \max} = 1.03$ .

4) образец SENB квадратного сечения имел размеры  $W = 34$  мм,  $t = 34$  мм,  $a = 19$  мм,  $L = 120$  мм,  $\sigma_Y = 465$  МПа, максимум нагрузки при испытании был достигнут при значении  $F_{\max} = 58400$  Н. Получено  $\sigma_b = 267$  МПа,  $2/3\varphi_b/(1-\zeta)^2 = 1.88$ ,  $L_{r, \max} = 1.08$ .

5) образец SENB с короткой трещиной имел размеры  $W = 50.1$  мм,  $t = 49.7$  мм,  $a = 17.7$  мм,  $L = 197$  мм,  $\sigma_Y = 700$  МПа, максимум нагрузки при испытании был достигнут при значении  $F_{\max} = 318200$  Н. Получено  $\sigma_b = 754$  МПа,  $2/3\varphi_b/(1-\zeta)^2 = 0.89$ ,  $L_{r, \max} = 0.95$ .

Таким образом, в результате проверки показано, что пластический коллапс наступает при ожидаемой относительной нагрузке  $L_{r, \max} \approx 1.1$ .

При растяжении образцов с краевой трещиной типа SENT, где фактически разрешён поворот сечения с трещиной (даже для образцов с защемлёнными концами ввиду их большой длины), максимальная нагрузка может быть представлена формулой, основанной на экспериментальных результатах испытания крупномасштабных образцов с глубиной трещины  $a = (0.075...0.22)S$  (результаты приведены в главе 3):

$$F_{\max} = tW(1-\zeta)^{0.6}(\sigma_Y + \sigma_U)/2, \text{ где } \zeta = a/S. \quad (2.48)$$

Принимая брутто-напряжения растяжения равными

$$\sigma_t = \frac{F}{tW}, \quad (2.49)$$

условие пластического коллапса с введением коэффициента  $\varphi_t$  будет иметь вид

$$\frac{\varphi_t}{(1-\zeta)^2} \frac{(\sigma_t)_{\max}}{\sigma_Y} = \frac{\sigma_U + \sigma_Y}{2\sigma_Y}, \quad (2.50)$$

при этом величина коэффициента  $\varphi_t$  составит

$$\varphi_t = 1.1/(1 + 2.5\zeta). \quad (2.51)$$

Проверка данного выражения выполнена по следующим результатам расчётов и экспериментов на образцах, показавших значительный стабильный подрост трещины перед разрушением:

1) модель конструкционного элемента с трещиной (рис. 2.4) имела размеры  $W = 60$  мм,  $t = 210$  мм,  $a = 14$  мм,  $\sigma_Y = 500$  МПа, предельное напряжение по расчёту  $\sigma_t = 478$  МПа,  $\varphi_t/(1-\zeta)^2 = 1.18$ ,  $L_{r, \max} = 1.13$ .

2) образец SENT (pinned) квадратного сечения имел размеры  $W = 49.9$  мм,  $t = 49.5$  мм,  $a = 16$  мм,  $\sigma_Y = 700$  МПа, максимум нагрузки при испытании был достигнут при значении  $F_{\max} = 1351540$  Н. Получено  $\sigma_t = 547$  МПа, формула (2.49),  $\varphi_t/(1-\zeta)^2 = 1.32$ ,  $L_{r, \max} = 1.03$ .

3) образец SENT (pinned) с глубокой трещиной имел размеры  $W = 99.9$  мм,  $t = 50.0$  мм,  $a = 63.4$  мм,  $\sigma_Y = 520$  МПа, максимум нагрузки при испытании был достигнут при значении  $F_{\max} = 1032000$  Н. Получено  $\sigma_t = 207$  МПа, формула (2.49),  $\varphi_t/(1-\zeta)^2 = 3.19$ ,  $L_{r, \max} = 1.27$ .

Полученные результаты удовлетворительно совпадают с ожидаемой величиной максимальной относительной нагрузки  $L_{r, \max}$ .

Для случая комбинированного нагружения растяжением и изгибом, принимая такой же способ суммирования напряжений изгиба и растяжения, как в формуле (2.36), в частности, рассмотренный в работе [215], с учётом (2.47) и (2.51), получено

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{\varphi_b \sigma_b / 3 + \sqrt{(\varphi_b \sigma_b / 3)^2 + (\varphi_t \sigma_t)^2}}{(1 - \zeta)^2}. \quad (2.52)$$

Адекватность предлагаемых формул была оценена при их совместном использовании. Рассмотрена модель конструкционного элемента с трещиной, рис. 2.7. Значения  $K_I^d$  принимались из расчёта МКЭ,  $K_{I_{\text{res}}}$  по формулам (2.8) и (2.12),  $K_{I_{\text{res}}} = 30$  МПа·м<sup>0.5</sup>. Результаты расчётов МКЭ и применения разработанных формул представлены на рис. 2.14 и 2.15. Показано снижение консерватизма оценки нагруженности по сравнению со стандартным подходом с сохранением суммирования КИН без применения дополнительных коэффициентов ( $V = 1$ ) вплоть до относительной нагрузки  $L_r \approx 0.7$ .

Если рассчитывать требуемую величину трещиностойкости по предлагаемой процедуре с учётом всех разработок, представленных в настоящей главе, в детерминированной постановке, с коэффициентом запаса, равным 1, она оказывается на порядок ниже уровня «абсолютного» критерия отсутствия хрупких разрушений (1.20), ранее полученного с использованием «CTOD design curve» [47]. Таким образом,

задача сводится к обоснованному назначению величины коэффициента запаса в (1.23).

Для этого был выполнен численный эксперимент, описанный в главе 5.

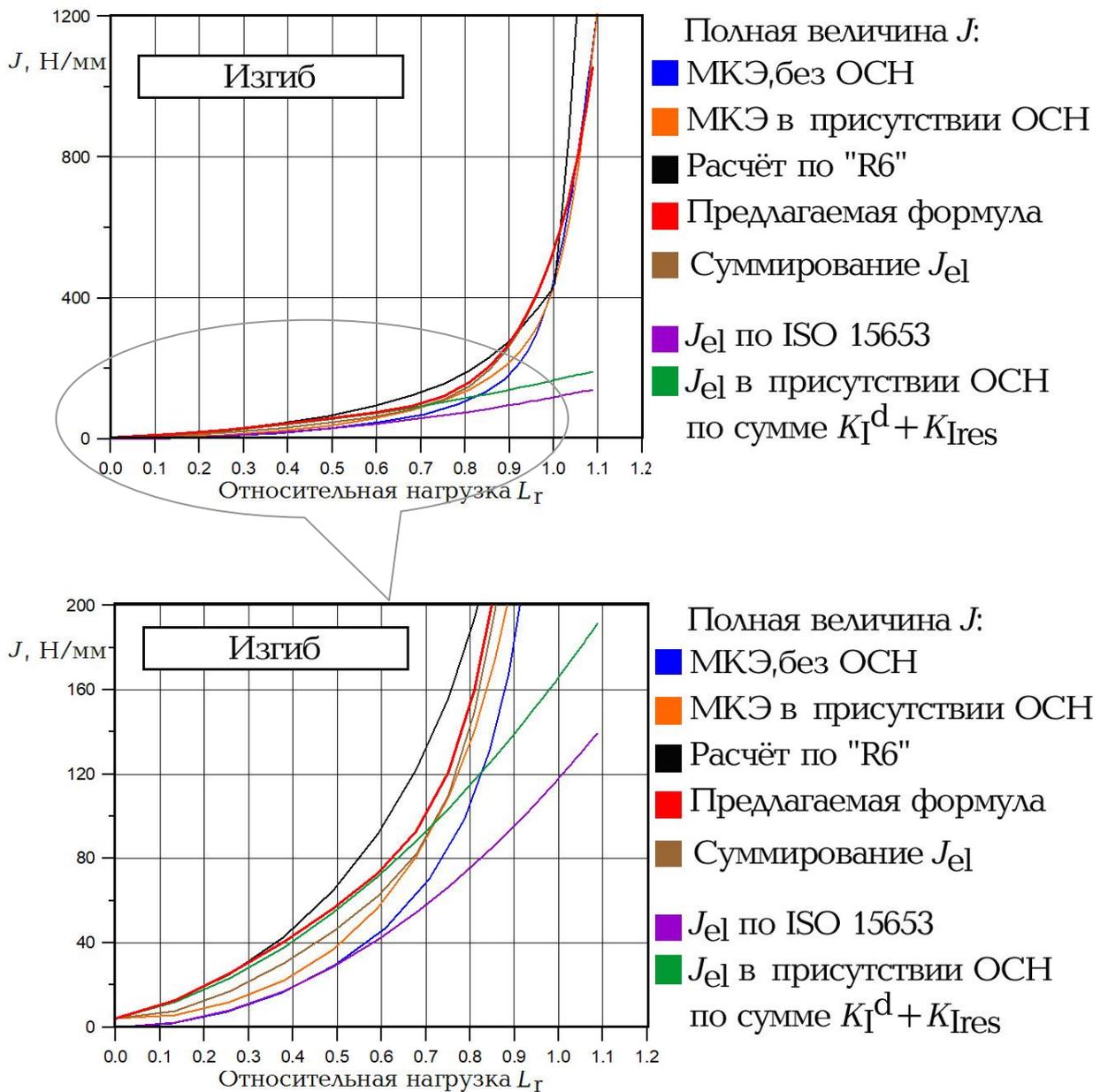


Рисунок 2.14 — Сравнение расчётных соотношений для нагруженности сварного конструкционного элемента с дефектом ( $J$ -интеграла) в присутствии ОСН при нагружении трёхточечным изгибом. Графики представлены в различном масштабе. Красная кривая, соответствующая предлагаемой формуле (2.33) с учётом (2.34) и (2.35), объединяет решения для суммирования КИН при малых нагрузках (зелёная линия) и суммирования  $J_{el}$  при высоких нагрузках (коричневая линия). Результат оказывается ближе к результатам расчёта МКЭ (оранжевая линия), чем применение формул методики «R6» и BS 7910 (чёрная линия).

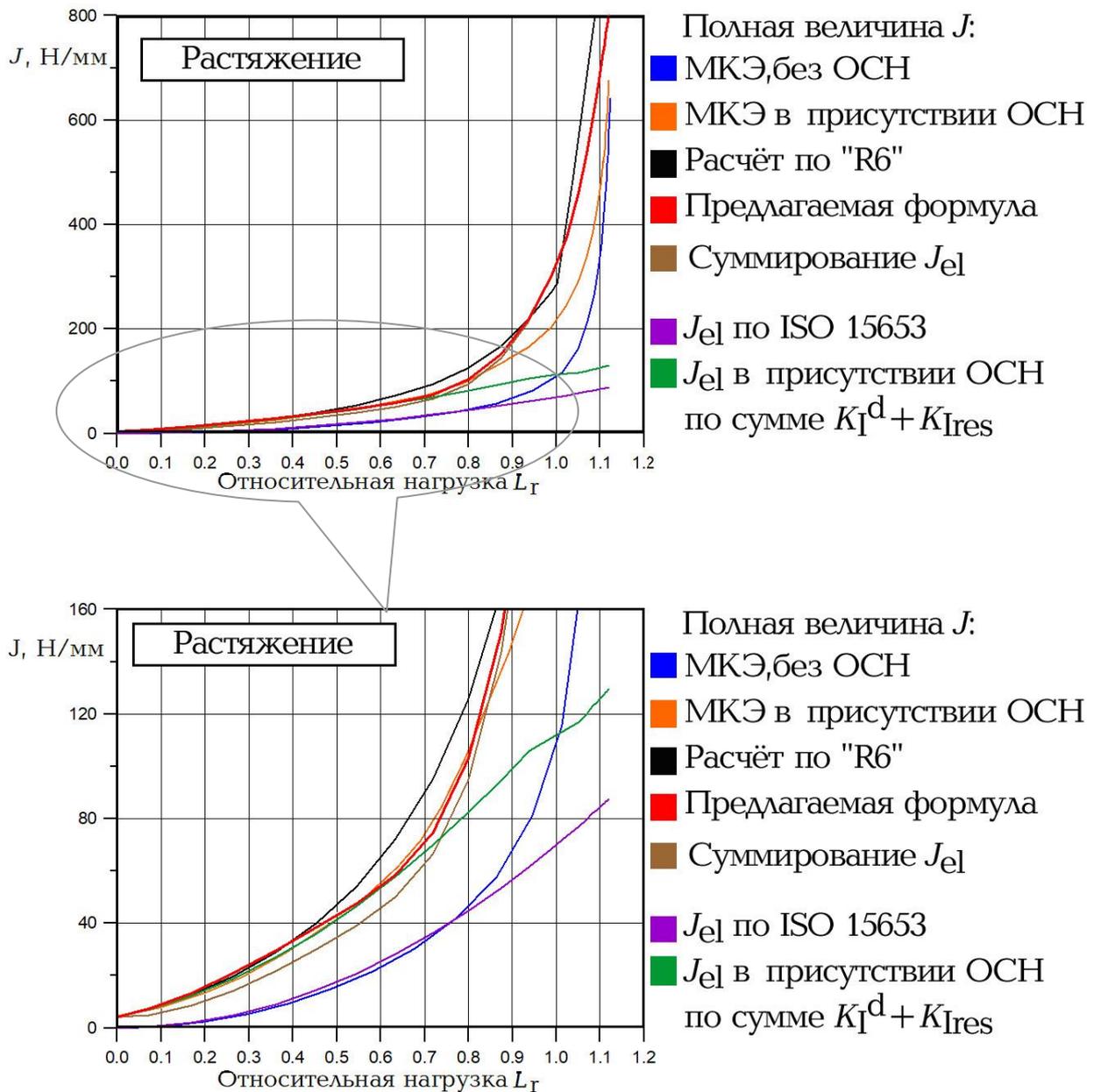


Рисунок 2.15 — Сравнение расчётных соотношений для нагруженности сварного конструкционного элемента с дефектом ( $J$ -интеграла) в присутствии ОСН при нагружении растяжением (с возможностью дополнительного изгиба). Графики представлены в различном масштабе. Красная кривая, соответствующая предлагаемой формуле предлагаемой формуле (2.33) с учётом (2.34) и (2.35), объединяет решения для суммирования КИН при малых нагрузках (зелёная линия) и суммирования  $J_{eI}$  при высоких (коричневая линия).

В представленные формулы для относительной нагрузки входят размеры дефекта. Если таковые не известны, что имеет место при решении основной задачи определения требований к трещиностойкости материала, возникает вопрос о размерах «расчётного» дефекта, который обсуждается в разделе 2.5.

## 2.5 Размер дефекта

### 2.5.1. Расчётный дефект для основного металла

Практика анализа случаев разрушения с разрезкой на макрошлифы показывает, что трещина, зародившаяся в зоне шва, обычно выходит в основной металл, рис. 2.16, также это отмечалось в [238].

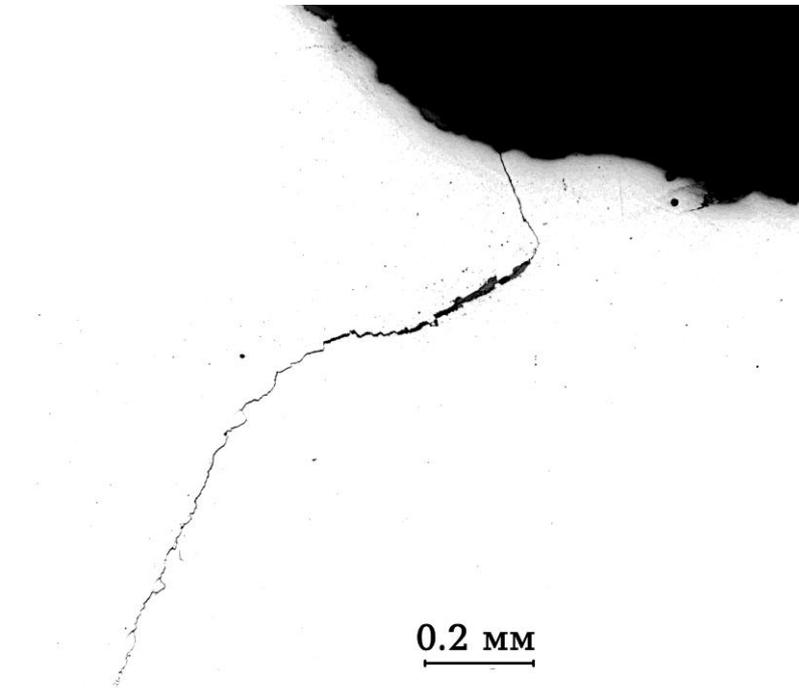


Рисунок 2.16 — Трещина, распространяющаяся от концентратора стыкового сварного шва.

Опасность такого дефекта состоит в возможности его роста при воздействии циклических эксплуатационных нагрузок, см. раздел 1.1.7 (тогда можно откорректировать размер дефекта по формулам главы 1), или динамических нагрузок. Таким образом, для основного металла в качестве расчётного дефекта можно принять полуэллиптическую трещину с размерами, отличающимися от расчётного дефекта в сварном соединении на величину значимого подраста, который принимается, исходя из ожидаемого числа циклов нагружения и действующих нагрузок при эксплуатации [36].

### 2.5.2. Расчётный дефект для металла сварного соединения

Технологические дефекты в металле шва или на линии сплавления могут представлять опасность как при их исходных размерах, так и вследствие их увеличения при наличии усталостных нагрузок. Выше отмечалось, что выбор конкретных размеров расчётного дефекта может быть не столь принципиальным, если существует взаимное согласование этого выбора с доверительной вероятностью, с которой определяется

трещиностойкость, то есть фактически с величиной коэффициента запаса  $n_1$  в условии прочности. Тем не менее, должен быть соблюден общий принцип: размеры расчётного дефекта должны соответствовать низкой вероятности его существования в конструкции при используемой системе неразрушающего контроля. Тенденция к увеличению размера дефекта  $a$  с возрастанием  $S$  должна быть ограничена сверху размерами сечения валика шва (порядка 12 мм при автоматической сварке под флюсом при максимально допустимых погонных энергиях), рис. 2.17.

### 2.5.2.1 Ультразвуковой контроль

В настоящее время при строительстве конструкций морской техники, магистральных трубопроводов и иных сварных конструкций ответственного назначения основным методом неразрушающего контроля является УЗК, что обсуждалось в главе 1. Сварные соединения МСП и ПБУ, относящиеся к категории «специальных», подлежат УЗК в 100% объёме, то же относится и к продольным и кольцевым швам трубопроводов. В этом случае на основании накопленных статистических данных И.Н.Ермолова и Ю.В.Ланге [34] принимают, что близкую к 100% выявляемость имеет дефект с площадью, как минимум, в десять раз превышающей поисковую чувствительность, назначаемую при контроле согласно нормативным документам.

Согласно ВрРД 34-1.-01-96 «Контроль качества сварных соединений конструкций днищевых секций МЛСП «Приразломная», ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей», 1996г., одобренной РМРС 10.01.1997г. и принятой при строительстве платформы, поисковая чувствительность  $s$  (площадь эталонных отражателей) была принята равной 4 мм<sup>2</sup> для толщины от 25 до 40 мм, 5 мм<sup>2</sup> для толщины от 41 до 60 мм, 7 мм<sup>2</sup> для толщины более 60 мм, то есть увеличивалась примерно пропорционально толщине конструктивных элементов. В актуальной редакции части XIV Судовых Правил Регистра [110] установлена площадь эталонных отражателей 1.76 мм<sup>2</sup> для толщины до 15 мм, 4.9 мм<sup>2</sup> до 40 мм и 7 мм<sup>2</sup> свыше 40 до 100 мм. Таким образом, величина данной площади может быть принята пропорциональной толщине,

$$s[\text{мм}^2] \approx 0.12S[\text{мм}]. \quad (2.53)$$

Принимая из соображений наибольшего консерватизма оценок, что отношение глубины дефекта к его длине  $a/l = 1:3$  (что обеспечивает наибольшее значение  $K_I$  при варьировании отношения  $a/l$  при условии постоянства площади дефекта), и рассматривая его как поверхностную полуэллиптическую трещину, получено

$$3/4 \pi a^2 \geq 10s.$$

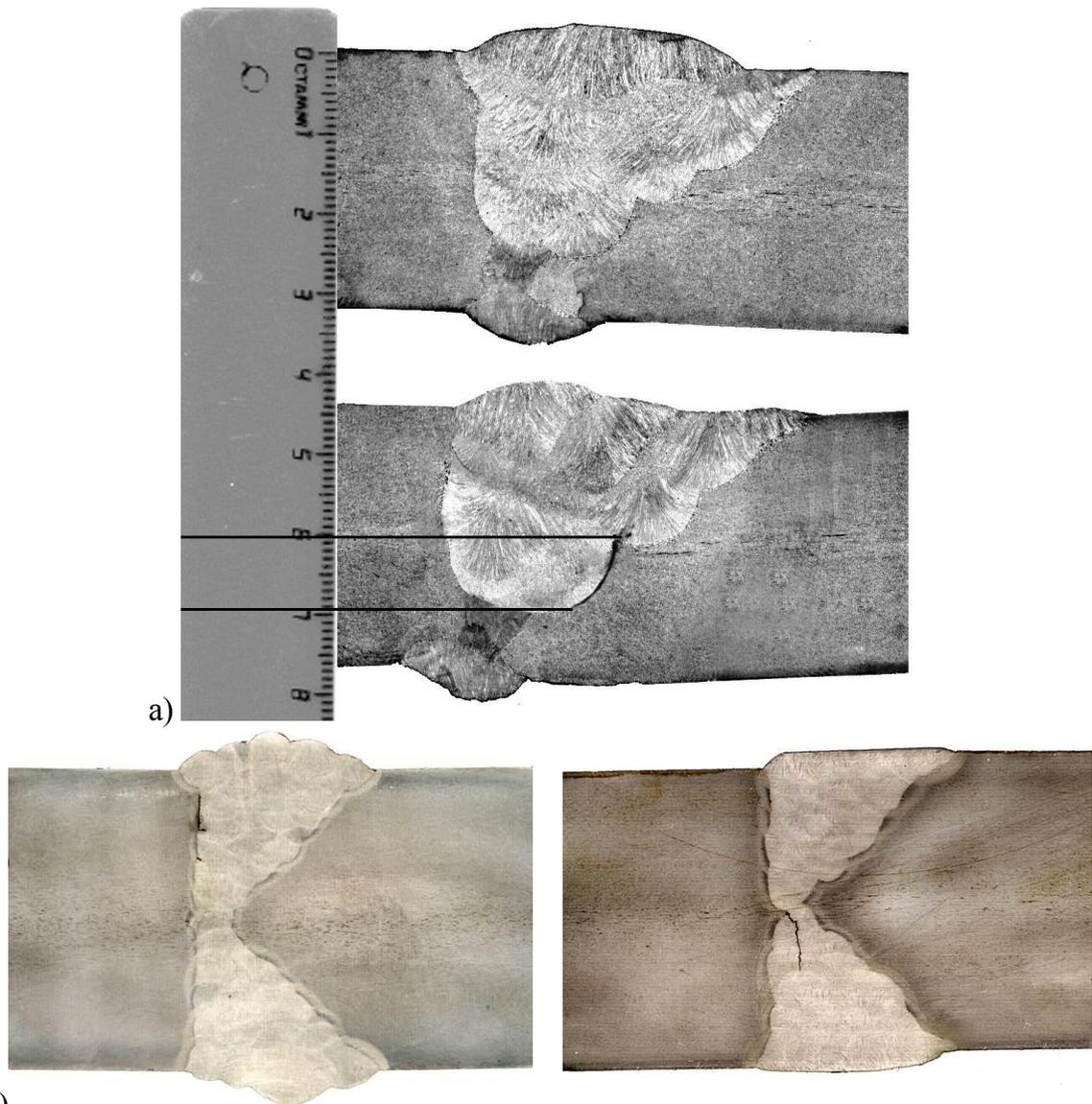


Рисунок 2.17 — Размеры дефектов в сварных соединениях: а) автоматическая сварка под флюсом, б) полуавтоматическая сварка в защитном газе

Из (2.23), (2.24) следует первая из оценок выявляемости дефектов (при измерении глубины трещины и толщины в мм)

$$a = 0.71\sqrt{S}, \quad (2.54)$$

что с округлением составляет

- $a = 4.5$  мм,  $l = 13.5$  мм для толщины от 25 до 40 мм;
- $a = 5.5$  мм,  $l = 16.5$  мм для толщины от 41 до 60 мм;
- $a = 7$  мм,  $l = 21$  мм для толщины от 61 до 100 мм.

Эти размеры дефектов являются надёжно выявляемыми.

Другая количественная оценка вероятности выявления дефектов определённого размера выполнена на основе статистических данных о связи размеров дефекта в сварном шве с ожидаемым их количеством в единице объёма металла. Согласно обзору

литературных данных, приводимому в [224], вероятность появления в заданном объёме металла сварного соединения пропущенного УЗК дефекта наибольшей глубины, не превышающей  $a$ , представима показательной функцией распределения

$$P|_{x \leq a} = 1 - \exp(-a/a_0), \quad (2.55)$$

где  $a_0$  — математическое ожидание размера дефекта.

Для оценки величины  $a_0$  использованы результаты испытаний nick-break по стандарту API 1104 (разрыв по металлу шва, по сечению, ослабленному боковыми надрезами), выполненных лабораторией «Промтест КМ» в ходе работ по проекту «Сахалин-2» в рамках контроля качества металла стыковых сварных соединений магистральных наземных трубопроводов, рис. 2.18.

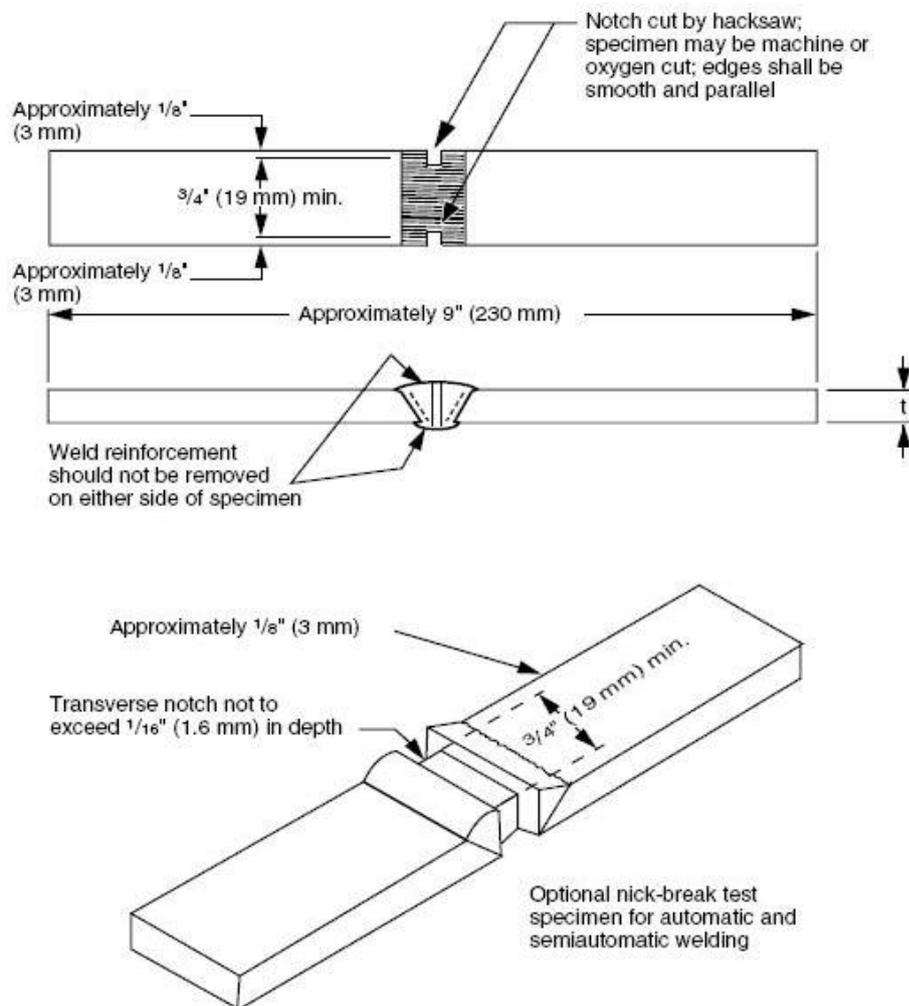


Рисунок 2.18 — Образцы для испытаний nick-break согласно API 1104. Указания на рисунке: образцы вырезают механическим способом или кислородной резкой, надрезы выполняют пилой, усиление шва не снимают.

Испытывался каждый сотый стык. В изучаемую выборку включены результаты испытания 1 250 образцов толщиной от 10 до 32 мм (большая часть – 25 мм или 1 дюйм, средняя толщина соответствовала этому значению), вырезанных из стыков,

успешно прошедших 100% УЗК. То есть, согласно результатам УЗК, недопустимые дефекты в этих швах отсутствовали. Однако ряд дефектов был обнаружен в изломах образцов, пример представлен на рис. 2.19.

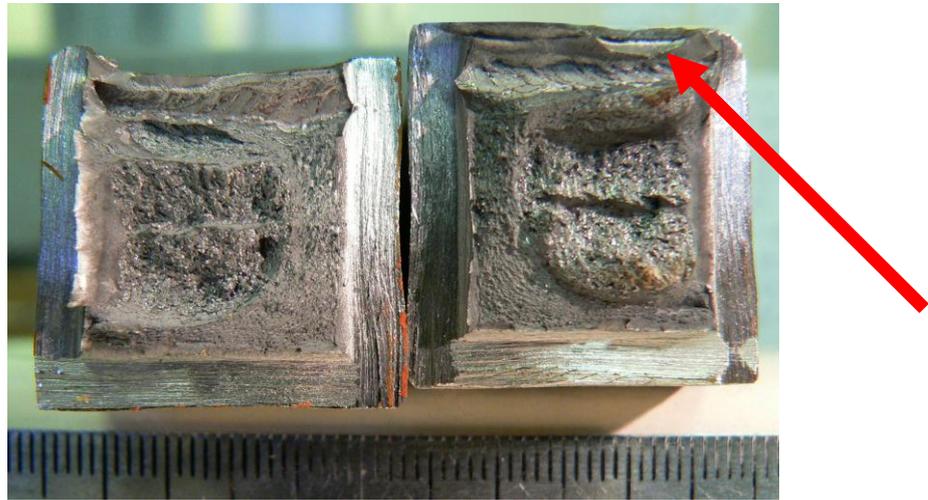


Рисунок 2.19 — Вид излома образца nick-break с обнаруженным дефектом

На рис. 2.20 показана гистограмма глубины дефектов в изломах образцов и значения накопленной интегральной вероятности обнаружения дефекта с глубиной, не превышающей  $a$ , определённые по этим данным [43]. Подтверждено, что они удовлетворительно описываются зависимостью (2.25) при значении параметра распределения  $a_0 = 0.72$  мм.

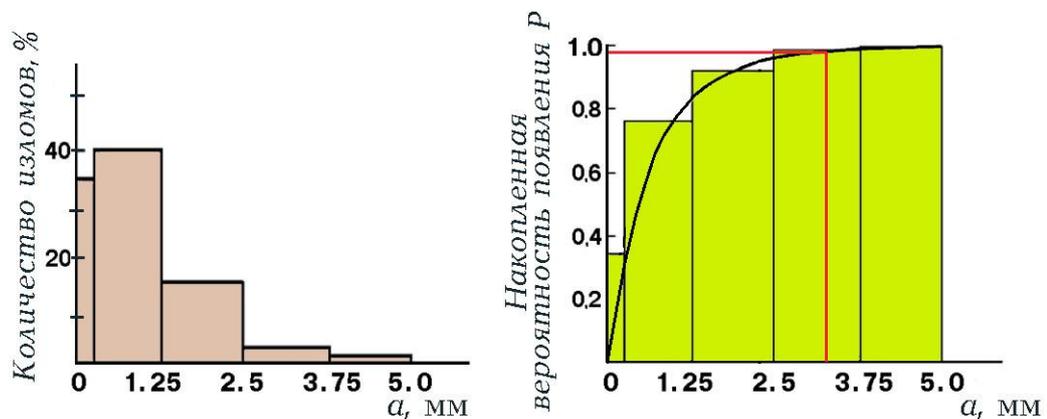


Рисунок 2.20 — Распределение максимальных размеров дефектов в изломах проб «Nick-Break» для толщины около 25 мм: а) гистограмма, б) накопленная вероятность появления [124].

Не обнаруженные УЗК дефекты представляли собой протяжённые шлаковые включения, несплавления, а также цепочки шлаковых включений. В результате испытаний было обнаружено 7 дефектов с размерами, превосходящими предполагаемые по формуле (2.24) размеры расчётного дефекта для толщины 25 мм

( $a = 3.55$  мм), что соответствует вероятности 0.994 не превышения рассчитанного размера дефекта. Этим подтверждено, что оценки Ермолова и Ланге действительно соответствуют высокой вероятности обнаружения дефектов.

Таким образом, на основании результатов испытаний nick-break и литературных данных для единичной длины сварного шва, равной толщине  $S$ , принято

$$P_{|x \leq a} = 1 - \exp(-a/(0.14\sqrt{S})). \quad (2.56)$$

Данная оценка соответствует возможности превышения размера  $a$  присутствующего в сварном соединении дефекта с экспериментально определённой вероятностью

$$7/1250 \cdot 100\% = 0.56\%,$$

и оказывается согласованной с вероятностью обнаружения дефекта: при подстановке (2.54) в (2.56) получается

$$\exp(-0.71/0.14) \cdot 100\% = 0.63\%.$$

Формула (2.56) относится к выявлению дефекта с максимальным размером  $x$  лишь в элементарном объёме металла сварного шва, размер которого равен  $S \times S \times S$ . Коррекция размеров расчётного дефекта с учетом фактической протяженности сварных швов может быть выполнена исходя из следующего соображения: вероятность  $P_1$  того, что во всех участках шва общим количеством  $NN$  максимальный дефект не превысит размера  $a$ , при протяжённости каждого из участков, равной  $S$ , определяется как произведение вероятностей реализации этого события на каждом из участков:

$$P_{1|x \leq a} = \left\{ 1 - \exp(-a/(0.14\sqrt{S})) \right\}^{NN}. \quad (2.57)$$

Тогда связь размера расчётного дефекта  $a$  с вероятностью  $P_1$  не превышения этого размера в объёме металла сварного соединения  $S^3 \times NN$  выражается формулой

$$a = -0.14 \times \sqrt{S} \times \ln(1 - P_1^{1/NN}). \quad (2.58)$$

Величина вероятности  $P_1$ , принимаемая для дальнейших оценок, может быть принята достаточно произвольно при согласованном назначении коэффициента запаса  $n_1$  в условии прочности (1.23), поскольку само распределение размеров дефектов (2.57) остаётся неизменным. Приняв больший размер расчётного дефекта, одновременно была бы получена большая расчётная нагруженность конструкционного элемента при меньшей вероятности её реализации и, соответственно, меньший требуемый

коэффициент запаса при решении задачи в вероятностной постановке. Для дальнейших оценок принята величина  $P_1 = 0.95$ , что примерно соответствует уровню С требований ISO 5817 «Welding. Quality levels for imperfections», на который ссылаются Правила Регистра [110]. Согласно ISO, на длине шва 100 мм при уровне требований «С» допускается дефект площадью  $0.8S$ , что соответствует  $a = 0.52\sqrt{S}$ , и, по формуле (2.56), вероятности  $P_1 = 0.97$ . Требуемый при контроле стыковых сварных соединений уровень «В» соответствует  $P_1 = 0.85$ , что говорит о достаточном консерватизме предлагаемого размера расчётного дефекта (необходимость ремонта 15% сварных швов на практике наблюдается редко).

Полученные оценки при  $P_1 = 0.95$  представлены в таблице 2.3. Для расчёта размеров дефекта с учётом возможного подраста при наличии циклической составляющей эксплуатационной нагрузки следует использовать соотношения раздела 1.1.7.

**Таблица 2.3 — Размеры расчётного дефекта**

Толщина, мм	Протяжённость сварного шва $NN$ (в толщинах)		
	5	50	500
25	$a = 3.2$ мм, $l = 9.6$ мм	$a = 4.8$ мм, $l = 14.4$ мм	$a = 6.4$ мм, $l = 19.2$ мм
40	$a = 4.1$ мм, $l = 12.3$ мм	$a = 6.1$ мм, $l = 18.3$ мм	$a = 8.1$ мм, $l = 24.3$ мм
60	$a = 5.0$ мм, $l = 15.0$ мм	$a = 7.5$ мм, $l = 22.5$ мм	$a = 10$ мм, $l = 30$ мм
100	$a = 6.4$ мм, $l = 19.2$ мм	$a = 9.6$ мм, $l = 28.8$ мм	$a = 12$ мм, $l = 36$ мм

### 2.5.2.2 Иные методы контроля

Приведённые выше рассуждения о вероятности обнаружения дефектов определённой глубины при УЗК позволяют использовать разработанные оценки для ручного и механизированного УЗК наравне с АУЗК. Уточнение оценок может быть выполнено проведением валидации метода для конкретных изделий.

АУЗК с использованием антенных (фазированных) решёток и метод ToFD позволяют более точно определить глубину и протяжённость дефекта, обеспечивая погрешность в пределах 1 мм. Так как эта погрешность заложена в размер расчётного дефекта, это означает, что при применении более точных методов НК допустимый размер дефекта может быть увеличен [204], либо снижены требования к трещиностойкости материала.

МП позволяет обнаруживать только поверхностные и подповерхностные дефекты (на глубине до 2 мм); ЦД – только поверхностные дефекты.

РК хорошо определяет дефекты типа шлаковых включений и непроваров, можно с достаточной точностью оценить их длину ( $l$ ) и ширину (с помощью индикаторных проволочек), которая в расчётах не используется. РК не может определить, внутренний дефект, или поверхностный. Поэтому целесообразно объединять РК с МП или ЦД для выяснения, является ли дефект поверхностным и, следовательно, более опасным. Из «консервативных» соображений такой дефект представляют полуэллиптической трещиной глубиной  $0.25S$ , на чём построена практика расчётов прочности конструкций, контролируемых РК [92, 112].

Если НК не позволяет выявить какой-либо из размеров дефекта, приходится действовать с ошибкой в безопасную сторону (кроме вышеуказанного соображения про глубину дефекта):

- длина дефекта должна приниматься наибольшей характерной для данного типа сварных соединений. Например, длина непровара при сварке кольцевых стыков МПТ может приниматься равной 50 мм, исходя из известного опыта укладки МПТ в Каспийском море,

- для внутреннего дефекта глубину залегания большей оси следует принимать минимальной, но позволяющей рассматривать данный дефект как внутренний (обычно – равной 1.5 высоты внутреннего дефекта), что соответствует максимальному уровню ОСН.

### 2.5.2.3 Валидация (контроль погрешности) методов НК

Так как размеры расчётных дефектов должны браться с учётом погрешности определения конкретным методом НК, для определения таких погрешностей с целью снижения консерватизма оценок проводится валидация методов перед началом их использования. Она включает НК специально подготовленных дефектных изделий: либо основного металла с внесёнными пропилами или сверлениями известных размеров, либо сварных соединений, в том числе со специально внесёнными дефектами, которые потом должны быть разрезаны на шлифы для исследования действительных размеров и расположения дефектов.

Первый метод обычно используют для ультразвуковых систем внутритрубной диагностики (ВТД). Известные автору паспортные величины погрешностей ультразвуковых дефектоскопов серии УДК составляют: 9 мм на размер дефекта вдоль

трубы, 16 мм на размер дефекта по окружности, 0,7 мм на глубину дефекта. Второй метод принят для систем АУЗК. Пример результатов валидации системы ROTOSCAN показан на рис. 2.21. Погрешности этой и подобных систем по глубине дефекта составляют порядка 0,4...0,7 мм, по длине дефекта — 1 мм.

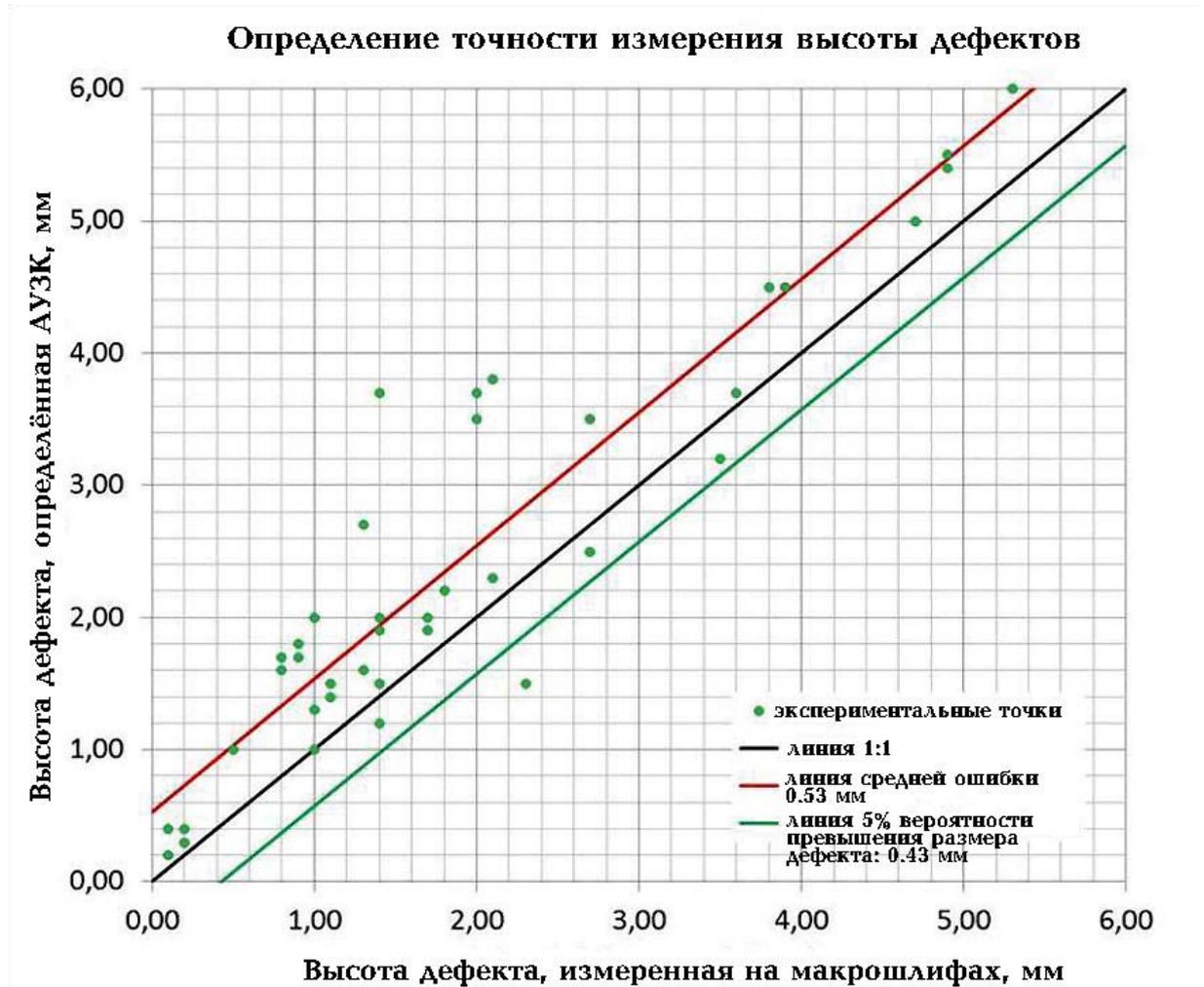


Рисунок 2.21 — Пример результатов валидации метода АУЗК по глубине (высоте) дефектов.

## 2.6 Выводы по главе

За основу разработанной методики оценки сопротивления хрупкому разрушению крупногабаритных сварных конструкций принята процедура расчёта величины нагруженности (J-интеграла) для элемента конструкции с дефектом, учитывающая возникновение больших пластических деформаций перед разрушением и наличие остаточных напряжений, для чего предложены упрощённые соотношения (2.33-2.35), позволяющие снизить переоценку нагруженности, приблизив получаемые величины к результатам расчётов МКЭ моделей конструктивных элементов с дефектами. Основные элементы принятой процедуры соответствуют «обратному»

варианту применения Failure Assessment Diagram (FAD), с принятием допущением Цербста и др., 2000, [239], о связи упругой части J-интеграла с его полной величиной в виде формулы (2.20). Практическое использование известных методических разработок потребовало решения ряда проблем.

Рассмотрен вопрос получения необходимой информации о прочностных свойствах материала при различных температурах, а также для зон сварных соединений по твёрдости. Предложены уточнённые соотношения (2.4), (2.6), (2.7), необходимые для корректной обработки результатов испытаний на трещиностойкость и расчётных оценок прочности по отношению к хрупкому разрушению.

Обоснован выбор размеров и конфигурации расчётного дефекта при оценке применимости материала по критерию предотвращения хрупкого разрушения, согласованный с доверительной вероятностью его определения. Предложена формула (2.58), учитывающая длину шва в конструкции. Размер расчётного дефекта включает погрешность определения размеров дефекта при НК. Поэтому применение перспективных более точных методов НК предоставляет возможность согласованного снижения размеров расчётного дефекта и соответствующего снижения требований к трещиностойкости металла, либо возможность использования большего размера допускаемого дефекта при сохранении требований к трещиностойкости.

Из процедур расчёта вытекает, что результаты оценок должны быть связаны с уровнем знаний о трещиностойкости материала – достоверностью получаемых результатов (соответствием условий получения данных о трещиностойкости и условий нагружения конструкции с расчётным дефектом), и фактическим разбросом свойств материала. Из этого следует необходимость следующей главы 3, посвящённой испытаниям на трещиностойкость.

### **Глава 3. Исследование зависимости трещиностойкости сталей и металла их сварных соединений от типов и размеров образцов. Корректировка методики испытаний на трещиностойкость**

За период с начала 2000-х годов и до настоящего времени накоплен большой опыт проведения испытаний по Программам Регистра и государственным контрактам, включая испытания судостроительных сталей повышенной и высокой прочности с пределом текучести от 390 до 690 МПа в толщинах до 150 мм и металла различных зон их сварных соединений: металла шва, ЗТВ-I и ЗТВ-II в терминологии Регистра (см. раздел 1.2.3). Общим критерием корректности испытаний на трещиностойкость остаётся достижение при испытаниях уровня жёсткости напряжённого состояния (степени пластического стеснения) и нагруженности на фронте трещины в образце, близких, но не менее, чем достигаемые в вершине дефекта в конструкции. Отсюда проистекает требование проводить испытания металла в натурной толщине (образцы уменьшенных размеров, тем не менее, иногда испытывают, поэтому размерный эффект должен быть известен). При этом можно констатировать, что результаты испытаний на трещиностойкость при температурах  $-40^{\circ}\text{C}$  и ниже для ЗТВ и металла шва часто оказываются либо явно неблагоприятными, либо спорными. Характерными их особенностями являются:

1. Большой разброс критических значений трещиностойкости, часто более чем на порядок по СТOD (достаточно типичным является одновременное получение значений  $\delta_{cr}$  порядка 0.05 мм и свыше 1 мм для образцов одной серии; в последнем случае хрупкое разрушение либо вообще не реализуется, либо происходит после значительного вязкого подраста трещины).

2. Невозможность отделить результаты испытаний «на свариваемость» крупнозернистой составляющей ЗТВ от результатов испытаний металла шва. При определении трещиностойкости ЗТВ с разметкой надреза по линии сплавления неизбежно попадание фронта исходной усталостной трещины в металл шва. Последний часто оказывается более хрупким, чем исследуемый металл ЗТВ, что приводит к ошибочной оценке свариваемости основного металла по величине трещиностойкости. Выходом было бы применение в целях аттестации основного металла «по свариваемости» заведомо более вязких сварочных материалов, но для литой структуры низколегированного металла шва достижение полностью вязких

разрушений при  $-40^{\circ}\text{C}$  и ниже является крайне проблематичным, как уже обсуждалось в главе 1.

Эти проблемы в настоящее время находят отражение и в зарубежной литературе. Из-за истощения углеводородных месторождений Норвежского и Северного морей основное внимание Норвегии и стран ЕС обращено в Арктику, в Баренцево море, где расчётные температуры составляют ниже минус  $30^{\circ}\text{C}$ . В связи с этим отмечается [181], что стандарты ISO 19902 [193], ISO/DIS 19904-1 [195], регламентирующие строительство конструкций шельфа, должны были бы распространяться на столь низкие температуры. Для оценки применимости при низких температурах существующих в них критериев по CTOD (близких к указываемым в Правилах Регистра [109, 111]) проводились обширные исследования трещиностойкости металла сварных соединений, выполненных по принятым для офшорных конструкций технологиям. Авторы ряда публикаций, представленных в материалах ежегодной международной конференции ISOPE (International Society of Offshore and Polar Engineers – Международное общество офшорных и полярных инженеров), [178, 181 и др.] приходят к тем же выводам: при температуре испытаний стандартных образцов типа SENB натурной толщины ниже  $-40^{\circ}\text{C}$  для металла крупнозернистой ЗТВ и металла сварного шва низколегированных сталей характерно экстремальное рассеяние данных по CTOD с высокой вероятностью получения неприемлемо низкой трещиностойкости.

Из этих результатов могут быть сделаны различные заключения.

1. Можно признать, что для условий Арктики к настоящему времени нет ни отечественных, ни зарубежных низколегированных материалов и технологий их производства, обеспечивающих уровень трещиностойкости, безусловно гарантирующий предотвращение хрупких разрушений. Получение удовлетворительных значений трещиностойкости возможно при применении сварочных материалов с повышенным содержанием никеля и высоколегированных материалов аустенитного класса, а также ограничении тепловложения при сварке. Однако все эти мероприятия связаны с большими дополнительными затратами на строительство конструкций. Принятие подобных решений возможно лишь после получения убедительных доказательств их необходимости либо в результате крупномасштабного эксперимента, подтверждающего выбор критерия трещиностойкости в приближённых к натурным условиях, либо, в худшем случае, масштабной аварии, инициированной хрупким разрушением.

2. Можно предполагать, что стандартная, принятая повсеместно до начала 2000-х годов методика испытаний образцов SENB и C(T) прямоугольного сечения  $t \times 2t$  в полной толщине, с глубокой трещиной длиной  $a \approx 0.5W$ , где  $t \approx S$ ,  $W = 2t$ , даёт чрезмерно консервативные оценки трещиностойкости. Основанием для такого вывода являются результаты исследований в области НЛМР, проводимых в последние годы. Основным итог этих исследований может быть выражен следующим образом: в области значительных отклонений от условий маломасштабной текучести (ММТ) исчезает однозначность описания напряжённо-деформированного состояния «зоны процесса» в вершине трещины параметрами НЛМР (CTOD или J-интегралом). Результат испытаний зависит от реализуемой в образце фактической нагруженности вершины трещины, оцениваемой, например, по жёсткости напряжённого состояния. Используются различные параметры, определяемые по формулам (1.56), (1.57), или отношение первых главных напряжений к интенсивности напряжений  $\chi = \sigma_1/\sigma_i$ . При испытаниях стандартных образцов, нагружаемых изгибом (SENB) или преимущественно изгибом (C(T)), реализуются наиболее высокие значения  $\chi$ . В то же время для элементов конструкции более характерно растяжение, а размеры реальных дефектов существенно меньше, чем  $0.5W$ , оба эти фактора снижают показатели жёсткости напряжённого состояния.

В рамках данной главы рассмотрена обоснованность второго вывода: определено влияние методики испытаний на получаемые характеристики трещиностойкости. «Масштабный эффект» проанализирован в двух аспектах: соответствие НДС в вершине трещины образцов сварных соединений и НДС в вершине трещиноподобного дефекта в конструкции, а также требуемый температурный сдвиг при испытании образцов стандартных типов уменьшенных размеров, если использование таких образцов необходимо по техническим или экономическим причинам (например, нехватка металла для исследований, или, напротив, очень большая толщина).

Решение поставленных задач выполнялось поэтапно. Сначала рассмотрены экспериментальные результаты: на образцах основного металла проанализирован масштабный эффект и влияние типа образца в «чистом виде», затем на образцах с надрезом по металлу шва и ЗТВ-I у линии сплавления сварных соединений проверялось сочетание масштабного эффекта с анизотропией свойств сварного соединения. Также рассмотрены крупногабаритные образцы – модели

конструкционного элемента («мегаобразцы»), результаты расчёта которых МКЭ были представлены в главе 2. В реальных крупногабаритных образцах в связи с наличием протяжённого участка сварного шва присутствовал эффект от наличия ОСН, включая компоненту, направленную вдоль шва.

В главе обсуждаются процедуры получения экспериментальных данных на таких типах образцов, испытания которых в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» ранее не выполнялись. После этого предложено теоретическое объяснение наблюдаемых соотношений трещиностойкости. Также описано решение возникающих технологических и методических вопросов, связанных со сварными пробами, подготовкой образцов, испытаниями и обработкой результатов.

Вопросы применения образцов с имитацией термического цикла сварки взамен выполнения реальных сварных соединений для оценки свариваемости низкоуглеродистой низко- и среднелегированной стали по трещиностойкости рассмотрены в следующей главе 4.

### **3.1 Экспериментальные и теоретические исследования масштабного эффекта при испытаниях на трещиностойкость**

#### **3.1.1 Испытания основного металла на образцах стандартных типов**

Экспериментальное определение трещиностойкости на образцах различных типов проводилось для металла трёх марок термически улучшенной (достаточно гомогенной) судостроительной стали различных уровней прочности, представленных в таблице 3.1.

**Таблица 3.1 — Материалы для экспериментальных исследований**

Марка стали	Толщина, мм	Предел текучести $\sigma_y$ , МПа	Временное сопротивление $\sigma_U$ , МПа	Относительное удлинение $A_5$ , %	Средняя работа удара KV, Дж	Серии образцов
E36W	40	425	530	29	213 (-40°C)	1 — 7
АБ2-2 (10ХНЗМД)	50	625	700	23	171 (-40°C) 164 (-60°C) 132 (-80°C)	1, 2, 9, 10
F690W	150	774	859	18	170 (-40°C) 134 (-60°C) 104 (-80°C)	2, 7, 8

Из каждого материала были изготовлены несколько серий стандартных образцов из следующего перечня, также представленного на рис. 3.1:

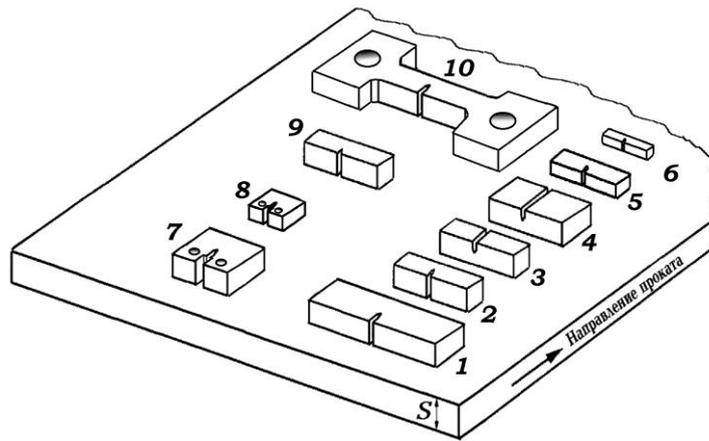


Рисунок 3.1 — Серии образцов основного металла

1. образцы SENB стандартного (прямоугольного) сечения  $t \times 2t$  натурной толщины  $t \approx S$  ( $t \geq 0.9S$ ),  $a \approx t$ , направление распространения трещины вдоль направления проката,

2. образцы SENB квадратного сечения  $t \times t$  ( $t \geq 0.9S$ ),  $a \approx 0.5t$ , направление распространения трещины вдоль направления проката,

3. образцы SENB квадратного сечения  $t \times t$  ( $t \geq 0.9S$ ),  $a \approx 0.5t$ , направление распространения трещины от поверхности по толщине проката, (образцы серий 2, 3 рекомендуются стандартом ISO 15653 [192] как альтернативные образцам прямоугольного сечения серии 1 для определения трещиностойкости металла сварного шва),

4. образцы SENB с увеличенной длиной фронта трещины  $2t \times t$ ,  $a \approx 0.5t$ , направление распространения трещины от поверхности по толщине проката, (образцы серии 4 ближе всего к конфигурации элемента конструкции с расчётным дефектом, рис. 3.1),

5. образцы SENB стандартного (прямоугольного) сечения  $t \times 2t$  уменьшенной толщины  $t \approx 0.4S$ ,  $a \approx t$ , направление распространения трещины вдоль направления проката,

6. образцы SENB квадратного сечения  $t \times t$  ( $t = 10$  мм), аналог КСТ по ГОСТ 9454-78 [21],  $a \approx 0.3t$ , направление распространения трещины вдоль направления проката,

7. образцы C(T)  $t \times 2t$  натурной толщины  $t \approx S$  ( $t \geq 0.75S$ ),  $a \approx t$ , направление распространения трещины вдоль направления проката,

8. образцы C(T)  $t \times 2t$  уменьшенной толщины  $t \approx 0.46S$ ,  $a \approx t$ , направление распространения трещины вдоль направления проката,

9. образцы SENB квадратного сечения  $t \times t$  ( $t \geq 0.9S$ ), с короткой трещиной ( $a \approx 0.3t$ ), направление распространения трещины вдоль направления проката,

10. образцы SENT  $t \times t$  ( $t \geq 0.9S$ ) с короткой трещиной ( $a \approx 0.3t$ ), направление распространения трещины по толщине проката (вопросы испытания и обработки результатов рассмотрены в разделе 3.3).

Выращивание усталостных трещин в образцах и процедура испытаний соответствовали актуальным стандартам на трещиностойкость [190, 192]. При испытаниях определялись критические значения  $J_{cr}$  и его упругой части  $J_{el}$  для точки срыва диаграмм деформирования (в том числе после максимума нагрузки, о чём сделаны соответствующие примечания) или максимальной нагрузки при отсутствии срыва на диаграмме нагружения. Дополнительно рассчитывалась величина  $R_c$  по формуле (1.44), теоретическое обоснование использования которой представлено в [45, 50], а также в разделе 1.2.4 настоящей работы. Разрушения практически всех образцов происходили в условиях ПМТ, но в температурном диапазоне вязко-хрупкого перехода. Результаты испытаний основного металла представлены в таблице П1 Приложения А. На рис. 3.2 эти результаты представлены в системе координат “ $J_{cr}$  – температура испытания  $T$ ”. В таблицах 3.2, 3.3 выполнено сравнение полученных данных, исходя из различных подходов к описанию масштабного фактора.

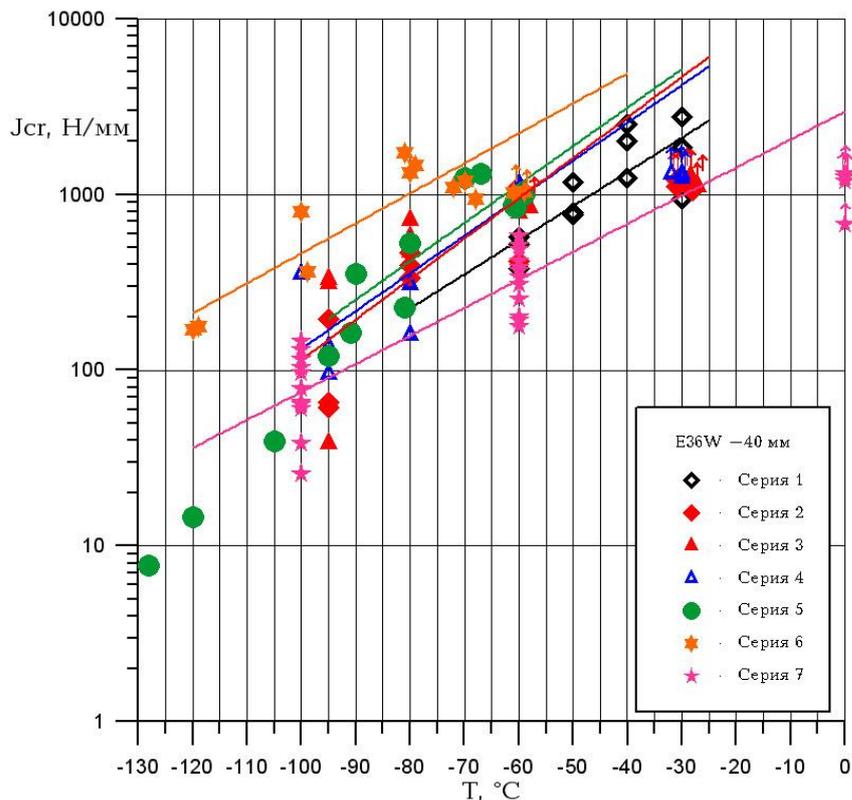


Рисунок 3.2, а — Трещиностойкость основного металла стали марки E36W, 40 мм.

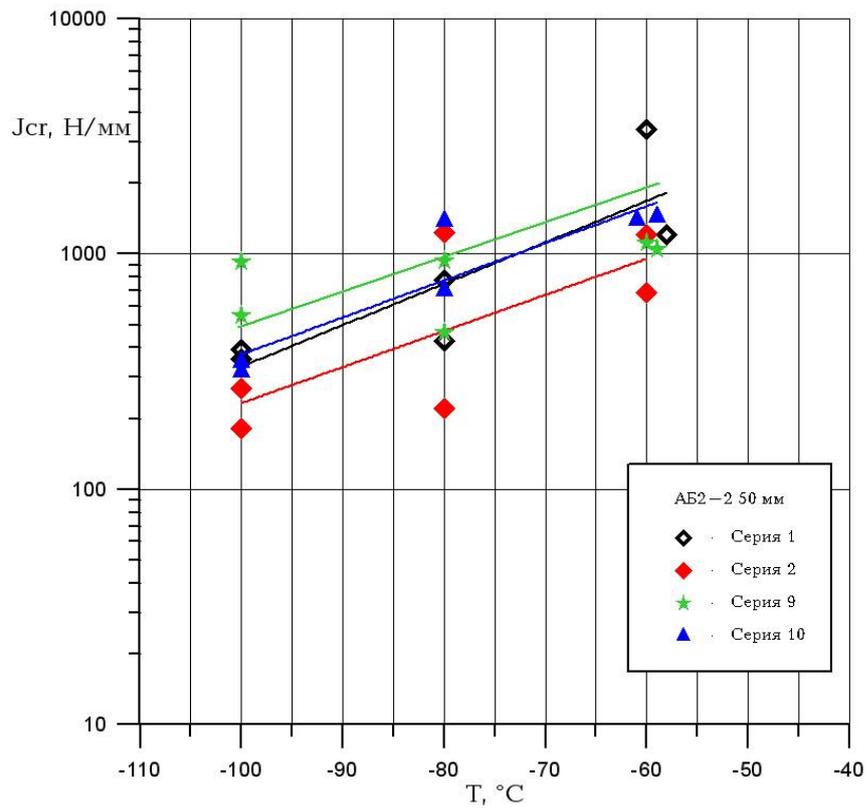


Рисунок 3.2, б — Трещиностойкость основного металла стали марки 10ХНЗМД (АВ2-2), толщина 50 мм.

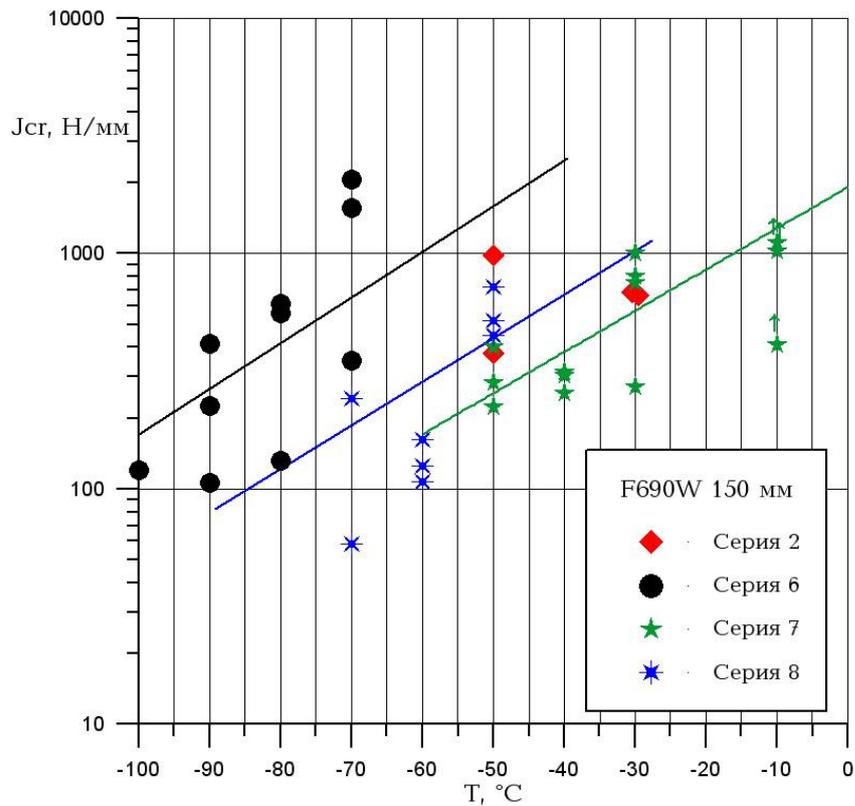


Рисунок 3.2, в — Трещиностойкость основного металла стали марки F690W, 150 мм.

**Таблица 3.2 — Интерпретация результатов определения трещиностойкости основного металла**

Марка стали	Серия	Тип образцов	Температура испытаний, °С							
			-30		-60		-80		-95...-105	
Средние значения, Н/мм			$J_{cr}$	$R_c$	$J_{cr}$	$R_c$	$J_{cr}$	$R_c$	$J_{cr}$	$R_c$
E36W	1	SENB, $S \times 2S$	1843	77.6	490	54.0	-	-	-	-
	2	SENB, $S \times S$	1124↑	46.8↑	834	52.2	399	36.1	107	26.3
	3	SENB, $S \times S$	1199↑	53.1↑	907	49.7	586	41.9	227	30.4
	4	SENB, $2S \times S$	1285↑	55.0↑	1084	56.0	333	36.4	195	31.5
	5	SENB, $\frac{1}{2}S \times S$	-	-	902	42.9	378	31.9	80	20.1
	6	SENB, $10 \times 11$	-	-	1051↑	35.1↑	1511	50.8	583	34.2
	7	C(T), $0.75S \times 1.5S$	-	-	349	56.5	-	-	93	33.2
Марка стали	Серия	Тип образцов	Температура испытаний, °С							
			-		-60		-80		-95...-105	
10ХНЗМД (АБ2-2)	1	SENB, $S \times 2S$	-	-	2293	210.4	603	143.9	377	123.0
	2	SENB, $S \times S$	-	-	945	117.6	730	95.5	225	69.7
	9	SENB, $S \times S$	-	-	1086	138.6	702	127.4	735	132.8
	10	SENT, $S \times S$	-	-	1417	161.3	1045	164.5	164	109.8
Марка стали	Серия	Тип образцов	Температура испытаний, °С							
			-30		-50		-70		-	
F690W	2	SENB, $S \times S$	676	259.8	679	247.3	-	-	-	-
	7	C(T), $S \times 2S$	775	301.4	303	145.0	-	-	-	-
	8	C(T), $\frac{1}{2}S \times S$	-	-	563	233.0	151	72	-	-

Из представленных результатов можно сделать следующие выводы.

1. Исходя из экспериментальных данных, самые низкие результаты при определении трещиностойкости могут быть получены на образцах C(T) в натурной толщине, серия 7, однако температурный сдвиг по отношению к результатам, полученным на образцах SENB сечения  $S \times 2S$ , составляет не более 10°С.

2. Можно отметить близость результатов для образцов серий 2 и 3 с одинаковым сечением, но различным направлением распространения трещины в плоскости проката. Это позволяет сопоставлять результаты испытаний образцов всех серий, не учитывая влияние фактора ориентации надреза для достаточно гомогенного термически улучшенного основного металла.

3. В области вязко-хрупкого перехода близки значения трещиностойкости на образцах SENB не только для серий 2 и 3, но и для серий 4, 5. Это говорит в пользу соотнесения результата испытания не с длиной фронта трещины, а с высотой нетто-сечения образца.

**Таблица 3.3 — Оценка достоверности различных версий влияния масштабного эффекта на измеряемую трещиностойкость основного металла**

№ серии	Результат испытаний ( $J_{cr}$ )	Наблюдаемая величина $R_c$	Ожидаемое, исходя из длины фронта трещины $t$	Ожидаемое, исходя из высоты нетто-сечения ( $W-a$ )
<b>А. По сравнению с полнотолщинными образцами SENB серии 1</b>				
1	=	=	=	=
2	>=	<=	=	>
3	>=	=	=	>
4	>=	=	<	>
5	>=	<	>	>
6	>	>	>	>
7	=	=	=	=
8	>=	>	>	>
9	>	=	=	>
10	>=	=	=	>
<b>Б. По сравнению с квадратными образцами SENB серии 2</b>				
1	<=	>=	=	<
2	=	=	=	=
3	>=	>=	=	=
4	=	=	<	=
5	=	<	>	=
6	>	>	>	>
7	<>	>	=	<
8	=	=	>	=
9	>=	>=	=	<
10	<>	<>	=	<

Примечание. Значки означают:

= примерное соответствие,

> трещиностойкость образцов этой серии в области вязко-хрупкого перехода выше, чем серии 1,

< трещиностойкость образцов этой серии в области вязко-хрупкого перехода ниже, чем серии 1.

4. Малые образцы SENB (тип КСТ, серия 6) показывают более высокие значения трещиностойкости в области вязко-хрупкого перехода, при соотношении толщин 1:4 по отношению к образцам сечением  $S \times 2S$  этот эффект может быть выражен температурным сдвигом порядка  $35^\circ\text{C}$ . Для образцов серии 2 по отношению к серии 1 температурный сдвиг составляет до  $10^\circ\text{C}$ .

5. Наблюдаемый температурный сдвиг увеличивается при росте абсолютной величины натурной толщины: для стали F690W толщиной 150 мм сдвиг между результатами испытаний образцов серий 6 и 7 составляет около  $50^\circ\text{C}$ .

### 3.1.2 Определение температурного сдвига для испытаний образцов уменьшенных размеров

Рассмотрим более подробно достоверность оценки условия нестабильного разрушения по величине  $R_c$ , формула (1.44), в применении к экспериментальным результатам. На рис. 3.3 представлены результаты определения величины  $R_c$  в зависимости от температуры испытаний  $T$  для образцов основного металла.

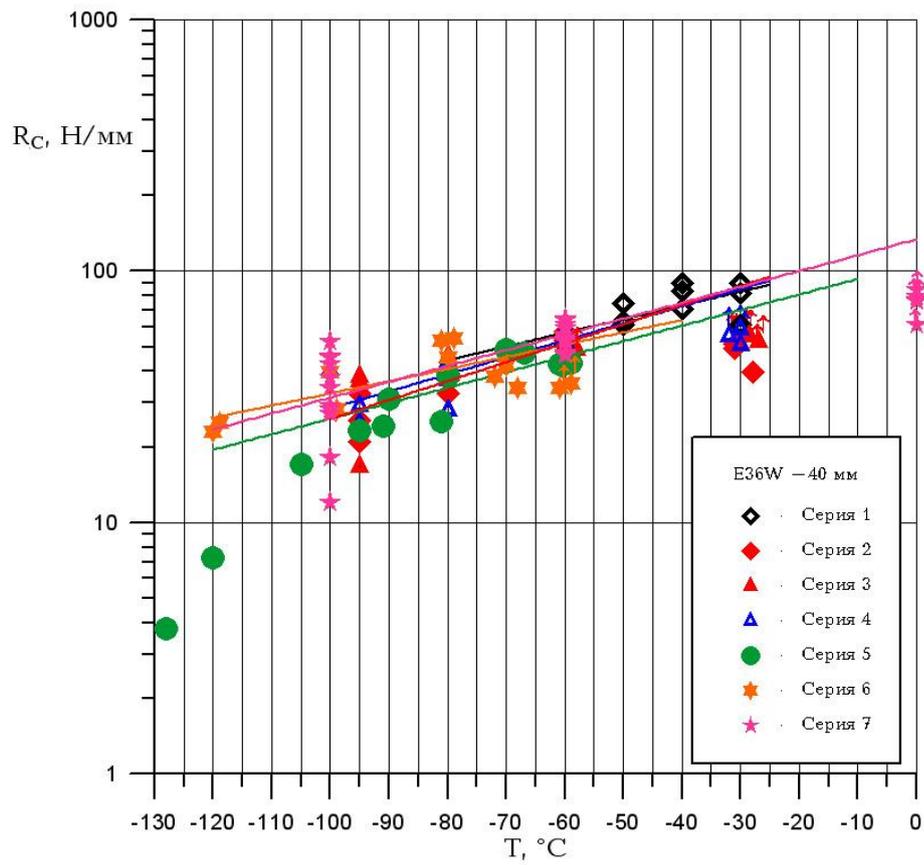


Рисунок 3.3, а — Трещиностойкость основного металла стали марки E36W, 40 мм.

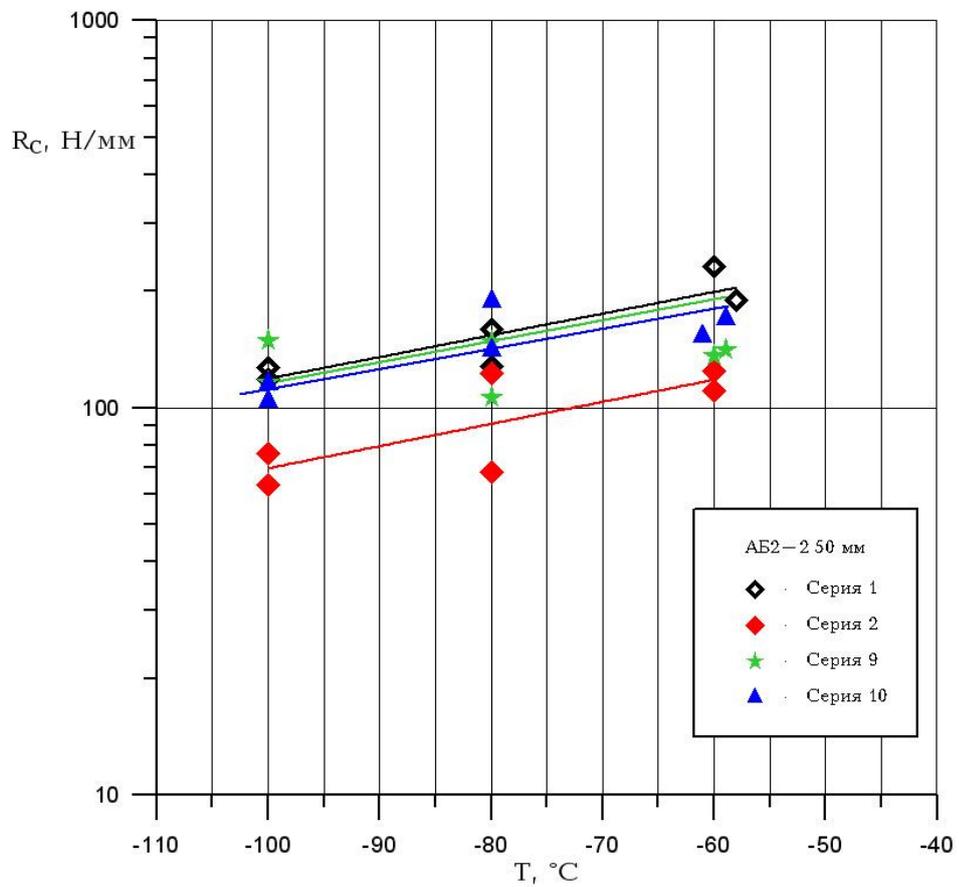


Рисунок 3.3, б — Трещиностойкость основного металла стали марки 10ХНЗМД (АВ2-2), 50 мм.

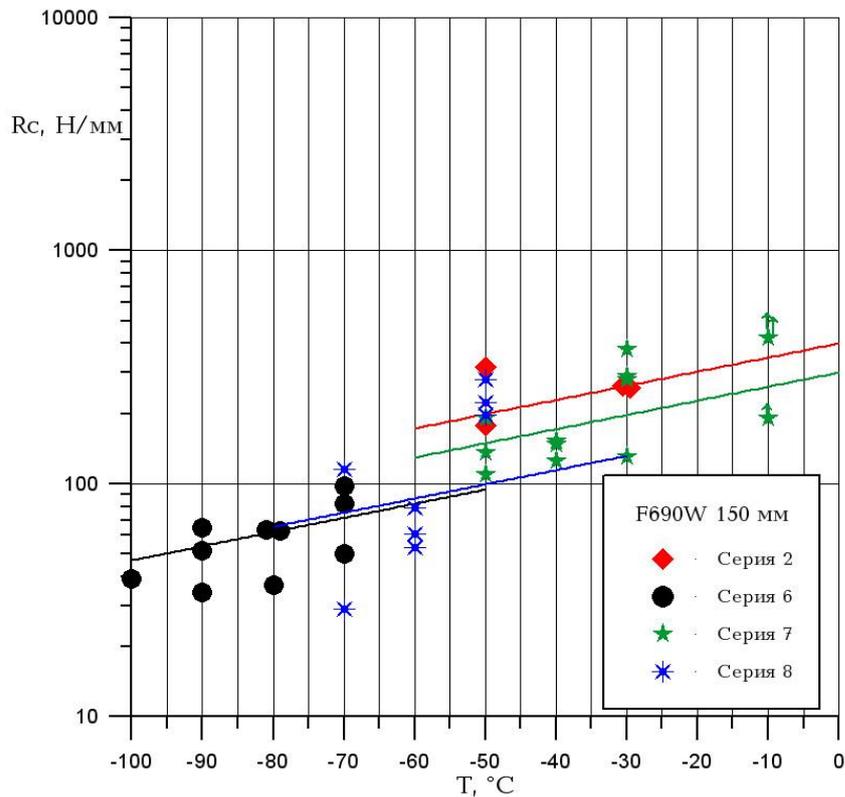


Рисунок 3.3, в — Трещиностойкость основного металла стали марки F690W, 150 мм.

При повышении температур испытания малые образцы раньше оказываются в зоне полностью вязкого механизма разрушения, для них при более низких температурах достигается предельная трещиностойкость «верхнего шельфа» (см. схему на рис. 1.13). Таким образом, «чистый» масштабный эффект не может быть получен в связи с тем, что при одной температуре фактически приходится сравнивать результаты испытаний, соответствующие различным критическим событиям (количество наблюдаемых событий типа U относительно невелико). Не всегда помогает и принятое в таблице П1 представление результатов испытаний, при котором некоторые расчётные точки представляют срывы на диаграммах после максимума нагрузки.

Тем не менее, имеющиеся экспериментальные данные в терминах  $R_c$  могут образовать единую температурную зависимость для различных серий образцов, вырезанных из одного и того же прокатного листа (рис. 3.3) при исключении точек, соответствующих полностью хрупкому и полностью вязкому разрушению, последние на рисунке снабжены стрелками. При этом  $R_c \sim \exp^{0.014\Delta T}$  (показатель степени  $\lambda=0.014$ ).

Исходя из предположения о существовании единой зависимости  $R_c(T)$  для образцов одного материала, но различных размеров, оценка температурного сдвига, необходимого для определения температуры испытания стандартных образцов SENB и C(T) уменьшенных размеров, выполняется следующим образом.

Для образца (1) больших размеров, согласно (1.44), при температуре  $T_1$

$$R_{c1} = \frac{J_{el1}}{1 + J_{el1} / J_{cr}}$$

Для образца (2) меньших размеров при температуре  $T_2 = T_1 - \Delta T$ , при которой достигается то же значение  $J_{cr}$ ,

$$R_{c2} = R_{c1} e^{-\lambda \Delta T} = \frac{J_{el2}}{1 + J_{el2} / J_{cr}}, \quad (3.1)$$

откуда можно выразить

$$\frac{J_{el1}}{J_{el2}} e^{-\lambda \Delta T} = \frac{1 + J_{el1} / J_{cr}}{1 + J_{el2} / J_{cr}}. \quad (3.2)$$

Так как в общем случае кривые « $J_{cr} - T$ » для образцов различных размеров в области вязко-хрупкого перехода не параллельны (рис. 1.13), сравнение проводится для выбранного соотношения компонент  $J$ -интеграла, соответствующего диапазону нормируемых значений  $J_{cr}$ : для образца (1) больших размеров при температуре  $T_1 = T_d$  принято  $J_{cr} \approx 3J_{el1}$ , данный выбор подтверждается экспериментальными данными таблицы П1. Тогда

$$\begin{aligned} \frac{J_{el1}}{J_{el2}} e^{-\lambda \Delta T} &= \frac{4/3}{1 + J_{el2} / (3J_{el1})}, \\ \left( 3 \frac{J_{el1}}{J_{el2}} + 1 \right) e^{-\lambda \Delta T} &= 4. \end{aligned} \quad (3.3)$$

Таким образом, для формулирования требований к результатам испытаний на трещиностойкость образцов стандартной геометрии типов С(Т) или SENB необходимо учитывать различие зависимостей  $J_{el}(J_{cr})$  в образцах различных размеров. То есть остаётся определить отношение  $J_{el1}/J_{el2}$  в формуле (3.3).

Если по аналогии с работой [50] перейти к безразмерным параметрам

$$\bar{J}_{el} = \frac{J_{el} E^*}{\sigma_{Y(T)}^2 (W - a)}, \quad \bar{J}_{cr} = \frac{J_{cr} E^*}{\sigma_{Y(T)}^2 (W - a)}, \quad (3.4)$$

то из условия равенства  $J_{cr}$  для образца (1) при температуре  $T_1$  и образца (2) при температуре  $T_2 = T_1 - \Delta T$  следует

$$\bar{J}_{cr2} = \frac{J_{cr} E^*}{\sigma_{Y(T2)}^2 (W - a)_2} = \bar{J}_{cr1} \frac{\sigma_{Y(T1)}^2 (W - a)_1}{\sigma_{Y(T2)}^2 (W - a)_2}.$$

Для общего массива результатов испытаний, перечисленных в таблице П1 и объединяющего образцы различных типов и размеров, получена достаточно простая средняя оценка соотношения значений относительной трещиностойкости

$$\bar{J}_{el} = \bar{J}_{cr} (0.02 \bar{J}_{cr}^2 + 2.2 \bar{J}_{cr} + 1.44) / (\bar{J}_{cr} + 1.2)^2.$$

Однако она не слишком хорошо описывает точки, находящиеся в области «перегиба». На основании регрессионного анализа в программе МатЛаб предлагается

соотношение, графически представлено в виде кривой на рис. 3.4, а,

$$\bar{J}_{el} = 1.87 \left[ \exp(0.007229 \bar{J}_{cr}) - \exp(-0.6386 \bar{J}_{cr}) \right]. \quad (3.5)$$

При малых  $J_{el}$  оценки сводятся к линейной зависимости  $J_{el} = J_{cr}$ .

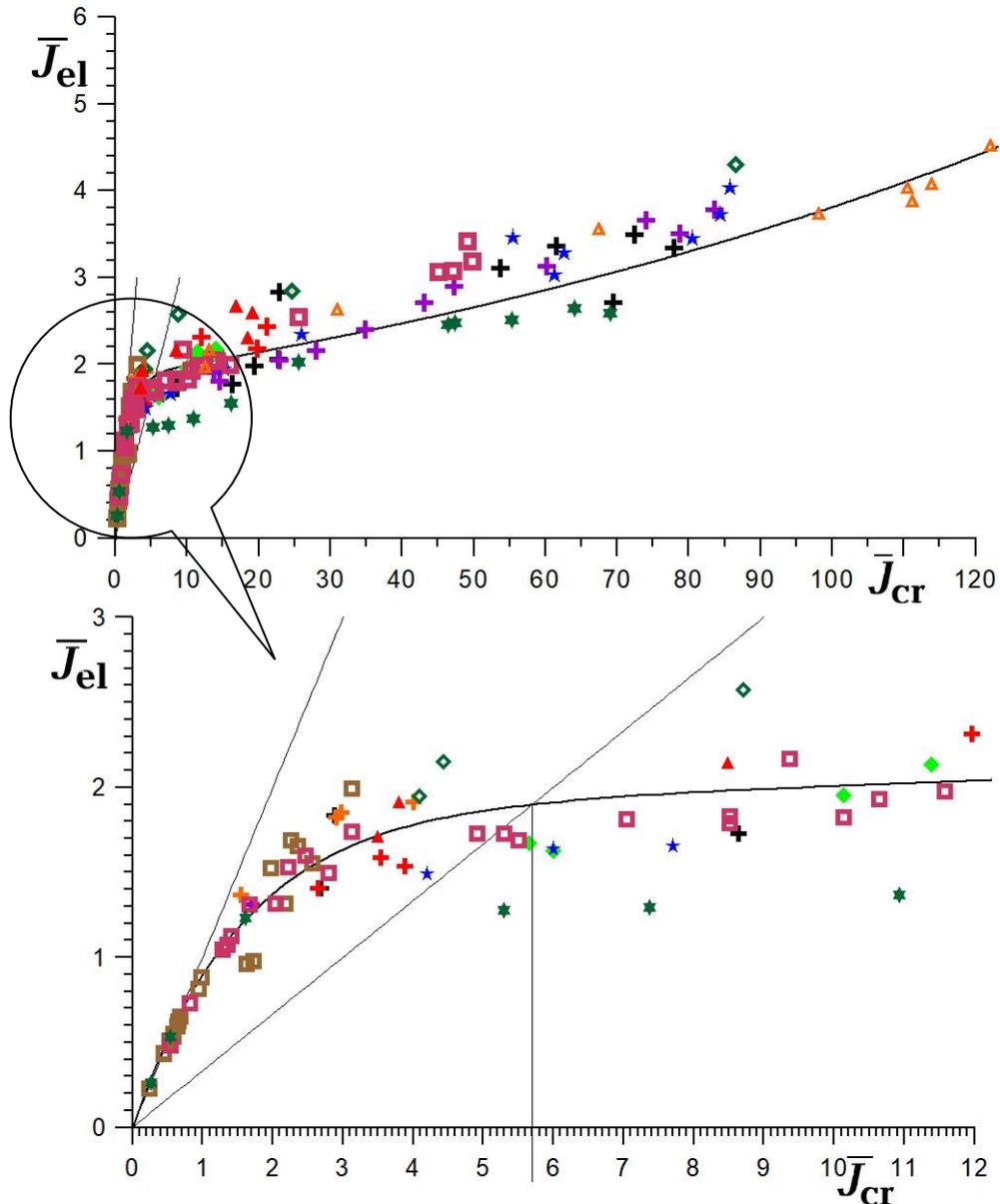


Рисунок 3.4, а – Соотношение относительных параметров трещиностойкости для стандартных образцов различных размеров из судостроительных сталей различных категорий прочности (графики представлены в различном масштабе).

Тогда для образца (2) меньших размеров при температуре  $T_2$  можно принять

$$J_{el2} = \bar{J}_{el2} \frac{\sigma_{Y(T_2)}^2 (W - a)_2}{E^*} = 1.87 \left[ \exp(0.007229 \bar{J}_{cr}) - \exp(-0.6386 \bar{J}_{cr}) \right] \frac{\sigma_{Y(T_2)}^2 (W - a)_2}{E^*}. \quad (3.6)$$

Из (3.3) с учётом (3.6) получено

$$\frac{\bar{J}_{cr1}}{1.87 \left[ \exp(0.007229 \bar{J}_{cr2}) - \exp(-0.6386 \bar{J}_{cr2}) \right]} \times \frac{\sigma_{Y(T_1)}^2 (W - a)_1}{\sigma_{Y(T_2)}^2 (W - a)_2} + 1 = 4e^{\lambda \Delta T}.$$

Поскольку принято  $J_{cr} \approx 3J_{el1}$ , из рис. 3.4 и (3.5) следует  $\bar{J}_{el1} = 1.9, \bar{J}_{cr1} = 5.7$ . Тогда

$$\frac{0.762}{\exp\left(0.0412 \times \frac{\sigma_{Y(T1)}^2 (W-a)_1}{\sigma_{Y(T2)}^2 (W-a)_2}\right) - \exp\left(-3.64 \times \frac{\sigma_{Y(T1)}^2 (W-a)_1}{\sigma_{Y(T2)}^2 (W-a)_2}\right)} \times \times \frac{\sigma_{Y(T1)}^2 (W-a)_1}{\sigma_{Y(T2)}^2 (W-a)_2} + 0.25 = e^{\lambda \Delta T}. \quad (3.7)$$

С учётом температурной зависимости предела текучести (2.4),

$$\Delta\sigma_Y = 177(e^{\Delta T/170} - 1) \text{ (МПа, } ^\circ\text{C)},$$

получено уравнение, описывающее связь отношения нетто-высот образцов с величиной температурного сдвига  $\Delta T$ , которое решено численно (кривая 1 на рис. 3.4, б), решение аппроксимировано формулой  $\Delta T = 42 \ln \left[ \frac{(W-a)_1}{(W-a)_2} \right]$  (кривая 2).

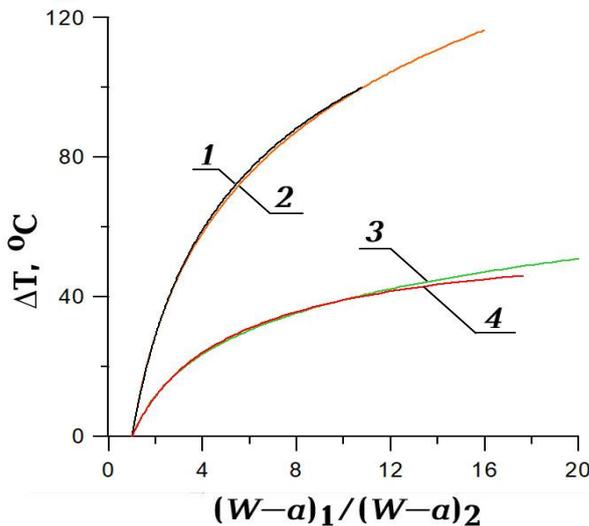


Рисунок 3.4, б – Численное решение уравнения (3.7) и его аппроксимация:

1 – решение при  $\lambda = 0.014$ ;

2 – аппроксимация

$$\Delta T = 42 \ln \frac{(W-a)_1}{(W-a)_2};$$

3 – решение при  $\lambda = 0.04$ ;

4 – аппроксимация (3.8).

Данное решение описывает наблюдаемый при испытаниях температурный сдвиг некорректно, из чего следует вывод о необходимости модификации величины  $R_c$  для использования при анализе образцов различных размеров. Хорошее совпадение с результатами испытаний даёт использование степени экспоненты  $\lambda = 0.04$  (кривая 3 рис. 3.4, б). Тогда температурный сдвиг при использовании образцов меньшего сечения представим формулой (кривая 4):

$$\Delta T = 17 \ln \left[ \frac{(W-a)_1}{(W-a)_2} \right]. \quad (3.8)$$

В таблице 3.4 показаны результаты оценки температурного сдвига для образцов различных размеров, исходя из гипотезы «слабого звена» и формулы (3.8). Последняя формула даёт оценку, наиболее близкую к экспериментально получаемой, поэтому можно принять, что для образцов стандартных типов, испытываемых при изгибе, величина  $\Delta T$  зависит не от толщины, а от высоты нетто-сечения образца  $(W-a)$ .

**Таблица 3.4 — Величина температурного сдвига в области вязко-хрупкого перехода для учёта масштабного эффекта по отношению к образцам серии 1 (рис. 3.1)**

Номер серии образцов	Размеры по отношению к серии 1		$\Delta T, ^\circ\text{C}$		
	$t_1/t_2$	$(W-a)_1/(W-a)_2$	$13 \ln(t_1/t_2)$ , по (1.16)	по формуле (3.8)	Эксперимент, значения для основного металла
2	1	2	0	12	10...15
3	1	2	0	12	10...15
4	0.5	2	-9	12	10...15
5	2	2	9	12	15
6	4*	6.667	18	32	33
	15*	17	37	48	45
7	1	1	0	0	0...-15
8	2	2	9	12	10...15
9	1	1.54	0	8	7

\*Образцы типа КСТ сечением 10×10 мм по отношению к образцам полной толщины 40 и 150 мм.

### 3.1.3 Испытания металла сварных соединений на образцах различных типов и размеров

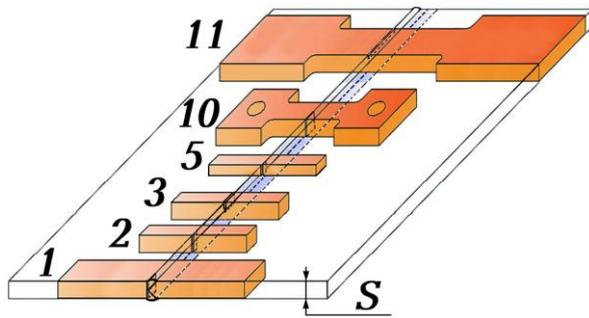
Для изготовления образцов использовали стыковые сварные пробы из стали марок E36W и F460W конвертерного производства толщиной 40 и 60 мм, соответственно. Характеристики основного металла представлены в таблице 3.5, сварка описывается таблицей 3.6. На рисунке 3.5 представлено полное описание серий изготовленных образцов.

Пробы стали E36W предназначались для исследования металла шва, поэтому сварку производили по X-образной разделке при оптимальном тепловложении 2.5 кДж/мм (автоматическая сварка под флюсом) [124].

Пробы стали F460W использовались для анализа масштабного фактора при аттестации материала по свариваемости. Разделка проб K-образная, сварку выполняли при двух уровнях тепловложения. Надрез во всех образцах старались располагать по крупнозернистой ЗТВ-I вблизи линии сплавления (в пределах 0.5 мм).

Полный список полученных экспериментальных результатов представлен в таблице П2 Приложения А, куда для сравнения включены также результаты, полученные при испытании растяжением образцов серий 10 и 11 типа SENT, изготовленных из тех же сварных соединений стали F460W. Вопросы испытаний и обработки результатов для таких образцов подробно рассмотрены ниже в разделе 3.2.

Рисунок 3.5 — Типы образцов, вырезанных из сварных заготовок:



- серия №1 образцов SENB полной толщины  $t \times 2t$ ,  $a \approx t$ ;
- серия №2 образцов SENB квадратного сечения ( $t \times t$ ),  $a \approx 0.5t$ ;
- серия №3 – то же, что №2, надрез от поверхности шва;
- серия №5 образцов SENB половинной толщины ( $0.5t \times t$ ),  $a \approx 0.5t$ ;
- серия №10 образцов SENT (pin loaded)  $t \times 2t$ ,  $a \approx 1.28t$ ;
- серия №11 крупногабаритных «мегаобразцов» SENT (clamped)  $3.5t \times t$ ,  $a \approx 0.2t$ .

Таблица 3.5 — Основной металл для экспериментальных исследований

Марка стали	Толщина, мм	Предел текучести $\sigma_Y$ , МПа	Временное сопротивление $\sigma_U$ , МПа	Относительное удлинение $A_5$ , %	Средняя работа удара KV, Дж	Серии образцов
E36W	40	425	530	29	213 (-40°C)	1, 2, 3
F460W	60	498	590	24	230 (-60°C)	1, 2, 5, 10, 11

Таблица 3.6 — Сварные соединения для экспериментальных исследований

Марка стали	Способ сварки	Материалы	Проходы	Сварочный ток $I$ , А	Напряжение на дуге $U$ , В	Скорость сварки $V$ , мм/мин	Погонная энергия $H$ , кДж/мм
E36W	Автоматическая	10ГНА под флюсом 48АФ-51	1-2	450	28	600	1.3
			Последующие	580	32	450	2.5
F460W	Полуавтоматическая	CITOFLEX R82SR Ø1.2 мм в смеси CO <sub>2</sub> +Ar	1	185	22	300	0.8
			Последующие	240	24	430	0.8
	Автоматическая (корень - п/а сварка)	то же	1-6	250	26	360	1.0
		OERLIKON OE-SD3 Ø4 мм под флюсом OP 121TT	Последующие	610	34	360	3.5
$H$ [кДж/мм] = 0.06 $U$ [В] $\times$ $I$ [А] / $V$ [мм/мин]							

Для образцов с надрезом по металлу шва получено, что ориентация надреза по толщине является более консервативной, так как по фронту трещины присутствуют зоны различной микроструктуры, как дендритной, так и рекристаллизованной. При этом значимого различия между результатами испытания образцов серий 1 и 2 не наблюдается. Для образцов с надрезом от поверхности результат испытания чётко зависит от структуры, в которой оказывается вершина усталостной трещины (рис. 3.6), поэтому не следует рекомендовать такие образцы для аттестации металла шва из-за возможности получить ошибку в опасную сторону.

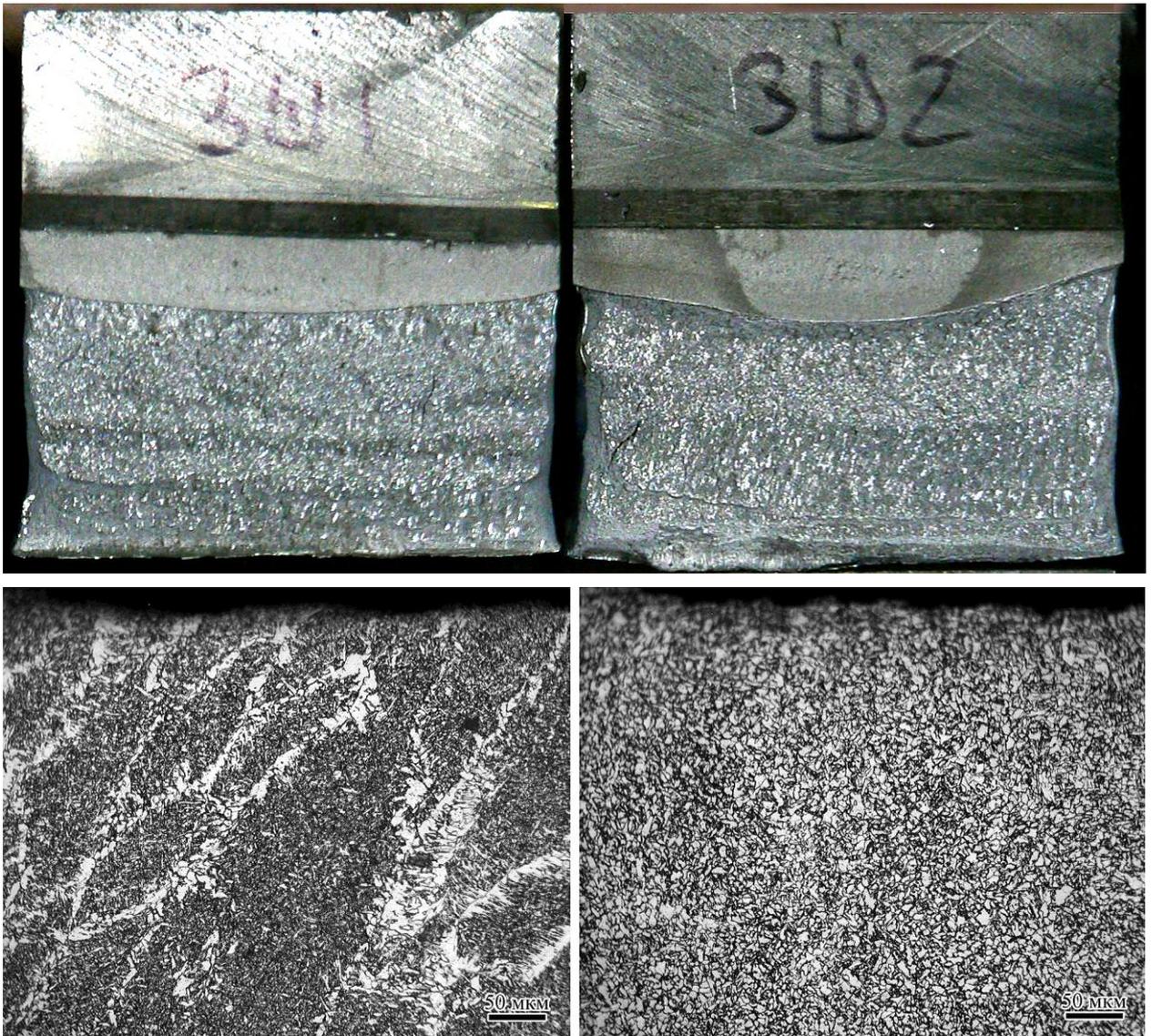


Рисунок 3.6 – Изломы образцов с надрезом от поверхности по металлу шва 10ГНА и соответствующая микроструктура у фронта трещины. Слева – старт разрушения по дендритам, событие типа С (СТОД = 0.10 мм), справа – старт разрушения по перекристаллизованной зоне, событие типа М (СТОД = 0.26 мм).

Результаты испытания сварных соединений стали F460W с надрезом по ЗТВ проанализированы на рис. 3.7 и в таблице 3.7 в виде значений  $J_{cr}$ . На первый взгляд, сопоставление данных, полученных на образцах типа SENB различных размеров, даёт неожиданный результат — масштабный эффект для них практически не наблюдается. Необходимо обратить внимание, что вероятность попадания в достаточно большой участок критической структуры (в данном случае, ЗТВ-I) увеличивается для малых образцов. Таким образом, имеются два конкурирующих фактора, связанных с уменьшением размеров образца: размерный фактор, действующий в пользу повышения трещиностойкости, и структурный фактор, её снижающий. К сожалению, большой разброс экспериментальных данных не позволяет сделать более уверенные выводы.

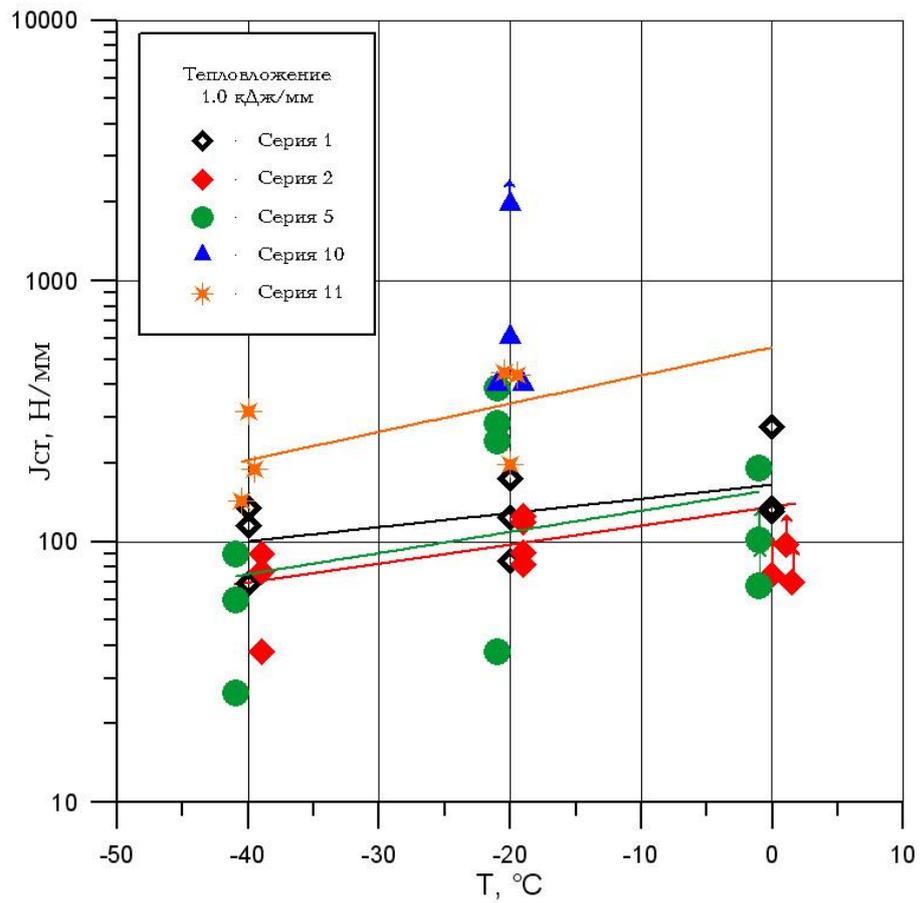


Рисунок 3.7,а — Трещиностойкость сварных образцов, низкое тепловложение.

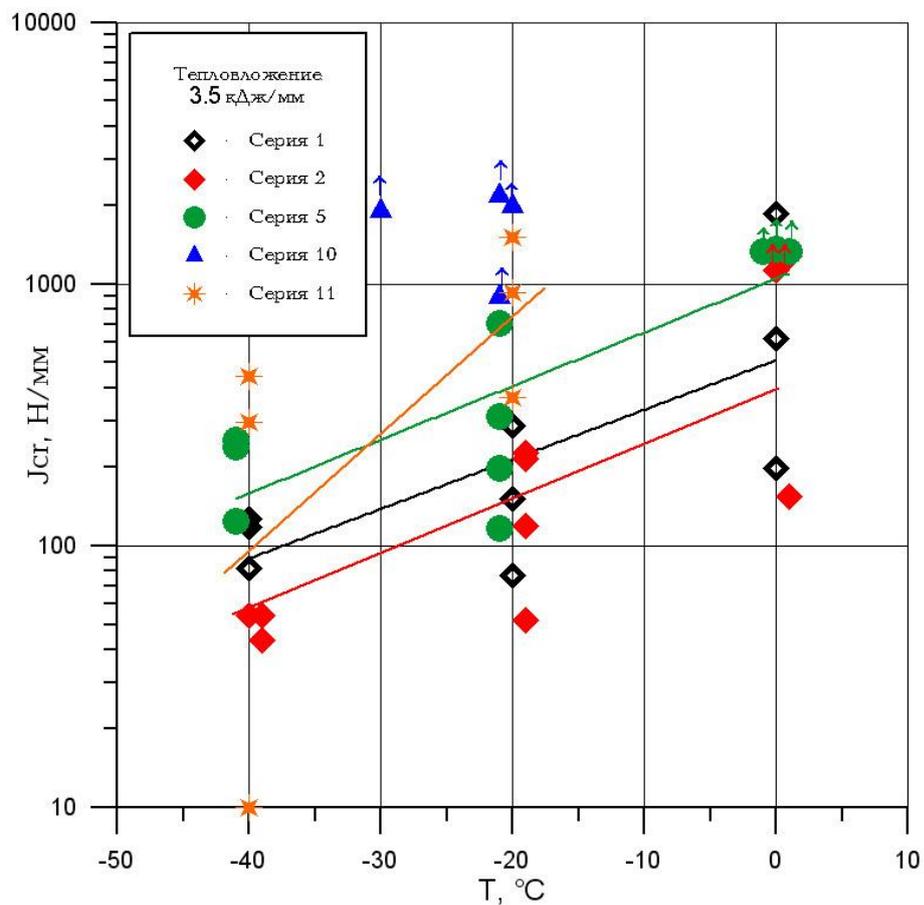


Рисунок 3.7,б – Трещиностойкость сварных образцов, высокое тепловложение.

**Таблица 3.7 — Интерпретация результатов определения трещиностойкости ЗТВ стали F460W**

Тепловложение	Серия	Тип образцов	Температура испытаний, °C					
			0		-20		-40	
Средние значения, Н/мм			$J_{cr}$	$R_c$	$J_{cr}$	$R_c$	$J_{cr}$	$R_c$
Низкое	1	SENB, $S \times 2S$	180	59.3	127	49.7	107	40.5
	2	SENB, $S \times S$	80↑	28.0↑	97	34.1	68	27.9
	5	SENB, $\frac{1}{2}S \times S$	120↑	32.5↑	239	46.6	59	23.9
	10	SENT, $S \times 2S$	-	-	845	83.3	-	-
	11	SENT, $3.5S \times S$	-	-	360	48.1	217	31.7
Высокое	1	SENB, $S \times 2S$	894	111.6	171	57.8	108	45.8
	2	SENB, $S \times S$	856↑	80.1↑	153	34.1	50	22.3
	5	SENB, $\frac{1}{2}S \times S$	1342↑	86.5↑	333	55.2	205	48.2
	10	SENT, $S \times 2S$	-	-	1727↑	100	-	-
	11	SENT, $3.5S \times S$	-	-	932	61.1	250	28.2

Также следует принимать во внимание тот факт, что большинство результатов испытаний сварных образцов соответствуют критическим событиям типа C, при которых пластическая составляющая J-интеграла сопоставима с упругой его частью. Поэтому для стандартных образцов SENB имеет смысл сравнивать только некоторые значения, полученные при 0...-20°C, что и сделано в таблице 3.8.

**Таблица 3.8 — Оценка достоверности различных версий влияния масштабного эффекта на измеряемую трещиностойкость ЗТВ**

№ серии	Результат испытаний ( $J_{cr}$ )	Наблюдаемая величина $R_c$	Ожидаемое, исходя из длины фронта трещины $t$	Ожидаемое, исходя из высоты нетто-сечения ( $W-a$ )
А. Сравнение с полнотолщинными образцами SENB серии 1				
1	=	=	=	=
2	=	<	=	>
5	=	<	>	>
10	>	=	=	>
11	>	<	<<	=
Б. Сравнение с квадратными образцами SENB серии 2				
1	=	>	=	<
2	=	=	=	=
5	=	=	>	=
10	>	>	=	<
11	>	=	<<	<

Примечание. Значки означают:

= примерное соответствие,

> трещиностойкость образцов этой серии в области вязко-хрупкого перехода выше,

< трещиностойкость образцов этой серии в области вязко-хрупкого перехода ниже.

Результаты испытаний образцов SENT серии 10 со снятыми ОЧН полностью отличаются от данных, полученных при испытаниях изгибом. Лишь в одном испытании для варианта сварки с низким тепловложением было получено хрупкое разрушение. Для остальных семи испытанных образцов хрупкие разрушения отсутствовали вплоть до раскрытия вершины трещины более 3 мм. При этом, в отличие от вязких разрушений образцов SENB, где высокие значения трещиностойкости достигаются при стабильном вязком подрасте трещины, в образце SENT такое раскрытие вершины трещины соответствует её притуплению, рис. 3.8, и перестаёт подчиняться известной корреляции с J-интегралом. Это свидетельствует об отличии условий не только хрупкого, но и вязкого разрушения в образцах SENT. Подробнее испытания образцов SENT описаны в разделе 3.2.

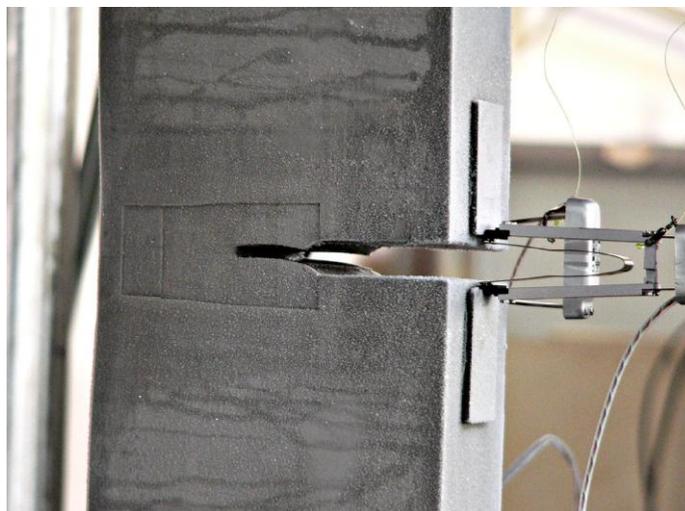


Рисунок 3.8 — Притупление вершины трещины в образце SENT.

### 3.1.4 Масштабный эффект для образцов с надрезом по ЗТВ

На рис. 3.9 показаны значения  $R_c$  металла сварных соединений в виде, аналогичном представлению результатов по трещиностойкости основного металла на рис. 3.3. Показано, что сохраняется тенденция одинакового наклона температурных зависимостей параметра  $R_c$  с тем же показателем экспоненты  $\lambda$ , как и для основного металла. Поэтому можно считать, что формула (3.8) так же применима для оценки необходимого температурного сдвига при испытании сварных образцов уменьшенных размеров, как и для образцов основного металла.

Из представленных результатов можно сделать следующие выводы.

1. Для образцов типа SENB различных размеров, особенно сварных, не наблюдается значимого масштабного эффекта в области критических событий U и C, что позволяет рекомендовать образцы SENB полной толщины квадратного сечения для использования при аттестации материалов.

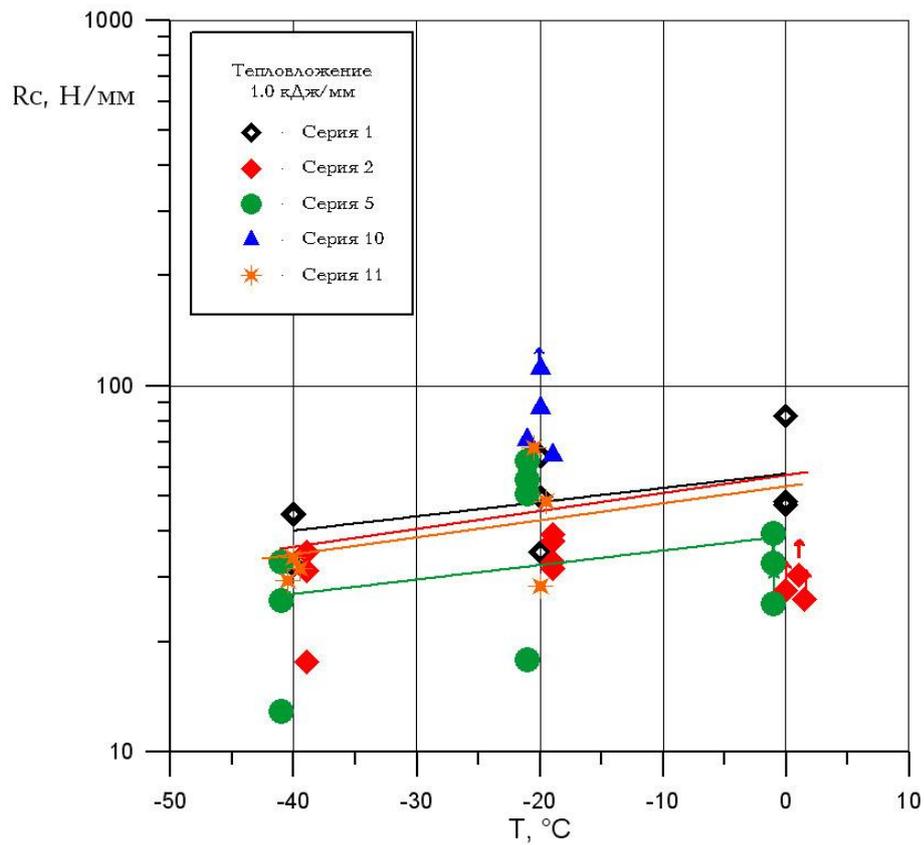


Рисунок 3.9,а — Трещиностойкость сварных соединений F460W, 60 мм. Низкое тепловложение при сварке.

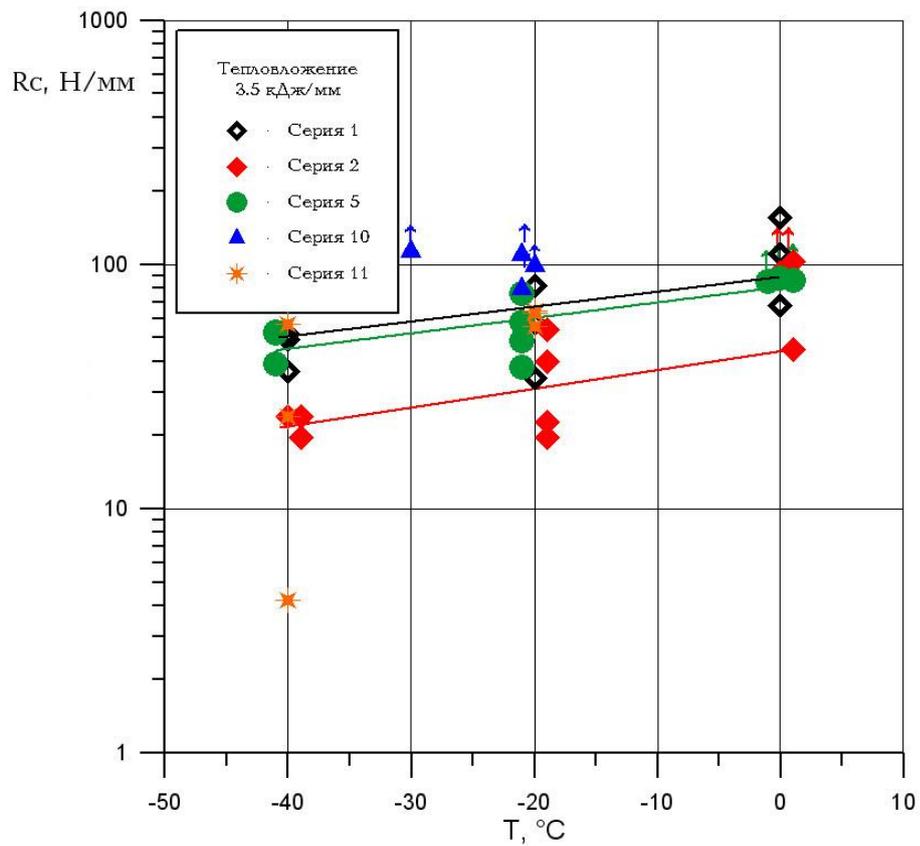


Рисунок 3.9,б — Трещиностойкость сварных соединений стали марки F460W, 60 мм. Высокое тепловложение при сварке.

2. Результаты, полученные на образцах типа SENT, превышают аналогичные на образцах SENB, при этом вязко-хрупкий переход при испытаниях на растяжение более резкий, торможение трещины затруднено повышенной запасённой энергией образца.

3. Несмотря на меньшую глубину трещины, крупногабаритные образцы серии 11 показывают результаты ниже, чем полученные SENT с глубокой трещиной серии 10. Очевидно, это вызвано присутствием ОСН: все образцы, кроме серии 11, подвергались локальному обжатию перед выращиванием трещины; напротив, крупногабаритные образцы были специально выбраны с максимальной возможной длиной шва для сохранения в них ОСН.

### **3.2 Расчётное обоснование методических вопросов испытаний образцов SENT**

Данный тип образцов был предложен в Европе (возможно, Энрико Торселетти) с целью снизить консерватизм условий испытаний по отношению к условиям нагружения конструкционного элемента с дефектом. Применение таких образцов, как отмечалось в главе 1, в зарубежной практике ограничивается толщинами до 25 мм, поскольку для испытаний требуется высокая приложенная нагрузка и большая рабочая длина испытательной машины. Стандарт на испытания в виде рекомендуемой практики был разработан Норвежским Веритасом в 2006 году (DNV-RP-F108), сейчас действует редакция 2017г [164]. В 2014 году на его основе выпущен стандарт BS 8571 [150].

В России испытания по данному документу активно проводились в лаборатории «Политех КСМ» с целью аттестации монтажных стыков трубопроводов, строящихся по зарубежным требованиям (проект «Северный поток-2»).

В НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» ранее не было опыта испытания таких образцов, поэтому были изготовлены образцы SENT обоих типов крепления – через пальцы с разрешением поворота концов относительно плоскости трещины («pin loaded»), и жёсткого крепления с зажимом концов («clamped»), и выполнены их пробные испытания. Также потребовалось изготовление оснастки для «pin loaded» образцов.

Для образцов типа SENT было необходимо разработать как методику испытаний, так и процедуру обработки результатов. Проблема заключается в том, что в проведённых за рубежом исследованиях по сопоставлению результатов испытаний стандартных образцов и образцов SENT последние используются

только в варианте выполнения надреза от поверхности, с распространением разрушения по толщине. Подобные испытания были выполнены в рамках настоящей работы на крупногабаритных образцах с зажатыми концами, моделирующими поведение конструктивных элементов с дефектами за счёт сохранения ОСН при длине шва в образце более 200 мм.

Для образцов с нагружением через пальцы исследовали распространение трещины в том же направлении, что и на образцах SENB, для отделения масштабного фактора от структурного.

Для обоих типов образцов SENT были выполнены численные исследования с привлечением комплекса МКЭ ANSYS с целью проверки соотношений, применяемых при обработке результатов и выяснения физической картины деформирования материала. В предыдущей главе были описаны исследования модели крупногабаритного образца SENT с запрещением поворота концов. Для такого типа образцов получение тарировочных зависимостей параметров трещиностойкости связано с учётом длины между захватными частями. Несколько по-другому обстоит дело с образцами, нагружаемыми через пальцы.

### **3.2.1 Испытания и расчёты образцов типа SENT с разрешением поворота концов**

Образцы типа «pin loaded» SENT (серия 10 на рис. 3.1), с пальцами, вставляемыми в отверстия на захватных частях, испытывают при растяжении, а на самом деле — при растяжении с дополнительным изгибом, как показало выполненное КЭ моделирование. Если вернуться к рисунку 1.22, где изображён образец, вырезаемый из трубы в продольном направлении, возникает закономерный вопрос: если использовать нагружение через пальцы, то как их располагать? Пальцы должны быть параллельны фронту трещины, а проушина в образце, показанном на рис. 3.10, *а*, находится в другой плоскости. Как оказалось, в итальянской лаборатории используют машину с качающимся захватом (с плоской стороны образца) и специальную переходную серьгу (со стороны с проушиной).

Исследования в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» были начаты с несколько нестандартного образца. Вид разработанной автором оснастки показан на рис. 3.10, *б*, её фото на рис. 3.11, а чертёж образца на рис. 3.12.

Исследования проводились с целью обоснования возможности испытаний образцов SENT в большой толщине, а также внесения ясности, какое сечение должно быть симметрично относительно линии нагружения – нетто или брутто. Эксцентриситет определяется размером  $x_1$ , рис. 3.12.

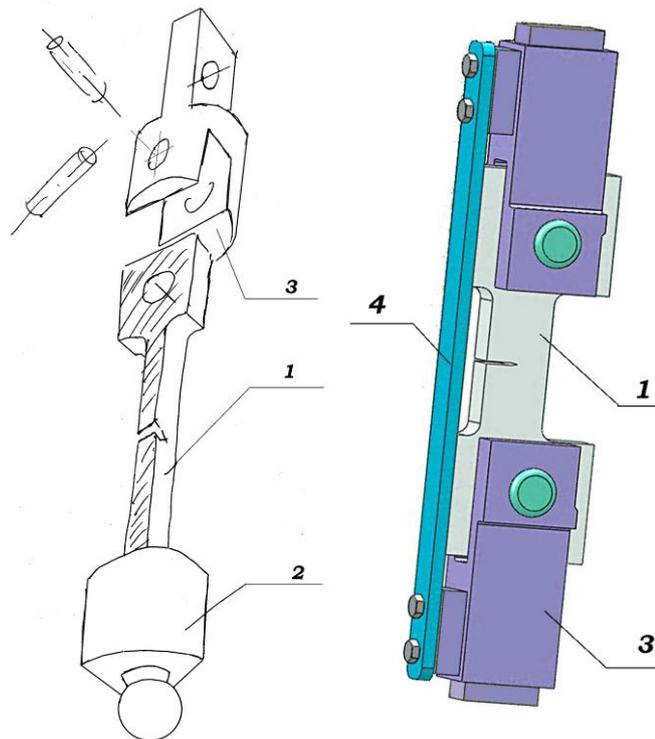


Рисунок 3.10 — Варианты оснастки для образца SENT (pinned).  
 а) итальянская схема, б) схема НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». 1 – образец, 2 – качающийся клиновой захват на шаровой опоре, 3 – серьга, 4 – установочная планка.

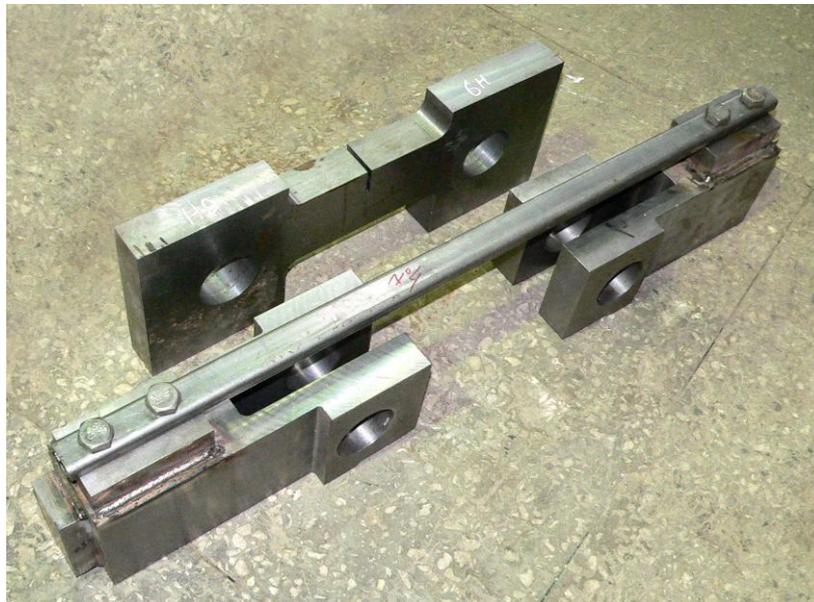


Рисунок 3.11 — Образец SENT (pin loaded) и оснастка, фото

Расчёты показали, что при произвольных соотношениях  $x_1$  и  $a$  выбранное тело не является образцом — податливость в месте установки датчика раскрытия меняется при нагружении и может не быть функцией.

Также проверялись возможности по выращиванию трещин на образцах такого типа. Оказалось, что выращивание трещин при растяжении не всегда

возможно, так как при нагрузках в общей упругости вероятно закрытие трещины, что связано с геометрией образца (или её несовершенством). При изгибе выращивать трещину проще, если нет массивных захватных частей, которые обладают большой инерцией. Поэтому рекомендуется использовать приварные захватные части и присоединять их к образцам с уже выращенной трещиной.

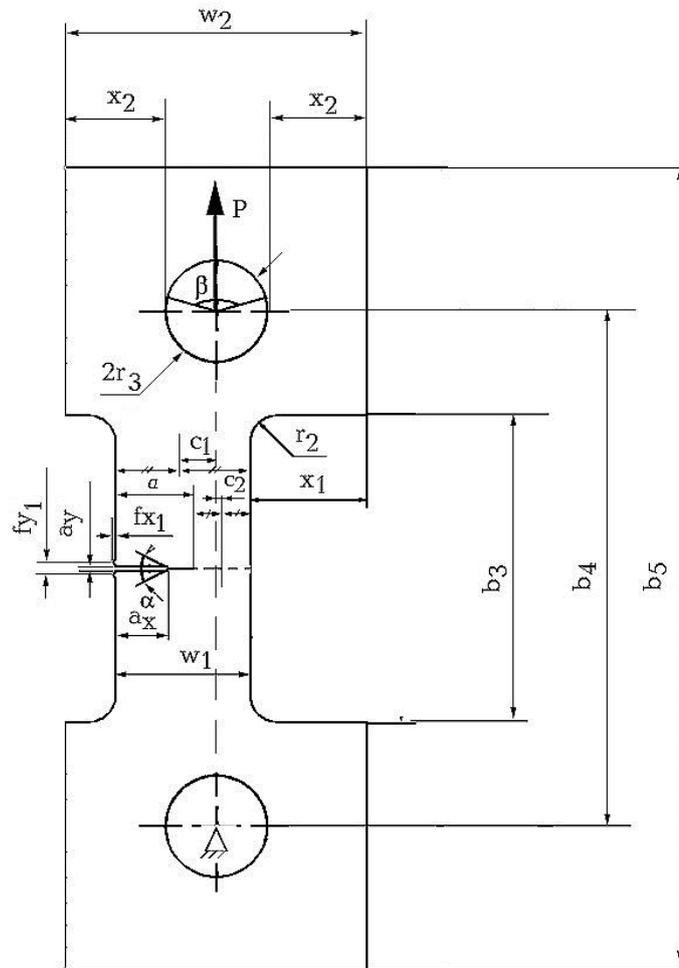


Рисунок 3.12 — Образец SENT (pin loaded), основные размеры

Размеры, которые использовались в эксперименте и расчёте:  $w_1=100$  мм,  $w_2=224$  мм,  $x_2=74$  мм,  $r_2=20$  мм,  $r_3=38$  мм,  $b_3=230$  мм,  $b_4=386$  мм,  $b_5=602$  мм,  $a_x=40$  мм,  $a_y=4$  мм,  $\alpha=60^\circ$ . Место установки датчика раскрытия:  $f_{x1}=2$  мм,  $f_{y1}=10$  мм. Эксцентриситет по бруто-сечению  $c_1$ , эксцентриситет по нетто-сечению  $c_2$ .

Расчёт выполнялся с помощью программы ANSYS. Решалась плоско-деформационная задача, ввиду симметричности рассматривалась половина образца; после приложения предварительной нагрузки трещина продвигалась при фиксированном перемещении (работа внешних сил равна 0), определялось приращение общей энергии тела  $dW$  на каждом этапе приращения трещины  $da$ .

Тарировочная функция  $Y$  определялась как

$$Y = \frac{t}{P} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot a}{(1 - \nu^2) \cdot t} \cdot \left(\frac{dW}{da}\right)}, \quad (3.9)$$

где  $E$  – модуль упругости;  $\nu$  – коэффициент Пуассона.

Согласно расчёту упругих тарировок, при отсутствии эксцентриситета по брутто-сечению ( $c = c_1/w_1 = 0$ ;  $x_1 = 62$  мм) можно использовать только короткие трещины с  $a/w_1 < 0.2$ , что сокращает диапазон применимости по отношению к действующим зарубежным стандартам. При этом

$$Y = 35.19 \cdot \left(\frac{a}{w_1}\right) \cdot \exp\left(1.33 \cdot \left(\frac{a}{w_1}\right) - 3\right).$$

Предполагалось, что при  $a = w_1/2$  эксцентриситет по нетто-сечению  $c_2$  будет равен нулю. Однако расчёты показали, что при  $a = w_1/2$  рекомендуется  $x_1 \approx 78.5$  мм ( $c_1 = 16.5$  мм,  $c_2 = 8.5$  мм,  $Y \approx 1.15$ ); а для уже изготовленных образцов с  $x_1 = 87$  мм оказалось необходимым вырастить трещину до длины  $a/w_1 \approx 0.64$  ( $c_1 = 25.0$  мм,  $c_2 = 7.0$  мм,  $Y \approx 1.67$ ). Этим точкам соответствует пересечение упругих тарировок, полученных при различных нагрузках. То есть для образцов «pin loaded» SENT ограничен диапазон длин трещин, при которых они являются собственно образцами.

$J$ -интеграл определялся путём вычисления работ внешних сил  $A(a, u) = \int_0^u P(u) \cdot du$  при нагружении силой  $P$  на перемещение  $u$ , рассчитываемых методом Бегли-Ландеса для тел с трещинами длиной  $a$  и  $a + \Delta a$ , и определении их разности,

$$J(a, u) = \frac{A(a, u) - A(a + \Delta a, u)}{\Delta a}. \quad (3.10)$$

Эмпирически установленная по результатам МКЭ зависимость для изготовленного образца с  $c = 0.25$  ( $c_1 = 25.0$  мм) и длиной усталостной трещины  $a/w_1 = 0.64 \pm 0.005$  позволяет определять  $J$  для конкретного испытанного образца как

$$J = \frac{0.533 \cdot \int_0^{u_1} P(u_1) \cdot d(u_1)}{(w_1 - a) \cdot t}, \quad (3.11)$$

где  $u_1$  – перемещения, измеряемые датчиком раскрытия берегов надреза на базе  $f_{u_1} = 10$  мм (рис. 3.12), интеграл представляет собой полную работу деформирования образца, определяемую в данном случае как площадь под

диаграммой «нагрузка – перемещение берегов надреза, измеряемое датчиком на торцевой поверхности».

Устойчивость данной зависимости доказана дополнительными расчётами МКЭ при различных углах  $\beta$  (рис. 3.12), имитирующих зону контакта пальца с проушиной образца ( $\beta = 60^\circ$  и  $\beta = 150^\circ$ ) и значительно отличающихся свойствах испытуемого материала ( $E_{\text{test}} = 0.5E$ , предел текучести  $\sigma_{Y\text{test}} = 0.75\sigma_Y$ , показатель упрочнения  $n_{\text{test}} = 2n$ ). Кроме этого, отмечено, что использование датчика раскрытия берегов надреза позволяет исключить из рассмотрения пластическую деформацию в районах пальцев и упругие деформации нагружающей системы испытательной машины.

Для определения СМОД (раскрытия надреза на поверхности) и СТОД с помощью образцов SENT используются два датчика раскрытия берегов надреза, рис. 3.13. В данном случае применяли тип их размещения, показанный на рис. 3.13,б или рис. 3.14: первый датчик расположен на расстоянии  $l_1 = f_{x1} + a$  от вершины трещины ( $f_{x1} = 2$  мм), второй находится с боковой стороны образца на расстоянии  $l_2$  от вершины трещины ( $l_2 < l_1$ ).

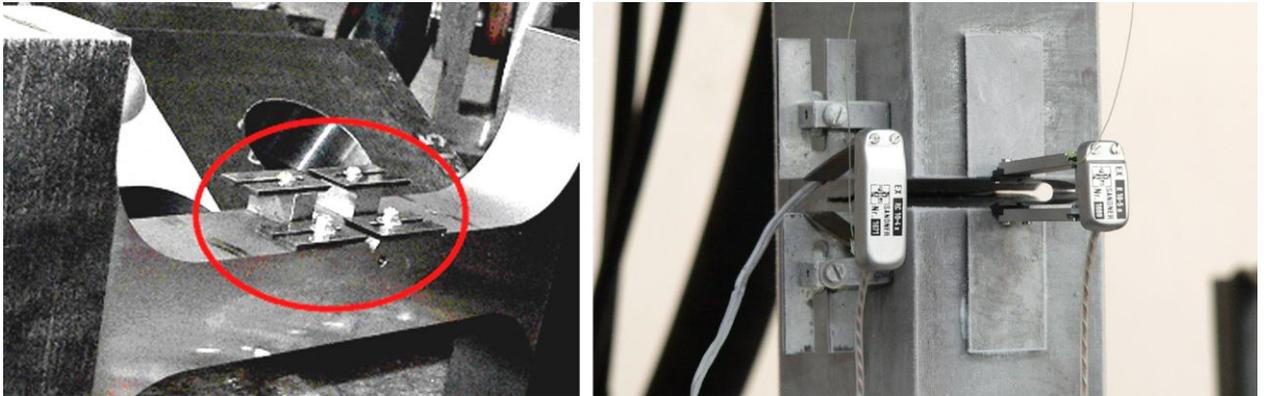


Рисунок 3.13 – Варианты установки датчиков раскрытия берегов надреза

Раскрытие в вершине трещины определяли из геометрических соображений ,

$$\text{CTOD} = v_1 - \frac{(v_1 - v_2)l_1}{l_1 - l_2}, \quad (3.12)$$

где  $v_1$  и  $v_2$  — перемещения, регистрируемые датчиками, рис. 3.14 (см. также рис. 1.23), данная формула является стандартной [150].

На рис. 3.15 показан процесс испытания с предварительным охлаждением и излом образца с увеличенной длиной усталостной трещины.

Для оценки влияния типа образца на получаемую трещиностойкость основного металла, Н.С.Забавичевым было изготовлено и испытано несколько

образцов SENT основного металла – стали 10ХНЗМД (АБ2-2), с короткой трещиной ( $a \approx 0.3W$ ), серия 10 в терминах рисунка 3.1. Вид образцов показан на рис. 3.16. Образцы испытывались в той же оснастке (рис. 3.15), результаты представлены в таблице П1 Приложения А.

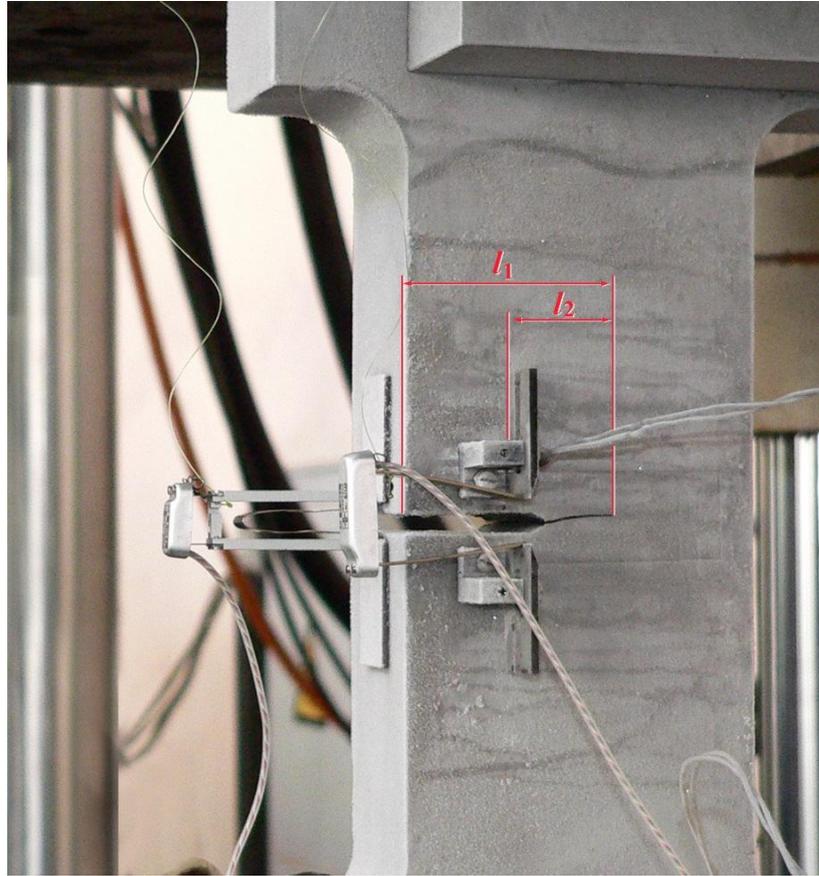


Рисунок 3.14 — Вариант расположения датчиков раскрытия при испытании.



Рисунок 3.15, а — Образец «pin loaded» SENT, предварительное охлаждение.



Рисунок 3.15,б — Образец SENT (pin loaded). Процесс испытания и вид излома.



Рисунок 3.16 — Образцы «pin loaded» SENT основного металла, серия 10.

### 3.2.2 Испытания крупногабаритного сварного образца типа SENT и его расчётные исследования

Для решения поставленной задачи были проведены дополнительные исследования, включающие в себя проведение крупномасштабного эксперимента на широких (для исключения релаксации ОСН при вырезке) образцах с трещиной,

нагружаемых растяжением, и численные исследования для обеспечения корректной обработки результатов испытаний таких образцов (серия 11, рис. 3.5). В главе 2 было высказано предположение, что такие крупногабаритные сварные образцы из-за присутствия ОСН хорошо моделируют поведение конструкционных элементов с дефектами.

На рис. 3.17 представлен общий вид крупногабаритных образцов, изготовленных из тех же сварных соединений стали F460W (таблица 3.6), что и образцы других серий, а также фотографии процесса подготовки к испытанию и самого испытания. Образец был спроектирован для испытания на растяжение на испытательной машине «Шенк-10000 кН». При проведении испытаний на образец устанавливали два датчика раскрытия берегов надреза, расположенные вблизи поверхности образца (с учётом усиления шва) и на удалении около 14 мм от неё, рис. 3.17, в.



Рисунок 3.17, а-г – Проведение эксперимента на крупномасштабных образцах:  
 а – внешний вид образца,  
 б – предварительное выращивание усталостной трещины до приварки захватных частей,  
 в – установка ножей датчиков раскрытия (надрез выполнен по линии сплавления),  
 г – охлаждение жидким азотом в термостате перед испытанием.

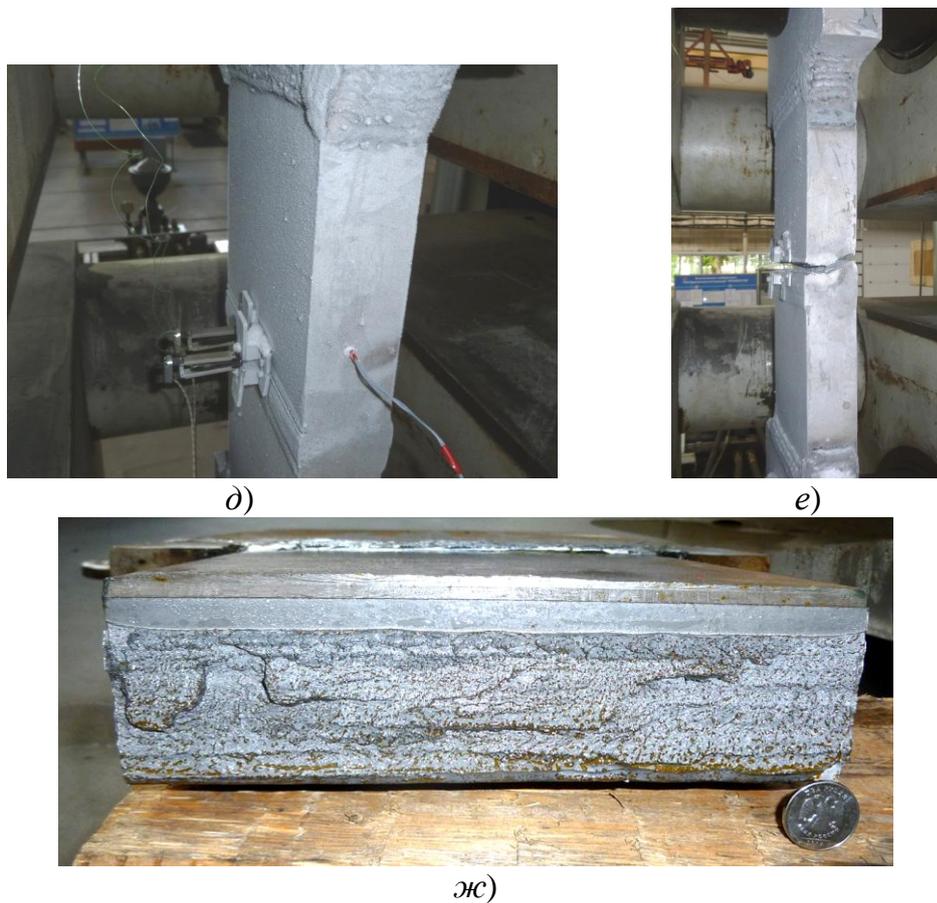


Рисунок 3.17, *д-ж* – Проведение эксперимента на крупномасштабных образцах:  
*д* – установка датчиков и контроль температуры перед испытанием,  
*е* – образец после разрушения, *ж* – вид излома.

Значения СТOD сначала рассчитывались из геометрических соображений согласно стандарту [150], по формуле (3.12). Обнаружено, что трещина может сначала закрываться при нагружении, в зависимости от начальной угловой деформации образца после сварки («домика»), рис. 3.18.

Из этого следует два вывода:

- в сварных конструкциях величина СТOD зависит не только от свойств материала, но и от способа нагружения и макродеформации конструктивных элементов при сварке, что затрудняет её использование,

- рассчитать референсную величину СТOD можно через J-интеграл (который менее подвержен влиянию начального несовершенства формы образца или конструктивного элемента) по найденным тарировкам для образца/элемента идеальной прямизны, что и было сделано.

В результате проведенного КЭ моделирования, рассмотренного выше в главе 2, установлено, что при наличии трещины глубиной более 15% толщины образца начальный «домик» и ОСН незначительно влияют на корреляцию J-интеграла и СТOD, что показано на рис. 3.19.

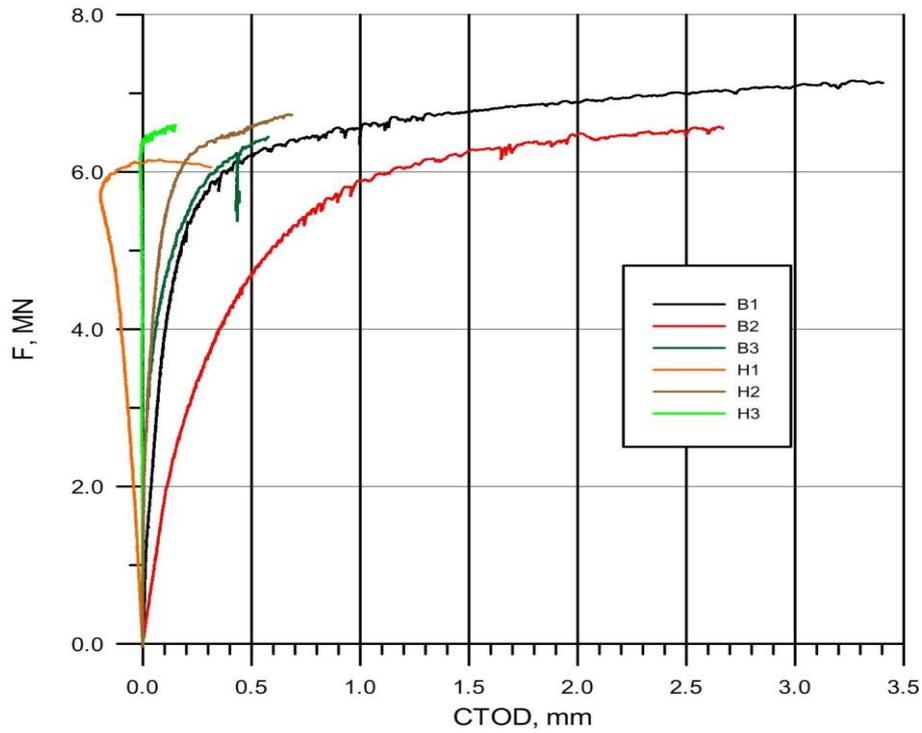


Рисунок 3.18 — Влияние начальной кривизны образца на CTOD, определяемый геометрическим методом (по экспериментальным данным). В1 – образец без начального «домика».

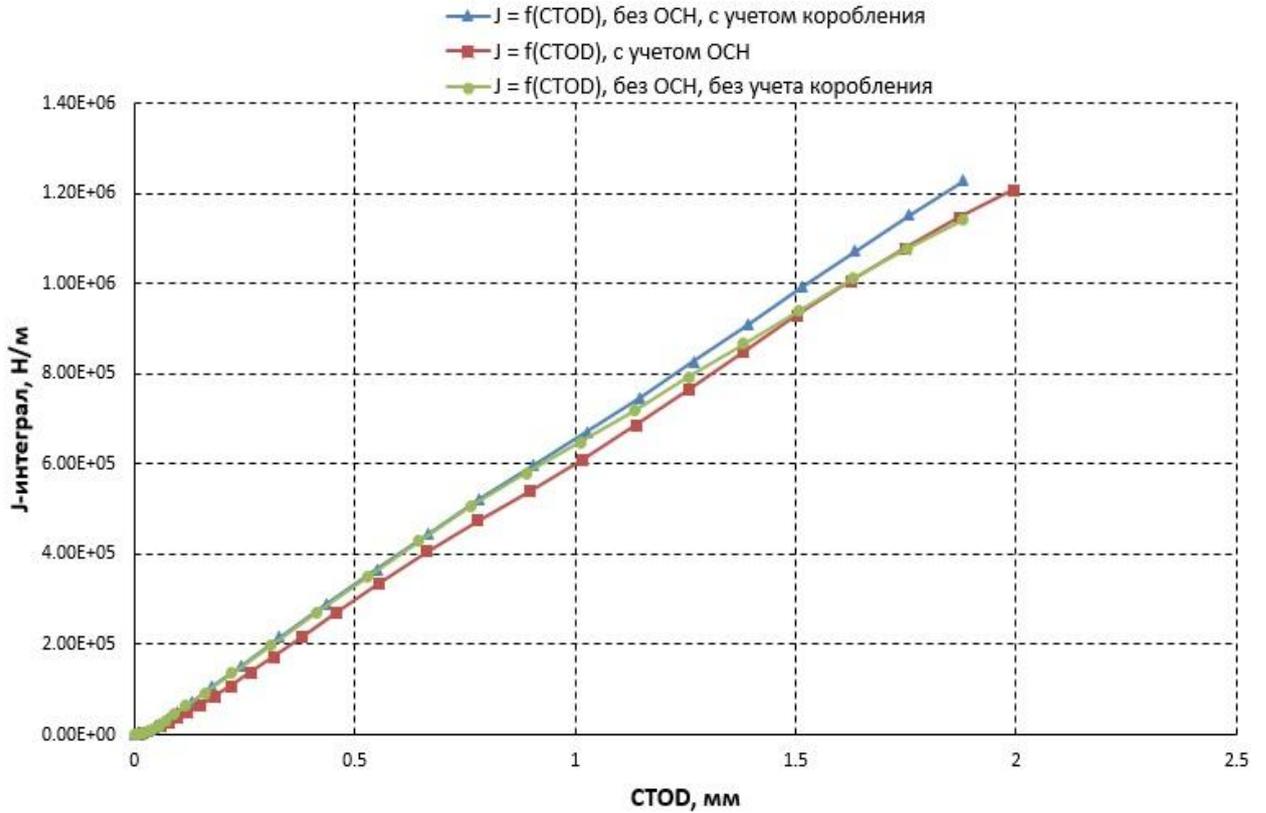


Рисунок 3.19 — Зависимости J-интеграла от CTOD ( $a/W = 0.1501$ ) для трех вариантов моделирования: 1) с учетом ОСН, 2) без учета ОСН, но с учетом коробления образца («домика») и 3) без учета ОСН, без учета «домика».

Полученное МКЭ для данного образца соотношение  $J \approx 1.2\sigma_Y \cdot \text{CTOD}$  проверялось по экспериментальным данным таблицы П2 Приложения А. Для автоматической сварки, где предел текучести металла шва примерно равен пределу текучести основного металла (500 МПа), экспериментально получено среднее значение  $J \approx 508 \cdot \text{CTOD}$ ; для полуавтоматической сварки, где металл шва значительно прочнее,  $J \approx 1261 \cdot \text{CTOD}$  при большом разбросе данных и различной начальной кривизне образцов. Поэтому пересчёт через J-интеграл оказывается весьма приблизительным.

Количественная связь J-интеграла с параметрами, которые могут быть определены в результате реального испытания, определялась при решении задач МКЭ в трёхмерной постановке. Такая постановка не может быть сведена к двумерной, поскольку при расчётах МКЭ в условиях больших пластических деформаций J-интеграл, полученный в плоскодеформационной постановке, количественно отличается от J-интеграла, полученного в трёхмерной постановке (рис. 3.20).

На рис. 3.21 показана зависимость  $J$  от работы по деформированию образца  $A$  в диапазоне относительных длин трещин  $a/W = 0.06 \dots 0.25$ , в котором данная зависимость хорошо аппроксимируется функцией

$$J = \theta \frac{\varphi_1 \cdot A}{W - a} \exp\left(\varphi_3 \frac{A_p}{A}\right), \quad (3.13)$$

где

$$\varphi_1 = a_1 \left(\frac{a}{W}\right)^{a_2} \exp\left(a_3 \frac{a}{W}\right) + a_4,$$

$$\varphi_2 = a_5 \left(\frac{a}{W}\right)^{a_6} \exp\left(a_7 \frac{a}{W}\right),$$

$$\varphi_3 = a_8 \left(\frac{a}{W}\right)^{a_9} \exp\left(a_{10} \frac{a}{W}\right) + a_{11},$$

$$\theta = \begin{cases} 1, & A_p = 0 \\ \left(\frac{A_p}{A}\right)^{\varphi_2}, & A_p > 0 \end{cases}$$

$W$  – толщина образца,

$A_p$  – пластическая составляющая работы по деформированию образца;

величины коэффициентов  $a_1 = 38.90$ ,  $a_2 = 0.99$ ,  $a_3 = -0.51$ ,  $a_4 = -1.32$ ,  $a_5 = 0.74$ ,  $a_6 = 0.64$ ,  $a_7 = 0.63$ ,  $a_8 = 115.80$ ,  $a_9 = 1.25$ ,  $a_{10} = -6.50$ ,  $a_{11} = -3.78$ .

Соответственно, тарировочная функция  $\varphi$  имеет вид

$$\varphi = \theta \frac{\varphi_1}{W - a} \exp\left(\varphi_3 \frac{A_p}{A}\right). \quad (3.14)$$

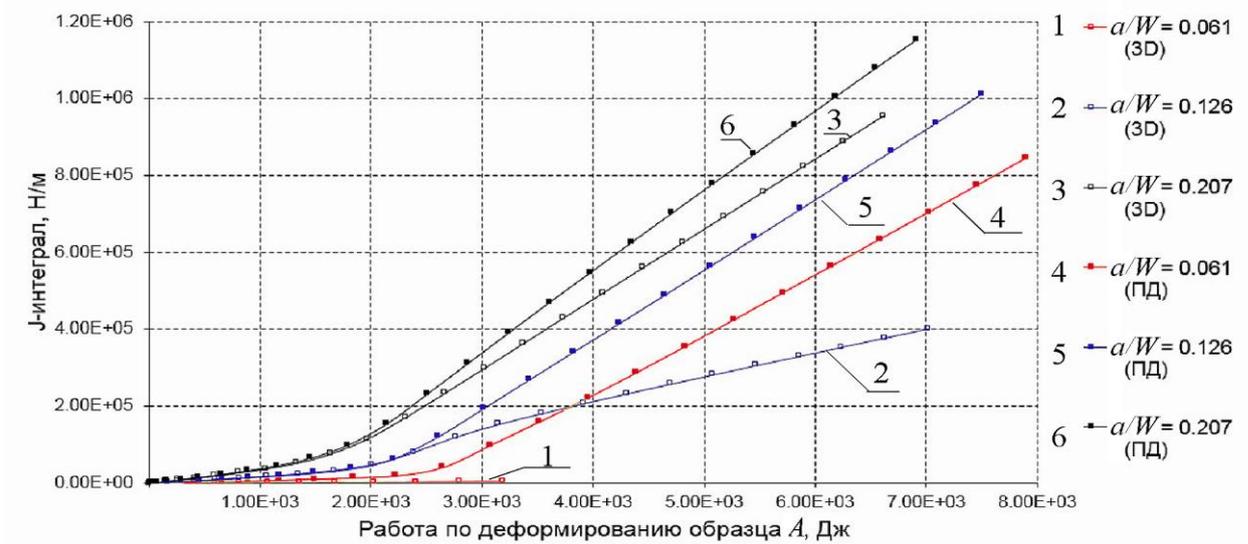


Рисунок 3.20 — Зависимость  $J(A)$  для случая 3D и ПД постановок для относительных длин трещины  $a/W = 0.061; 0.126; 0.207$ .

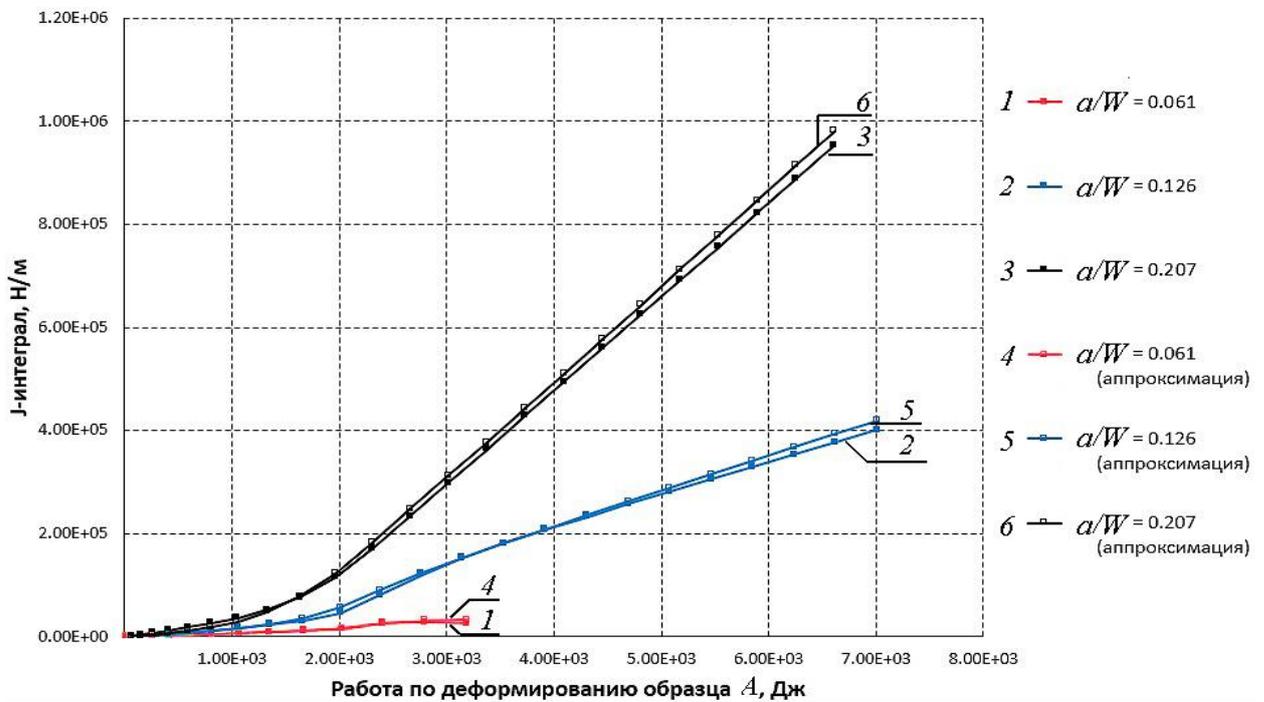


Рисунок 3.21 — Зависимость J-интеграла от работы деформирования образца ( $A$ ) (для относительных длин трещины  $a/W = 0.061; 0.126; 0.207$ ).

На практике перемещение точек приложения нагрузки, позволяющее построить диаграмму нагружения с целью определения работы нагружения  $A$  и выделения её пластической составляющей  $A_p$  вызывает определённые затруднения. Как правило, при испытании измеряют перемещения в точках поверхности образца, близких к устью трещины («раскрытие берегов надреза»). Связь между измеряемыми перемещениями и перемещениями точек приложения нагрузки (по результатам моделирования МКЭ) представлена на рис. 3.22.

Считая влияние кривизны образца малым (рис. 3.22), можно использовать серию зависимостей для неискривлённого образца как номограмму для перестроения диаграммы нагружения. Очевидно, эти зависимости являются функцией механических свойств материала и геометрических параметров образца и должны быть рассчитаны заранее, до испытаний на трещиностойкость, что несколько снижает универсальность испытаний.

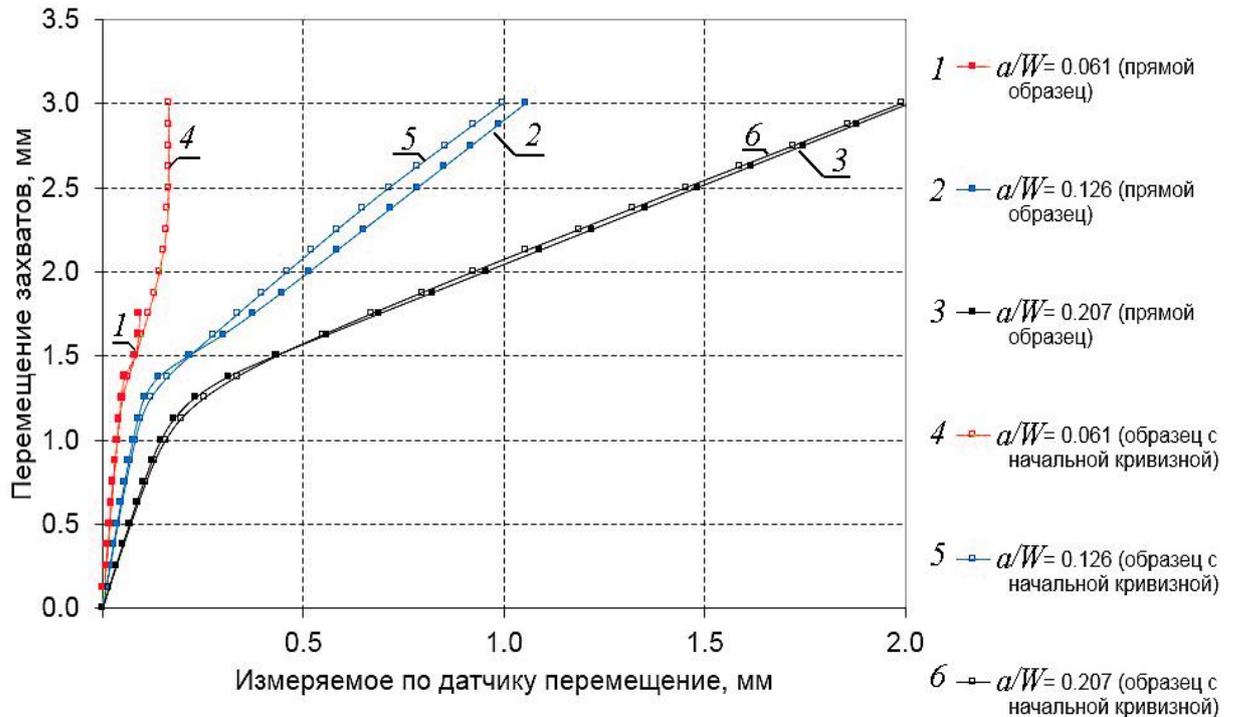


Рисунок 3.22 — Связь перемещения захватов с перемещением, измеряемым по датчику для прямого образца и образца с начальным угловым смещением половин образца 1 градус (для относительных длин трещины  $a/W = 0.061$ ;  $0.126$ ;  $0.207$ ).

Чтобы ответить на вопрос о нагруженности в окрестности вершины трещины при сравнительно большой длине сварного соединения, при которой ожидается наличие ОСН в направлении вдоль шва, были построены графики рис. 3.23 для момента начала стабильного подраста трещины ( $CTOD \approx 0.2$  мм), показывающие, что ОСН формируют зону повышенной жёсткости напряжённого состояния на некотором расстоянии от вершины трещины в модели крупногабаритного образца как при нагружении растяжением, так и изгибом. Таким образом, различие между SENT и SENB в части нагруженности материала гораздо меньше, чем между отсутствием и наличием ОСН (одной и той же нагрузке при наличии ОСН соответствуют большие значения J-интеграла и  $CTOD$ , чем без ОСН). Однако в рамках использованной модели отношение  $\sigma_1/\sigma_i$  не может быть корректно определено в пределах «зоны процесса» (см. пункт 1.2.1.2) на расстоянии порядка 3

CTOD у вершины трещины, поэтому на рис. 3.23 поставлен знак вопроса. Проблема потребовала дополнительного изучения, чему посвящён раздел 3.3.2.

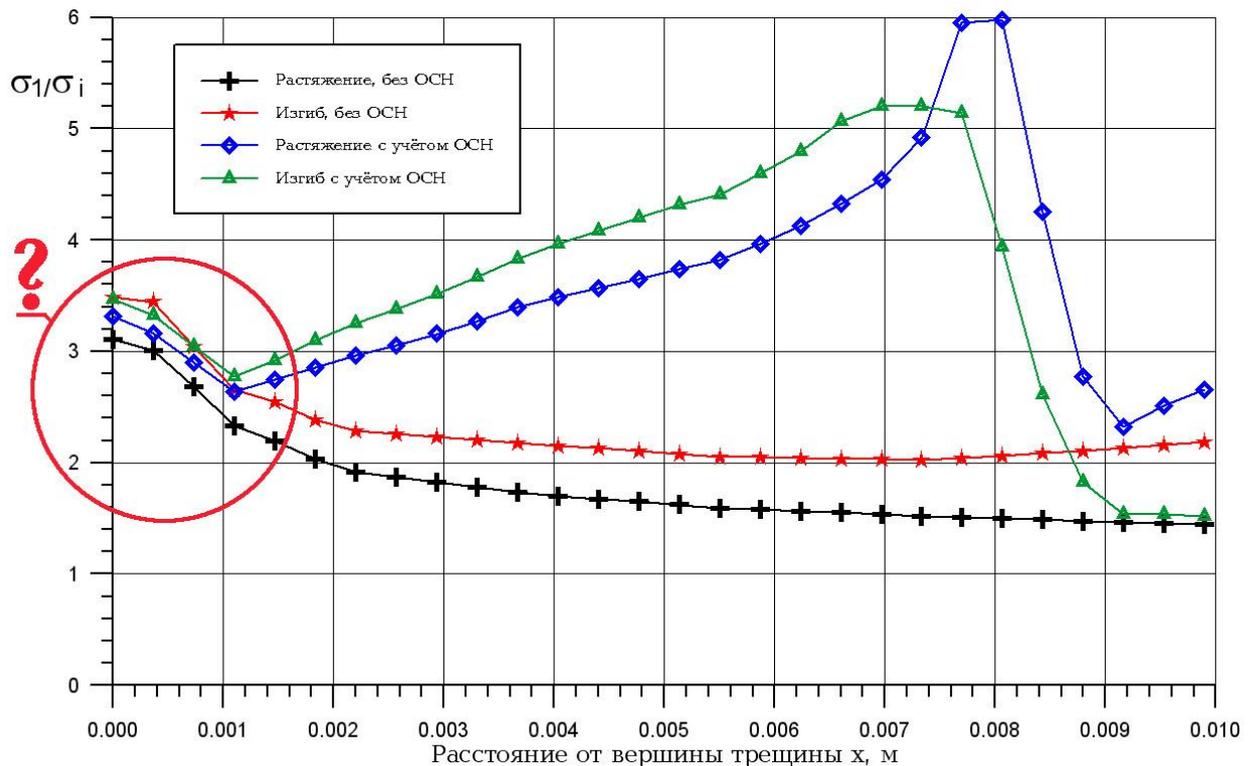


Рисунок 3.23 — Жёсткость напряжённого состояния перед вершиной трещины в модели конструкционного элемента с трещиной (крупногабаритном образце) при различных видах нагружения и в присутствии ОСН.

На основе расчётных данных МКЭ для модели конструкционного элемента – крупногабаритного образца получена тарировочная функция, позволяющая, интерпретируя экспериментальные данные (диаграмму деформирования, раскрытие берегов трещины) определять характеристики трещиностойкости. Подтверждено, что она практически соответствует стандартной [150, 164] для образцов типа «clamped» SENT (с заземлёнными концами), несмотря на то, что геометрические характеристики рассматриваемых крупномасштабных образцов находятся вне стандартных интервалов как по длине фронта трещины, так и по рабочей длине образца. По результатам испытаний сварных крупногабаритных образцов можно сделать следующие выводы:

1. Предположение о том, что результаты испытаний образцов типа SENT могут существенно снижаться за счёт возрастания нагруженности при наличии ОСН, подтверждается экспериментом: трещиностойкость на крупногабаритных образцах ниже, чем на образцах SENT с глубокой трещиной (последние были

подвергнуты стандартной процедуре бокового обжатия для снятия ОСН перед выращиванием трещины).

2. Тем не менее, эксперименты полностью подтверждают, что в области вязко-хрупкого перехода характеристики трещиностойкости, получаемые при испытаниях образцов SENT даже с наличием ОСН выше, чем на образцах SENB полной толщины. Результаты, полученные на крупномасштабных образцах, находятся между ними, на верхней огибающей результатов, полученных на образцах SENB, при тех температурах, когда для последних трещиностойкость составляет не ниже требуемой.

3. При этом следует иметь в виду, что хрупкое разрушение образцов SENT не останавливается из-за большой упругой энергии, запасаемой образцом такого типа, поэтому полностью хрупкий механизм разрушения может наблюдаться при более высоких температурах, чем при изгибе. При испытаниях отмечен один случай полностью хрупкого разрушения крупногабаритного образца при  $-40^{\circ}\text{C}$ .

4. Критическое значение трещиностойкости ( $J_{cr}$ , CTOD), соответствующее критерию применимости материала в соответствии с действующими Правилами Регистра, для крупногабаритных образцов достигается при температуре на  $20-30^{\circ}\text{C}$  ниже, чем для образцов SENB с надрезом по толщине.

5. Металлографический анализ испытанных крупногабаритных образцов показал, что разметка надреза по крупнозернистой ЗТВ-I у линии сплавления в большинстве случаев не приводит к распространению разрушения вдоль этой линии (только 2 случая из 12), хотя в крупногабаритных образцах использована специальная К-образная разделка шва с прямой кромкой, которая обычно не применяется в производственных условиях, а крупнозернистый материал ожидаемо должен обладать пониженной трещиностойкостью.

### **3.3 Жёсткость напряжённого состояния в «зоне процесса»**

Экспериментально определяемые параметры трещиностойкости:  $K_{Ic}$  – критический КИН, критические значения J-интеграла и раскрытия трещины CTOD ( $\delta_{cr}$ ) показывают зависимость от размеров образца. Следствием этого является общепринятое в нормативных документах требование проведения испытаний на трещиностойкость на образцах полной (натурной) толщины. Однако получаемые результаты зависят и от способа нагружения образца растяжением или изгибом из-за возможного отличия НДС на фронте трещины в образце, где присутствие ОСН

возможно, от НДС в вершине дефекта в конструкции, где вероятно присутствие высокого уровня ОСН.

### 3.3.1 НДС на фронте трещины без учёта ОСН

НДС у вершины трещины неоднократно анализировалось с использованием метода конечных элементов (МКЭ), например, в работах [212, 213, 225], однако роль constraint-эффекта (эффекта стеснения деформации) применительно к условиям возникновения хрупкого разрушения до сих пор представляется спорной. Параметром, контролирующим выполнение условия плоской деформации (ПД) при реализации хрупких разрушений, должно быть отношение размера «зоны процесса» – области реализации высокого градиента напряжений и деформаций, имеющей порядок раскрытия трещины  $\delta$ , к величине  $t$ : при  $\delta/t < 0.1$  оно может считаться выполненным. Такая оценка близка к условию корректности определения критического значения  $J_{Ic}$ , приводимому в соответствующих стандартах, например, [141]. Оно приблизительно соответствует неравенству для предельного значения J-интеграла

$$J_{cr} < J_{max} = 0.05t\sigma_Y, \quad (3.15)$$

где  $\sigma_Y$  – предел текучести, и обычно выполняется для судостроительных и трубных сталей при уменьшении толщины вплоть до 10 мм и достаточно высоких температур  $T$ , соответствующих «верхнему шельфу» зависимости  $J_{cr}(T)$ .

Данное утверждение подтверждается экспериментально наблюдаемыми фактами: наличие масштабного эффекта при испытаниях образцов с боковыми канавками, предотвращающими развитие участков среза; пропорциональность размера «губ среза» ширине нетто-сечения ( $W-a$ ) образцов различных толщин (что означает независимость отношения протяжённости участков среза и отрыва от толщины  $t$ ); а также несущественное различие параметров трещиностойкости, определённых по моменту хрупкого разрушения, при испытаниях гладких образцов и образцов с боковыми канавками. Согласно известным результатам теории пластичности, при полномасштабной текучести (ПМТ), предшествующей разрушению образца, степень приближения к ПД должна определяться не самой толщиной образца  $t$ , а величиной отношения  $t$  к высоте нетто-сечения ( $W-a$ ).

Для сопоставления распределения напряжений в вершине трещины в образцах различной геометрии выполнены расчёты МКЭ в трёхмерной постановке. На рис. 3.24, а, представлены фрагменты сеточной аппроксимации. Такая сетка КЭ

пригодна для образца типа SENT, нагружаемого растяжением. Для нагружения изгибом часть элементов объявлялась упругими вставками. Трещина моделировалась U-образным надрезом с радиусом 0.05 мм при вершине. Сеточная модель с «математическим» разрезом без притупления, использованная в предыдущем пункте для определения энергетических параметров разрушения, в данном случае непригодна, так как необходимо достаточно точное определение напряжений в окрестности вершины трещины [100].

На рис. 3.24, б, приведены распределения отношения максимальных главных напряжений к их интенсивности  $\chi = \sigma_1/\sigma_1$  по сечению образца в середине и на четверти толщины, перед вершиной трещины. Представлены данные для образцов SENB серий 1 и 5 и образца SENT серии 10 (рис. 3.1) при одинаковом значении  $J = 200$  Н/мм. Упрощённый параметр  $Q$  рассчитан как разность отношения  $\sigma_1/\sigma_1$  для образцов серии 5 или 10 и аналогичного отношения для образца серии 1. Полученная информация дополняет решение, представленное выше в п. 3.2.2. Диаграмма деформирования материала аппроксимирована линейным законом упрочнения, предел текучести принят равным 500 МПа, модуль деформационного упрочнения — 2000 МПа. Рис. 3.25,а представляет зависимости  $Q$  от расстояния от вершины трещины  $x$  для среднего по толщине сечения образцов, рис. 3.25,б — для сечения, соответствующего  $1/4$  толщины.

Получено, что для образцов SENB различных размеров в середине толщины в вершине трещины достигается теоретически предельное значение  $\chi \approx 3.0$ ; толщина образца влияет лишь на ширину зоны высокой объёмности, что видно из различия значений  $\chi$  в сечении, смещённом относительно середины толщины (рис. 3.24, б). Напротив, для образцов SENT это отношение не превышает 2.5 даже в срединном сечении. Это означает, что если для образцов SENB стандартных соотношений размеров при некоторой температуре испытаний уменьшение толщины образца приводит к снижению вероятности хрупких разрушений, то для образцов SENT при той же температуре они могут быть полностью исключены.

Полученные с участием автора результаты [57, 126] согласуются с результатами численных исследований, представленных в работе [199]. На рис. 3.25 приведены зависимости отношения  $\sigma_1/\sigma_Y$  от расстояния до вершины трещины. При малом деформационном упрочнении и малой величине деформаций в зоне максимальных напряжений отрыва они близки к приведённым на рис. 3.24.

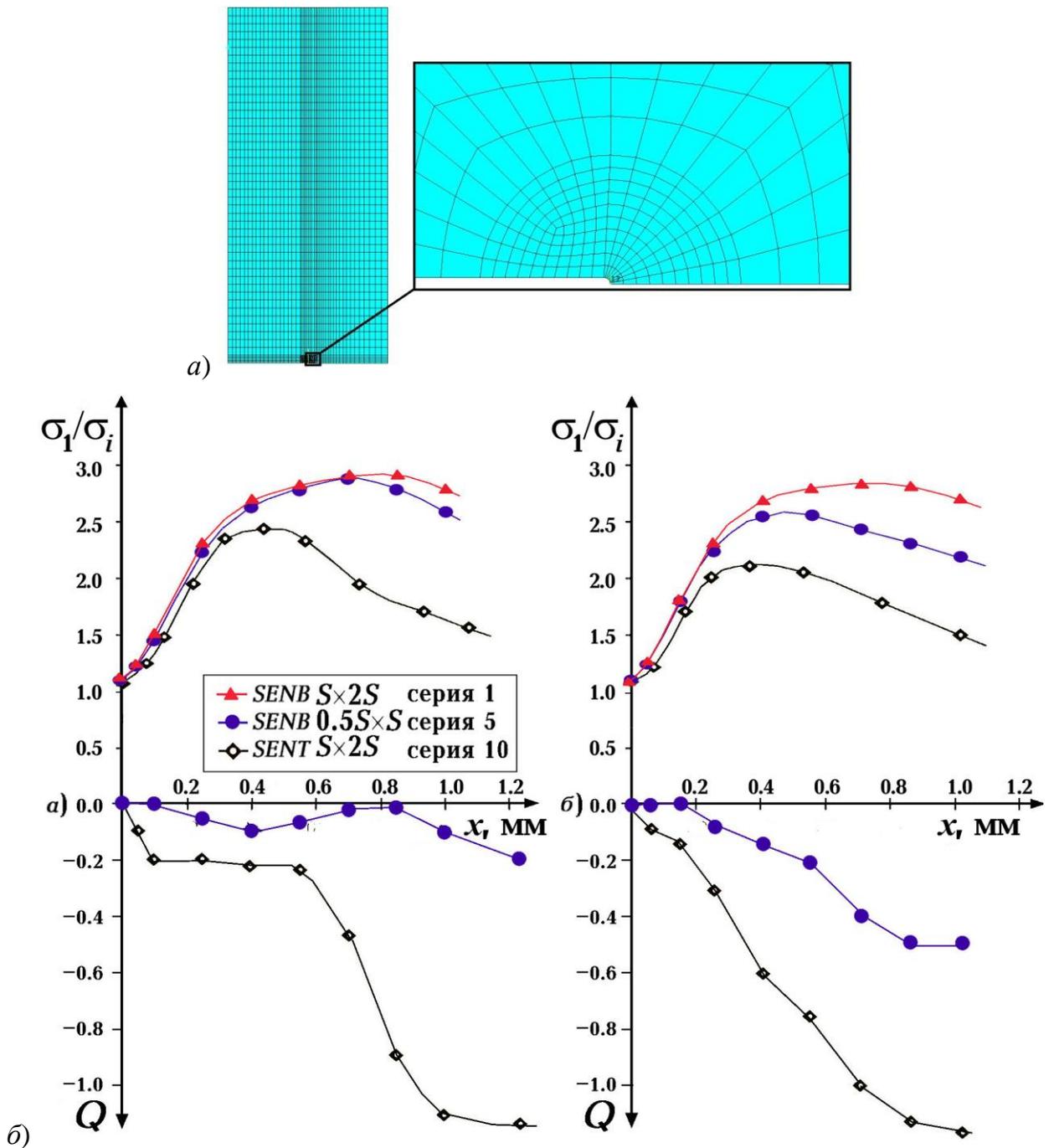


Рисунок 3.24 — Определение параметров жёсткости напряжённого состояния впереди вершины трещины: *a* — сеточная аппроксимация образца, сечение в плоскости трещины; *б* — Жёсткость напряжённого состояния  $\sigma_1/\sigma_i$  и параметр  $Q$  в образцах SENB двух типоразмеров (серии 1 и 5) и образцах SENT (серия 10) [56]: слева – в середине толщины, справа – в сечении, соответствующем  $1/4$  толщины.

Существенным фактом является то, что в стандартных образцах SENB с возрастанием параметра нагрузки  $J$  размер области высоких значений  $\sigma_1/\sigma_Y$  возрастает при сохранении их уровня, то есть вероятность разрушения однозначно растёт. В то же время для образцов SENT с ростом  $J$  рост зоны концентрации напряжений сопровождается падением жёсткости напряжённого состояния, то есть

вероятность разрушения даже может снижаться. Это может объяснять феноменально высокие результаты определения трещиностойкости при испытаниях образцов данного типа.

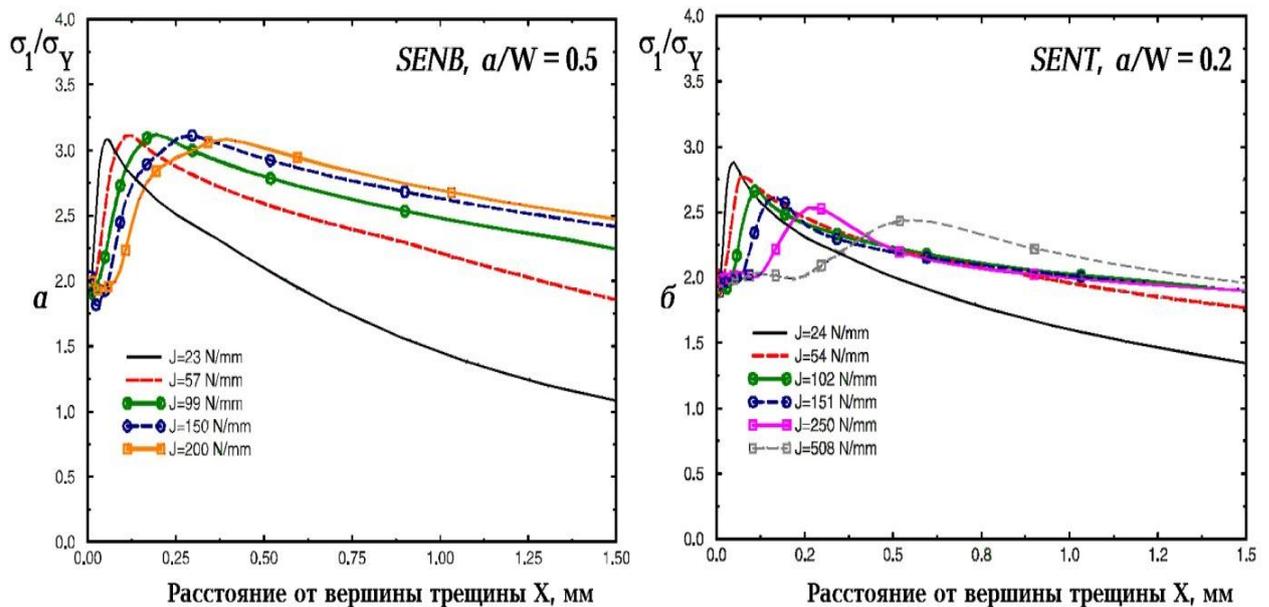


Рисунок 3.25 — Распределение параметра жёсткости напряжённого состояния  $\sigma_1/\sigma_Y$  перед вершиной трещины в образцах SENB и SENT [56].

### 3.3.2 НДС на фронте трещины в присутствии ОСН

Результаты, полученные в предыдущем пункте, полностью подтверждают возможность получения существенно различных величин трещиностойкости при изменении способа нагружения образцов в отсутствие остаточных сварочных напряжений (ОСН). Однако необходимо учитывать, что оценка параметров жёсткости напряжённого состояния для элемента натурной конструкции с трещиной должна включать в себя учёт поля ОСН.

В связи со сказанным, была построена и рассчитана КЭ модель тела с краевой трещиной, основные размеры которой соответствуют крупногабаритному образцу серии 11. Модель исследована в постановке ПД, поэтому использовать параметр  $T_z$  не представилось возможным, в данной постановке  $T_z \rightarrow 0.5$  в окрестности вершины трещины во всех случаях. Трещина моделировалась изначально существующим U-образным надрезом длиной 5, 6, 9 или 14 мм с радиусом при вершине 0.05 мм (рис. 3.24, а), что позволило предварительно решить на той же сетке конечных элементов термомодеформационную задачу в целях моделирования наличия ОСН.

Для этого сначала решался ряд термических задач для области «нагрева» – круга радиусом 2.77 мм с центром, совпадающим с центром радиуса надреза.

Имитировалось тепловложение в этот круг, температура превышала  $700^{\circ}\text{C}$ . На основании решения был запомнен ряд полей температур. Температурное поле было приложено в качестве нагрузки для решения термомеханической задачи сварочного нагрева и охлаждения, при котором берега трещины фиксировались. Каждая задача решалась индивидуально; на выходе были получены диаграмма нагружения и эпюры НДС по сечению перед вершиной трещины для каждого этапа нагружения; значение  $J$  определялось по стандартным формулам [150, 192], по величине нагрузки.

В дальнейшем тело с полученным НДС после сварки, заданным в виде перемещений (или без него в случае отсутствия ОСН), подвергалось механическому нагружению растяжением либо изгибом до достижения одинакового значения  $J$ -интеграла, примерно равного  $150 \text{ Н/мм}$ , что соответствовало раскрытию в вершине трещины  $0.20...0.24 \text{ мм}$ . Результаты расчётов показаны в графическом виде на рис. 3.26–3.29. На первом из них в более мелком масштабе показана преимущество решений, получаемых при решении двух различных задач: рассматриваемой в настоящем пункте и выше, в главе 2 (где в трёхмерной постановке методом Бегли-Ландеса находились тарировочные зависимости  $J$ -интеграла). Решения, представленные на рис. 3.26 для  $x \leq 1 \text{ мм}$ , относятся к модели в постановке ПД, свыше  $1 \text{ мм}$  – к середине сечения модели конструкционного элемента с трещиной при том же значении  $J$ -интеграла.

Определение параметра  $\chi = \sigma_1/\sigma_i$  выполнено для «зоны процесса» на расстоянии  $x = 2J/\sigma_Y \approx 0.8 \text{ мм}$  от вершины трещины. Получены несколько неожиданные результаты о наличии влияния ОСН на жёсткость напряжённого состояния.

Расчётные исследования в данном направлении должны быть продолжены, так как, во-первых, при решении упрощённой проверочной задачи влияние ОСН на жёсткость напряжённого состояния выявлено не было. Во-вторых, необходимо сравнивать конструкционный элемент с дефектом, возникшим в ходе сварки (фактически, до неё) с образцом, в котором надрез выполнялся механически после сварки, по полю ОСН. Здесь возникает дополнительное противоречие, какую форму трещины использовать – острый «математический» надрез либо притупление. При этом следует планировать расчёты с учётом ограничений по возможностям программы ANSYS.

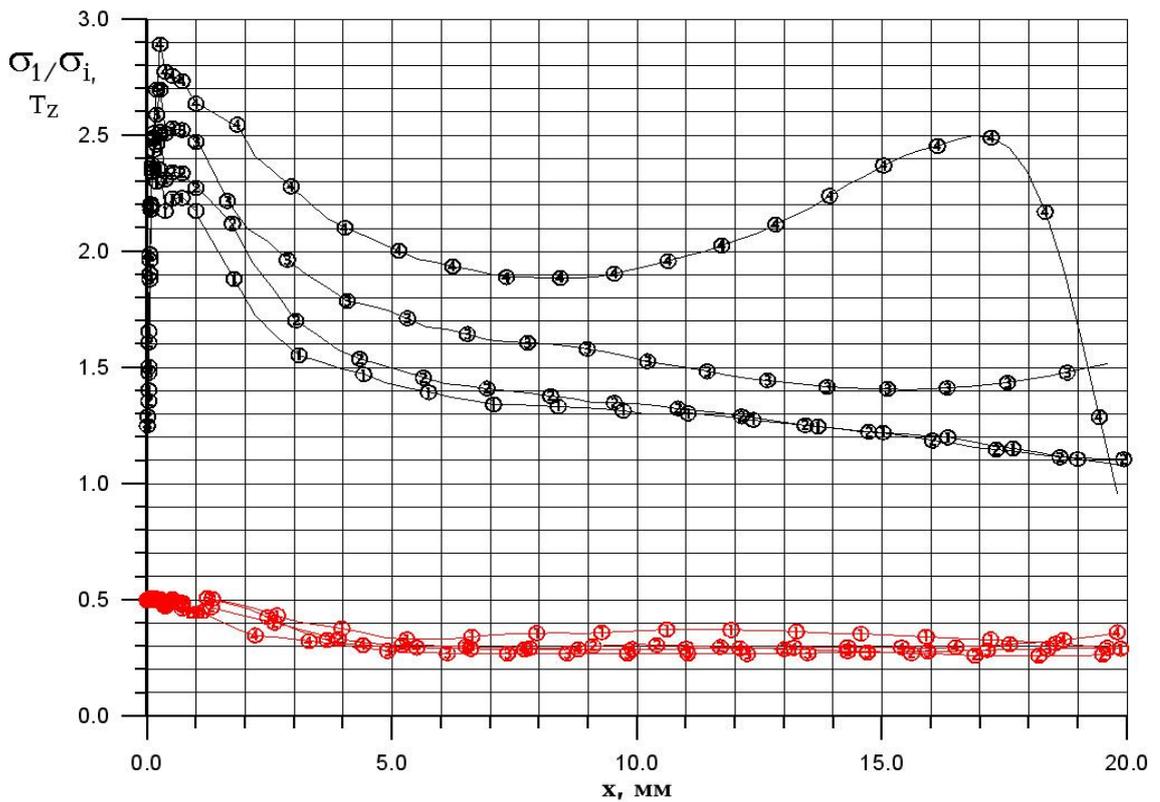
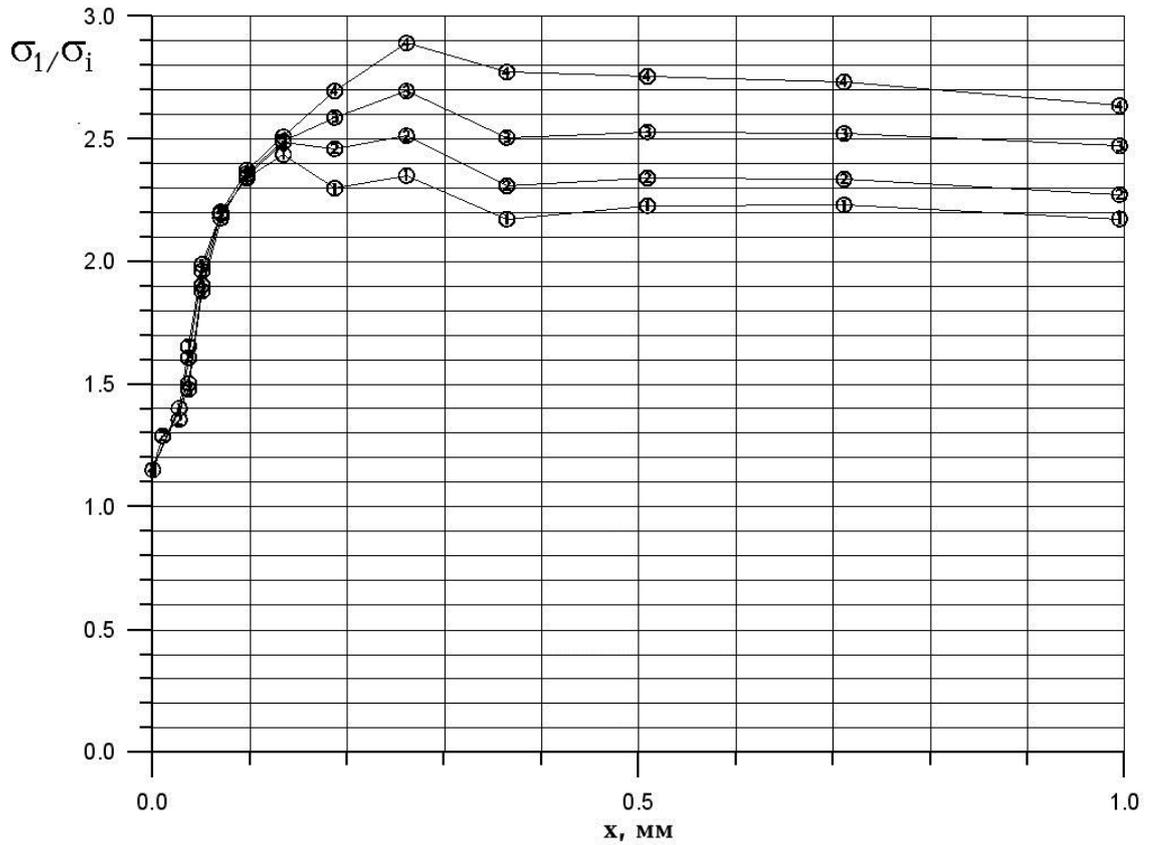


Рисунок 3.26 — Распределение параметров жёсткости напряжённого состояния  $\sigma_1/\sigma_i$  и  $T_z = \sigma_z/(\sigma_x + \sigma_y)$  ( $T_z$  только для задачи, решённой в трёхмерной постановке) впереди вершины трещины для модели конструктивного элемента с трещиной. Кривые ①–④ соответствуют глубине трещины  $a = 5, 6, 9$  и  $14$  мм ( $a/W$  от 0.083 до 0.23). Нагружение изгибом в отсутствие ОСН. Нижний рисунок показывает преэстивенность решений двух различных задач.

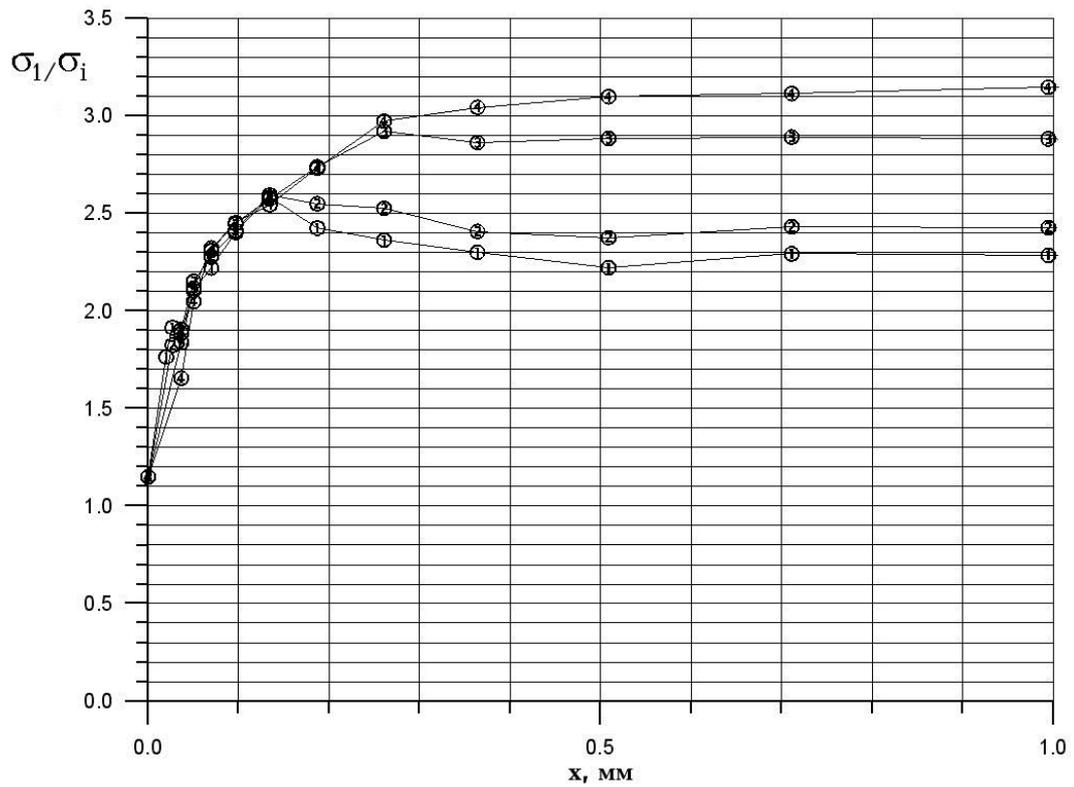


Рисунок 3.27 — Распределение параметра жёсткости напряжённого состояния  $\sigma_1/\sigma_i$  для модели конструктивного элемента с трещиной. Кривые ①–④ соответствуют глубине трещины  $a = 5, 6, 9$  и  $14$  мм ( $a/W$  от 0.083 до 0.23). Нагружение изгибом при наличии ОСН.

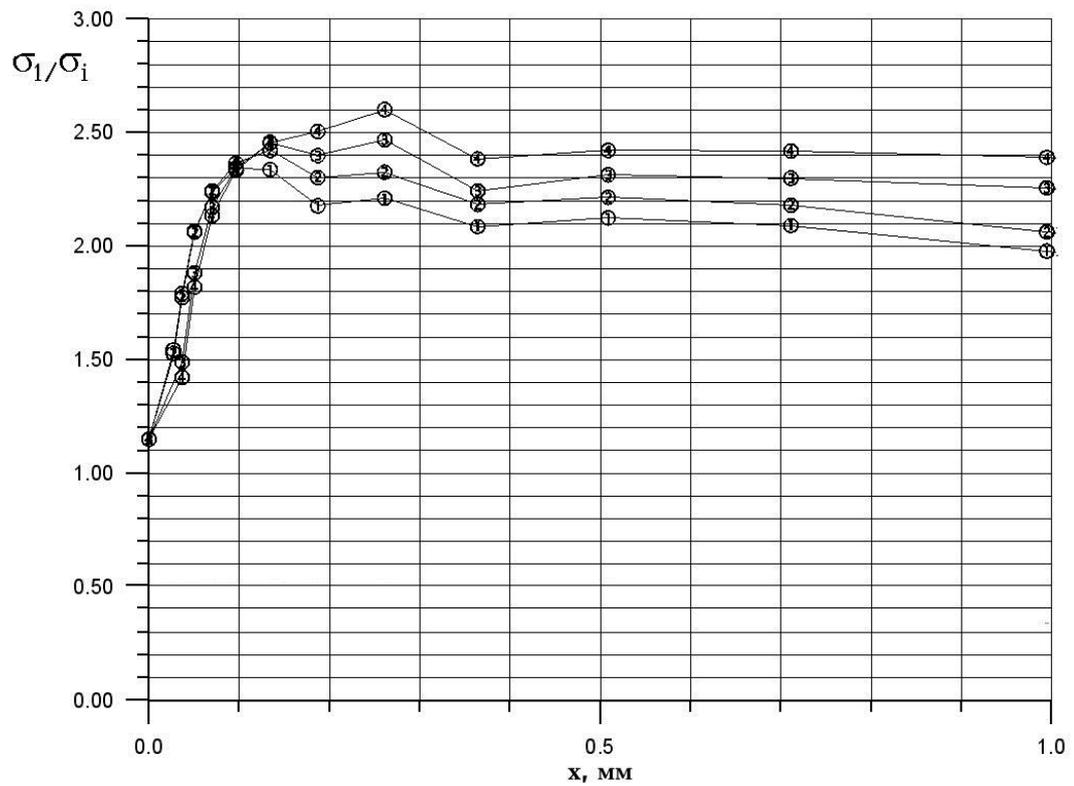


Рисунок 3.28 — Распределение параметров жёсткости напряжённого состояния  $\sigma_1/\sigma_i$  и  $T_z$  для модели конструктивного элемента с трещиной. Кривые ①–④ соответствуют глубине трещины  $a = 5, 6, 9$  и  $14$  мм ( $a/W$  от 0.083 до 0.23). Нагружение растяжением в отсутствие ОСН.

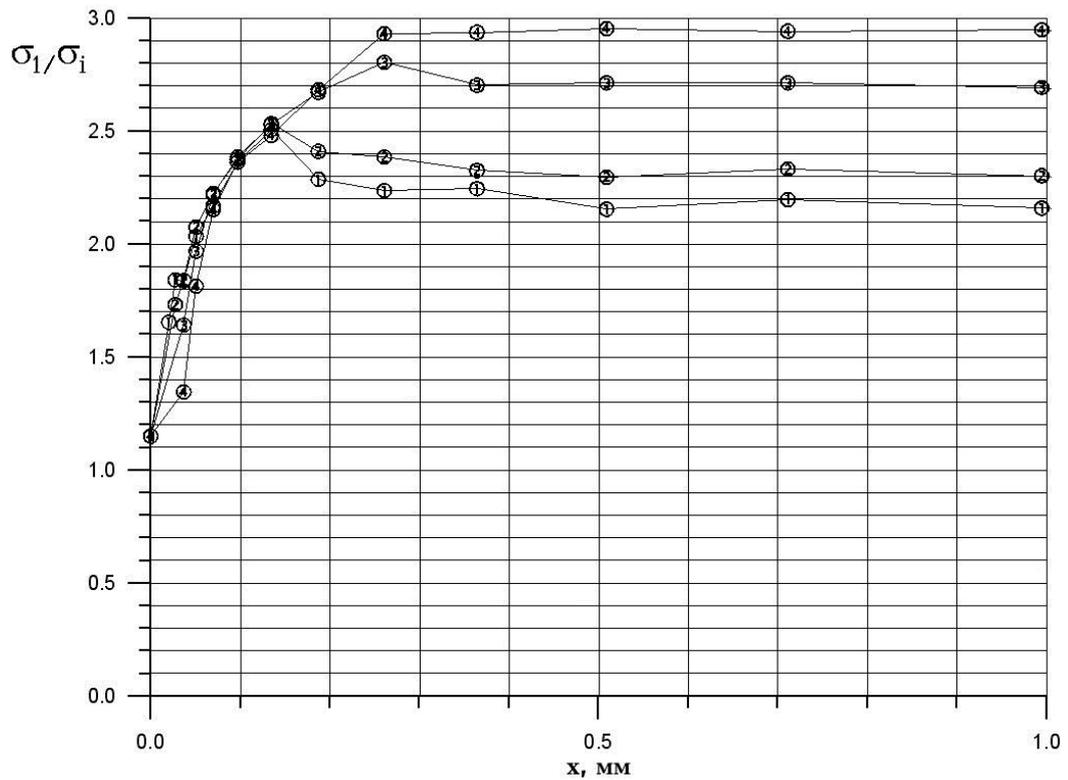


Рисунок 3.29 — Распределение параметров жёсткости напряжённого состояния  $\sigma_1/\sigma_i$  и  $T_z$  для модели конструктивного элемента с трещиной. Кривые ①–④ соответствуют глубине трещины  $a = 5, 6, 9$  и  $14$  мм ( $a/W$  от 0.083 до 0.23). Напряжение растяжением при наличии ОСН.

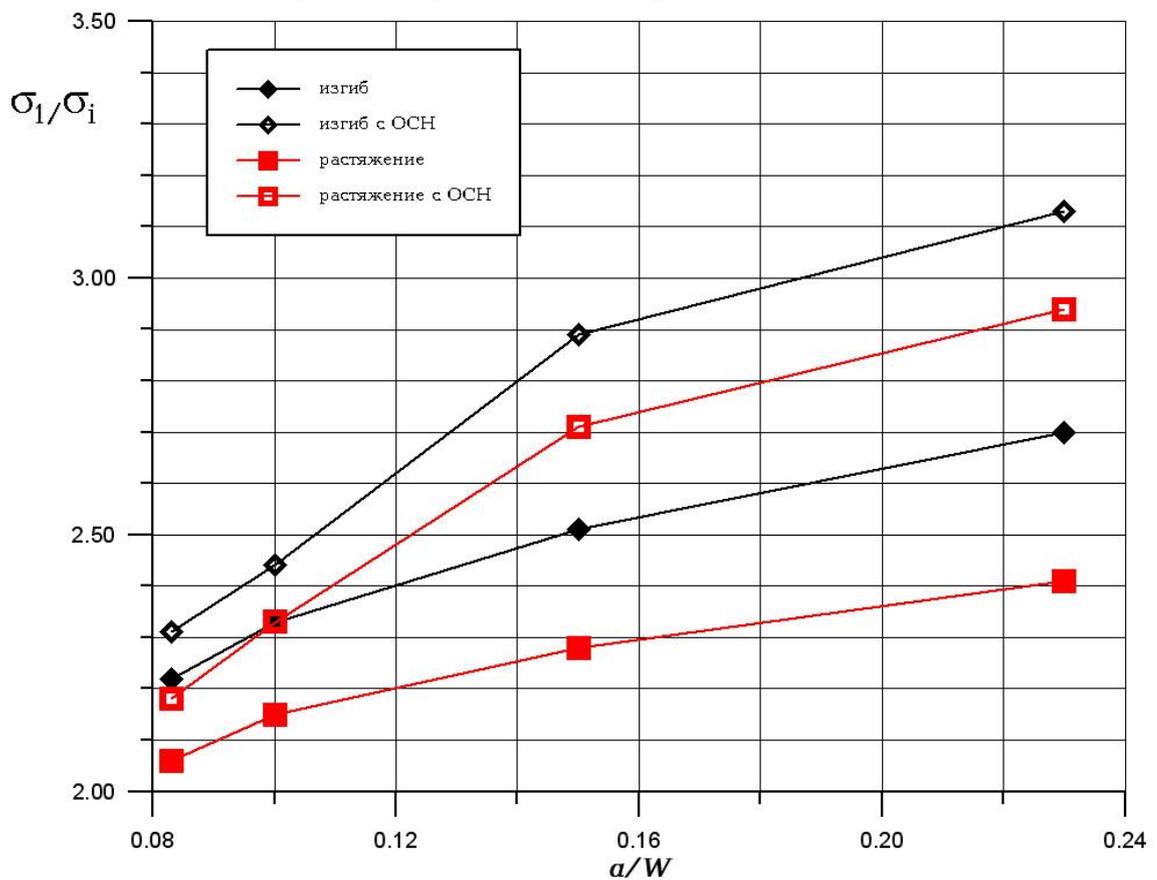


Рисунок 3.30 — Распределение параметров жёсткости напряжённого состояния  $\sigma_1/\sigma_i$  для модели конструктивного элемента в зависимости от глубины трещины.

### **3.4 Решение технологических и методических проблем, связанных с испытаниями на трещиностойкость**

#### **3.4.1 Методические вопросы испытаний**

##### **3.4.1.1 Особенности конструкции механических образцов**

Механическим образцом может считаться тело, часть тела либо система тел, позволяющие получать характеристики материала без предварительных количественных данных о его свойствах. Необходимым и достаточным условием возможности применения тела в качестве образца является сохранение подобия напряжённо-деформированного состояния во всем диапазоне нагружения.

Одним из необходимых, но не достаточных свойств образца является его геометрическая линейность, то есть линейная связь между перемещениями различных точек. На практике для обеспечения геометрической линейности измерений часто применяются датчики (экстензометры, датчики раскрытия) с малой базой измерения, позволяющие использовать в качестве образца лишь часть испытуемого тела, имеющую форму, удобную для расчётов. При этом, в том числе, исключается нелинейность, вносимая нагружающей системой испытательной машины. Как следствие, образец обязательно должен иметь такой параметр, как упругая податливость (единица перемещения / единица силы) для каждой его точки.

Следует отметить, что идеальных геометрически линейных образцов с постоянной упругой податливостью в природе не существует. Так, даже цилиндр из линейно-упругого материала при значительных удлинениях даёт нелинейную диаграмму «нагрузка – перемещение» вследствие уменьшения площади сечения, обусловленного ненулевым значением коэффициента Пуассона. Подобный эффект легко наблюдается при испытании резины с близким к предельному значению коэффициента Пуассона и низким модулем упругости.

На практике при испытании сталеи часто можно уверенно пренебрегать теоретически существующей, но незначительной геометрической нелинейностью при испытаниях, так как при небольших перемещениях её вклад в измерения много меньше вклада разброса свойств материала. Таким образом, цилиндрический образец, на статическое растяжение, использовавшийся ещё в лаборатории князя Гагарина, соответствует определению образца вплоть до достижения максимальной нагрузки и позволяет на основании одного испытания получать константы упругости, предел текучести и параметры упрочнения. Гладкий изгибный образец из упрочняющегося материала позволяет получать полную информацию только на линейном участке диаграммы нагружения, так как после отклонения от линейности поведение этой

диаграммы определяется совместным действием параметров упрочнения и геометрическим размером пластической зоны.

Ещё более непросто дело обстоит для образцов с неравномерным распределением поля напряжений и деформаций, в частности, для образцов с трещиной. Требование существования упругой податливости как константы для каждой точки образца обуславливает требование к существованию так называемой «К-тарировки» — безразмерной функции  $Y$  геометрических параметров образца, позволяющей получить значение коэффициента интенсивности напряжений  $K$ , исходя из зависимости

$$K = \frac{FY}{t\sqrt{a}}, \quad (3.16)$$

где  $F$  – нагрузка, единицы силы;

$t$  – характерный размер образца, обычно толщина, единицы длины;

$a$  – длина трещины, единицы длины.

Если  $Y$ -функция начинает зависеть от величины нагрузки, то тело не может использоваться в качестве образца для получения критических характеристик трещиностойкости. Как показали расчёты, пример этого – образец «pin loaded» SENT с глубокой трещиной.

#### **3.4.1.2 Использование значений трещиностойкости, полученных при различных температурах**

Основным назначением данного раздела является количественный учёт информативности и достоверности имеющихся данных о трещиностойкости сварных соединений.

Согласно Правилам ПБУ/МСП Регистра [111], испытания на трещиностойкость необходимо проводить при минимальной расчётной температуре эксплуатации конструкции  $T_d$ , для эксплуатации при которой предназначен данный материал или технологический процесс. В то же время при аттестационных испытаниях листового проката «на свариваемость» в части Правил «Корпус» [108] имеется только информация о наивысшей допускаемой температуре  $T_d$ ; следовательно, возникает необходимость проведения трудоёмких и дорогостоящих испытаний металла ЗТВ при нескольких температурах, для арктических конструкций обычно в диапазоне до  $-50^\circ\text{C}$ . В связи с этим актуален вопрос экстраполяции данных, полученных при одной температуре испытаний, на другие температуры.

В области ЛМР экстраполяцию КИН для низколегированных сталей выполняют по так называемой «master curve» — аналитическому представлению температурной зависимости  $K_{Ic}(T)$  в виде (1.14) [231]

$$K_{Ic} = 30 + 70 \exp(0.019(T - T_0)) [\text{МПа} \cdot \text{м}^{0.5}, \text{ } ^\circ\text{C}],$$

где  $T_0$  — температура, соответствующая  $K_{Ic} = 100 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{0.5}$ , полученному на образцах толщиной 25 мм.

По известным представлениям, реализованным в стандарте ASTM E1921 [142], параметры CTOD и  $J$  (для определённого уровня прочности материала) должны быть связаны соотношением вида

$$\delta, J \sim \frac{1}{\sqrt{S}} \cdot e^{-\lambda T}, \quad (3.17)$$

где  $T$  — температура,  $^\circ\text{C}$ , откуда

$$(J_{cr})_{T_2} = (J_{cr})_{T_1} \exp(\lambda(T_2 - T_1)). \quad (3.18)$$

Согласно существующим нормативным документам, основанным на представлениях гипотезы слабого звена, коэффициент  $\lambda \approx 0.04$  может рассматриваться как не зависящий от размеров образца и соответствует удвоенному общепринятому показателю роста  $K_{Ic}(T)$ . Согласно рассмотренному в главе 1 «энергетическому» подходу, в области НЛМР температурные зависимости  $J_{cr}$  различны для различных размеров образца, коэффициент  $\eta$  больше для образцов пропорционально меньших размеров (конечно, если не достигнут «верхний шельф» трещиностойкости).

По экспериментальным данным рис. 3.2 можно примерно определить значение коэффициента  $\lambda$  в условиях ПМТ. Для стали E36W, рис. 3.2, а, получено  $\lambda \approx 0.04$  практически для всех типов образцов. Для образцов SENB с размерами сечения  $1/2S \times S$  с трещиной вдоль проката  $\lambda \approx 0.06$ , однако в расчёт были приняты данные из области ЛМР, полученные при низких температурах. Для других марок стали (рис. 3.2, б, в) соотношение  $\lambda \approx 0.04$  соблюдается как для образцов, испытанных при изгибе, так и при растяжении.

Для проверки экстраполяционной оценки (3.18) при  $\lambda \approx 0.04$  ранее была выполнена статистическая обработка данных по трещиностойкости основного металла стали E36W [124], приведённых в таблице П1 Приложения А. Считая трещиностойкость удовлетворяющей распределению Вейбулла с коэффициентом формы  $\beta$  и параметром масштаба  $J_{c0}$ , использовался метод наибольшего правдоподобия MML [10, 18], по которому был найден максимум функции  $\ln L$  по  $N$  экспериментальных точек  $(J_{cr})_i$ , где

$$L = \frac{\beta N}{J_{c0}^N} \exp \left( - \frac{\sum_{i=1}^N (J_{cr})_i^\beta}{J_{c0}^\beta} \right) \prod_{i=1}^N \left( \frac{((J_{cr})_i)}{J_{c0}} \right)^{\beta-1}. \quad (3.19)$$

При двух неизвестных параметрах распределения этот максимум соответствует одновременному выполнению условий  $\partial \ln L / \partial \beta = 0$ ,  $\partial \ln L / \partial J_{c0} = 0$ , тогда искомые значения  $\beta$ ,  $J_{c0}$  являются корнями системы уравнений

$$\begin{cases} \frac{N}{\beta} + \sum_{i=1}^N \ln(J_{c0}) - \frac{N}{\beta} \ln \left( \frac{\sum_{i=1}^N (J_{cr})_i^\beta}{N} \right) = 0 \\ J_{c0} = \left( \frac{\sum_{i=1}^N (J_{cr})_i^\beta}{N} \right)^{\frac{1}{\beta}} \end{cases} \quad (3.20)$$

где индекс  $i$  соответствует  $i$ -му экспериментальному значению трещиностойкости,  $N$  — число таких значений.

В таблице 3.9 приведены результаты расчёта параметров распределений по формулам (3.21) для основного металла, а также значения  $\lambda$ . Получено, что значения  $\beta$  существенно превышают 2.0, возрастая с увеличением среднего уровня трещиностойкости. В отличие от основного металла, для образцов сварных соединений с надрезом по ЗТВ параметр формы распределения  $\beta$  может быть существенно меньше 2.0 [47]. Это означает, что разброс значений трещиностойкости металла сварных соединений выше.

**Таблица 3.9 — Параметры распределения трещиностойкости основного металла. Сталь E36W, 40 мм**

Температура, °С	$\beta$	$J_{c0}$ , Н/мм	$\lambda$
0	6.20	1150	0.027
-60	3.14	393	
-100	2.29	78.5	0.040

Таким образом, применимость формулы (3.19) при  $\lambda = 0.04$  ограничена областью вязко-хрупкого перехода, где отсутствует значительный стабильный подрост трещины, при котором параметр  $\lambda$  значительно уменьшается в связи со сменой механизма разрушения и достижения плато максимальных нагрузок.

Для проверки вышесказанного были применены рассуждения, аналогичные представленным в п. 3.1.2, с использованием температурной зависимости величины  $R_c \sim \exp^{0.014\Delta T}$ , полученной экспериментально (рис. 3.3). Было построено уравнение, аналогичное (3.7), решено численно, результат аппроксимирован и получено полное соответствие формуле (3.18) при  $\lambda = 0.04$ .

Интерполяцию можно проводить для получения данных по трещиностойкости при промежуточной температуре, при наличии результатов эксперимента при нескольких более высоких и более низких температурах. Её имеет смысл проводить, если все рассматриваемые температуры находятся в интервале вязко-хрупкого перехода материала.

Экспериментальные точки  $(T_i, (J_{c0})_i)$  изображают на графике с логарифмической осью ординат и строят аппроксимирующую зависимость вида

$$\ln J_{c0} = AT + B, \quad (3.21)$$

где коэффициенты определяют аналитически по формулам

$$A = \frac{\sum_{i=1}^N T_i \cdot \sum_{i=1}^N \ln(J_{cr})_i - N \sum_{i=1}^N [T_i \cdot \ln(J_{cr})_i]}{\left(\sum_{i=1}^N T_i\right)^2 - N \sum_{i=1}^N (T_i^2)}, \quad B = \frac{\sum_{i=1}^N T_i \cdot \sum_{i=1}^N [T_i \cdot \ln(J_{cr})_i] - \sum_{i=1}^N (T_i^2) \cdot \sum_{i=1}^N \ln(J_{cr})_i}{\left(\sum_{i=1}^N T_i\right)^2 - N \sum_{i=1}^N (T_i^2)}.$$

### 3.4.1.3 Разработка программного обеспечения для обработки результатов испытаний

Ранее автором был разработан программный пакет, состоящий из двух основных блоков: сбора экспериментальных данных и их обработки [54]. За прошедшие годы с его помощью были выполнены испытания тысяч образцов на трещиностойкость типов SENB и C(T) [40, 46, 50 и т.д.], а также другие виды механических испытаний.

Дополнительными возможностями блока сбора данных являются:

- запись испытаний на ударный изгиб на инструментированном копре Trebel;
- запись быстрых, медленных испытаний и блочная запись длительных испытаний через заданные интервалы времени;
- до пяти каналов входных сигналов, или до четырёх независимых каналов быстрой записи.

Дополнительными возможностями блока обработки данных являются:

- возможность использования диаграмм нагружения практически в любом виде – с графопостроителя, из файла-картинки, с программного обеспечения TestExpert фирмы Zwick, что позволяет выполнять достаточно точную проверку значений трещиностойкости, полученных другими лабораториями, по представленным протоколам испытаний;
- полуавтоматическая и ручная обработка экспериментальных данных для построения R-кривых;
- возможность оценки трещиностойкости по результатам инструментированных испытаний на ударный изгиб;

- возможность определения параметров трещиностойкости в любой интересующей точке диаграммы;
- возможность расчёта параметров трещиностойкости образцов SENB не по тем диаграммам нагружения, по которым они должны определяться (в случае сбоя в работе оборудования), используется гипотеза мгновенного центра вращения образца;
- возможность автоматического и ручного задания подраста трещины в ходе испытания, и т.д.

В последующие годы автором были написаны программы сбора и обработки данных циклических испытаний, испытаний на сжатие и кинетику трещины.

Однако этого оказалось недостаточно. В связи с развитием в мировой практике испытаний на трещиностойкость образцов с малой длиной надреза при изгибе (shallow notch SENB), а также образцов с краевым надрезом при растяжении (SENT), которые проводят с двумя датчиками раскрытия берегов надреза, оказалось необходимым создать блок обработки данных, получаемых при таких испытаниях.

Рассматриваются следующие типы образцов:

- SENB с короткой трещиной, стандарт на испытания ISO 15653 [192],
- SENT с защемлёнными концами (clamped SENT) и SENT, нагружаемый через пальцы (pin loaded SENT), стандарт на испытания BS 8571 [150].

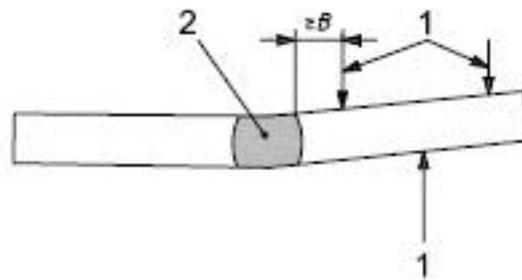
Решён ряд методических и технических проблем, связанных с необходимостью хранения исходных диаграмм от двух датчиков и пересчитанной объединённой диаграммы CMOD с учётом поворота ножевых опор датчиков в ходе испытания при различной начальной базе их установки, а также выбором соответствующей расчётной точки на каждой из них. При тестировании программы показано, что учёт поворота ножевых опор приводит к изменению рассчитываемой величины CMOD не более, чем на 1%.

Разработанный программный блок использован в настоящей работе при проведении испытаний и обработке результатов для образцов, использованных для определения constraint-эффекта и масштабного фактора.

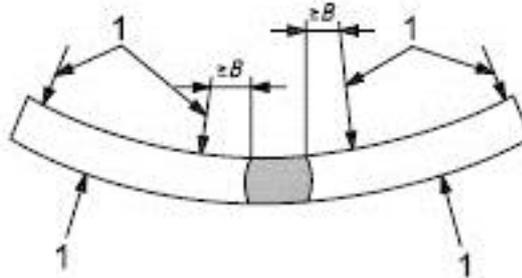
### **3.4.2 Технологические вопросы испытаний на трещиностойкость**

#### **3.4.2.1 Правка заготовок под образцы**

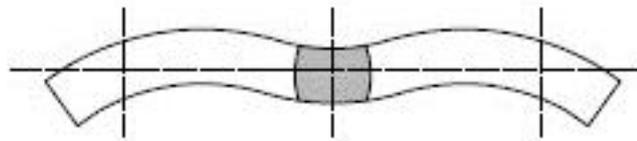
Допустимость правки в плоскость криволинейных заготовок остаётся актуальным вопросом. Исследователями НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» было ранее показано [81], что пластическая деформация правки в рабочей части образца не должна превышать 5%. Тем не менее, правка рабочей части остаётся не рекомендованной процедурой.



a) To reduce angular distortion



b) To reduce curvature of specimen blank from pipe (each specimen arm straightened separately)



c) Resultant "gull wing" specimen blank shape

**Key**

- 1 applied straightening force
- 2 weld

Рисунок 3.31 — Правка заготовок по ISO 15653 [192, Figure 7]:

а) для уменьшения угловой деформации, б) для уменьшения кривизны трубных заготовок (стороны заготовки разгибают по очереди), с) результат: «крыло чайки».

1 – места приложения усилия, 2 – сварной шов,  $B$  – толщина.

Стандартом ISO 15653 [192] рекомендовано выполнение правки заготовок «под крыло чайки», стандартная процедура представлена на рис. 3.31. Однако для заготовок большой толщины (с относительно малым радиусом или значительным углом изгиба) достичь требуемой формы после правки оказывается невозможным. На рис. 3.32 показан пример правки сварной трубной заготовки при отношении толщины стенки трубы к диаметру, менее или равном 0.05. В местах контакта с опорами заготовка получает большие пластические деформации, однако желаемая устойчивость образца к боковому вращению при испытании не достигается.

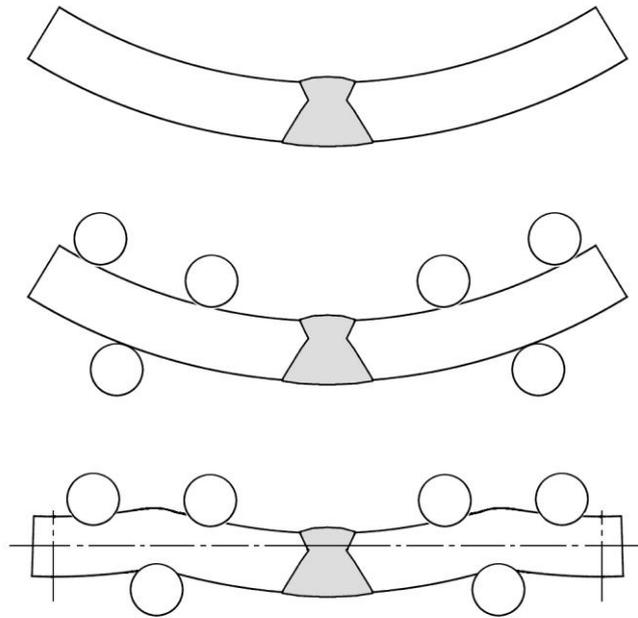


Рисунок 3.32 — Правка заготовок на практике – наименьшая достижимая кривизна при соблюдении условия  $\geq B$  (расстояние от роликов до шва не менее толщины).

На практике оказалось, что ближний к середине образца ролик легче ставить прямо на шов, тот всё равно не деформируется из-за наличия усиления. Однако в околшовоной зоне деформация не контролируется. Поэтому предпочтительной выглядит двухстадийная процедура правки — предварительный неполный разгиб между плоскостями и последующий разгиб каждого из концов образца по отдельности, разработанная автором и включённая в Правила классификации и постройки морских подводных трубопроводов РМРС [112, Приложение 4]. На первой стадии заготовку из трубы необходимо частично выправить до высоты

$$h = 0.5 \left\{ D - (D - 2S) \cos \left( \frac{L}{D - S} \right) \right\}, \quad (3.22)$$

где  $D$  — наружный диаметр трубы,

$S$  — толщина стенки,

$L$  — длина заготовки.

Однако надо ли стремиться достичь ситуации, представленной на рис. 3.37,с, когда на одной линии лежат три точки – середина толщины образца в середине его длины и на опорах? С одной стороны, это препятствует боковому вращению образца при испытании. Однако в практике, например, АО «ВМЗ» возникла проблема: после правки под «крыло чайки» трещина в образцах растёт неравномерно, с одной стороны оказываясь длиннее, результаты испытаний некорректные.

Предлагается подойти к вопросу с другой стороны – оптимизировать прикладываемое к заготовке перемещение, которое впоследствии позволит вырастить в образце трещину равномерной глубины. Дело в том, что отсутствие приложения при правке нагрузки непосредственно к рабочей части образца не означает отсутствия её деформации. Для одного из типоразмеров заготовок, используемых в заводской лаборатории АО «ВМЗ» (из трубы диаметром 812.8 мм с толщиной стенки 39 мм), выполнена параметрическая оптимизация по величине перемещения точек центрального сечения заготовки.

Моделирование напряженно-деформированного состояния проводилось методом конечных элементов в нелинейно-геометрической постановке с заданием упругой модели поведения материала. Проводился параметрический анализ с варьированием смещения  $dz$  центрального сечения относительно сечения опор, расположенного на расстоянии 156 мм от него (рис. 3.33).

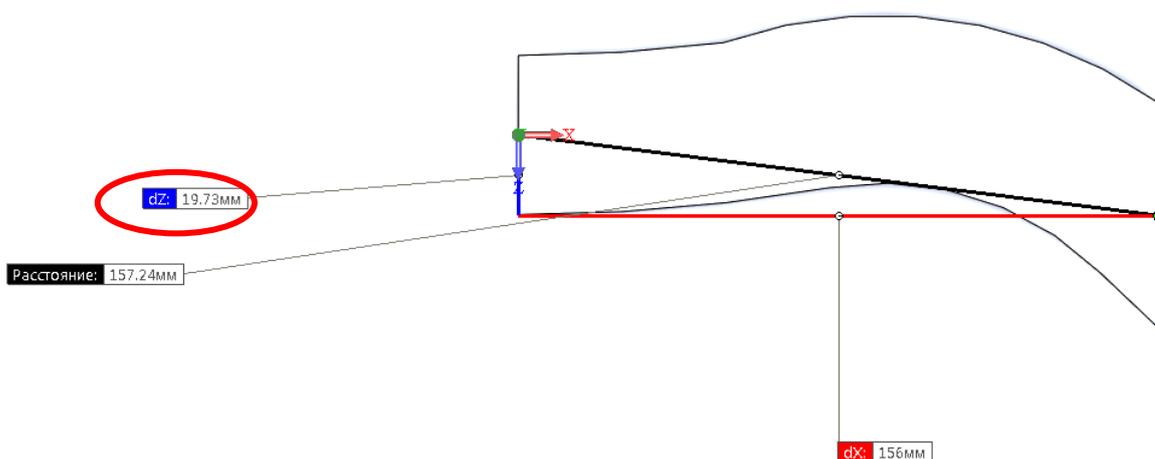


Рисунок 3.33 — Варьируемый параметр правки – боковое смещение  $dz$ .

За рост трещины отвечает в первую очередь распределение нормальной к плоскости трещины компоненты напряжений вблизи надреза. Для получения симметричного по толщине образца фронта трещины требуется обеспечить симметричное по толщине распределение указанной компоненты напряжений вблизи надреза, так как правка оказывается в некоторой степени эквивалентом несимметричного бокового обжатия. Ввиду сингулярности поля напряжений вблизи вершины трещины практическая оценка нормальной к плоскости трещины компоненты напряжений не представляется возможной. В качестве альтернативы оценивалось распределение перемещения  $U_z$  точек, лежащих на боковых поверхностях образца в вершине надреза (рис. 3.34) и сравнивалось с аналогичным распределением для призматического образца той же толщины при аналогичных условиях нагружения.

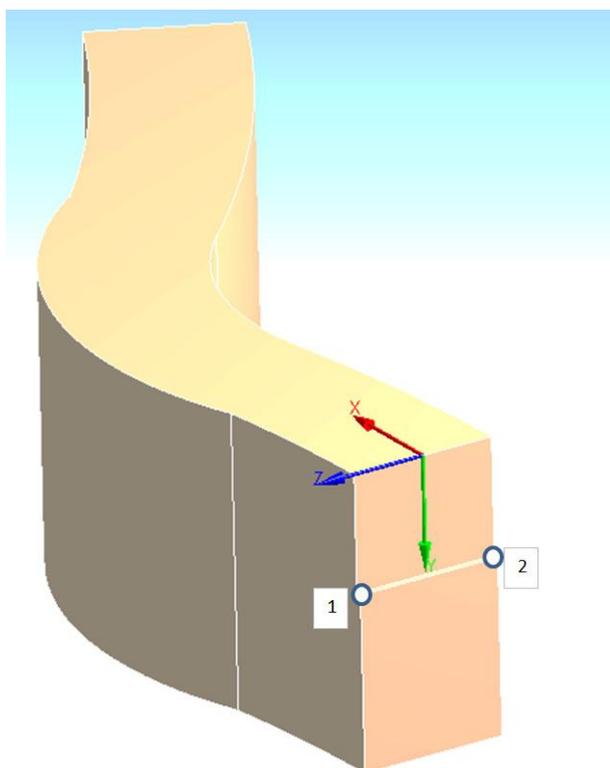


Рисунок 3.34 — Расположение точек 1 и 2, для которых сравнивалось перемещение по оси  $Z$ .

В результате расчёта получено, что при сохранении стандартной геометрии оснастки для правки, когда ближний ролик расположен на расстоянии 2 толщины от середины образца (68 мм), расчётная оптимальная геометрия после правки обоих концов образца должна соответствовать рис. 3.35, требуется значительный перегиб концов образца за его центральную линию, величина которого составляет 13.45 мм.

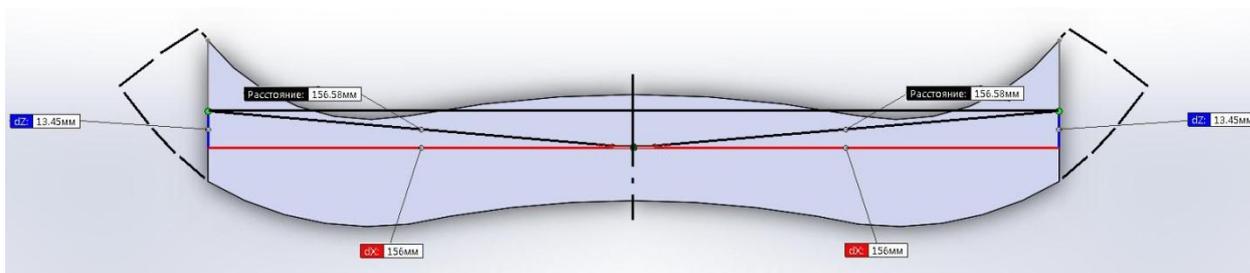


Рисунок 3.35 — Оптимальная геометрия заготовки образца после правки

Такое смещение центрального сечения относительно центров ширины опор практически соответствует «идеальному образцу», имеющему центрально симметричную кривую бокового перемещения, рис. 3.36. Допуск на полученное значение смещения перегиба также легко найти из рис. 3.36. Показано, что погрешность смещения должна составлять менее 1 мм, иначе асимметрия перемещений точек 1 и 2 (рис. 3.40) будет значительной.

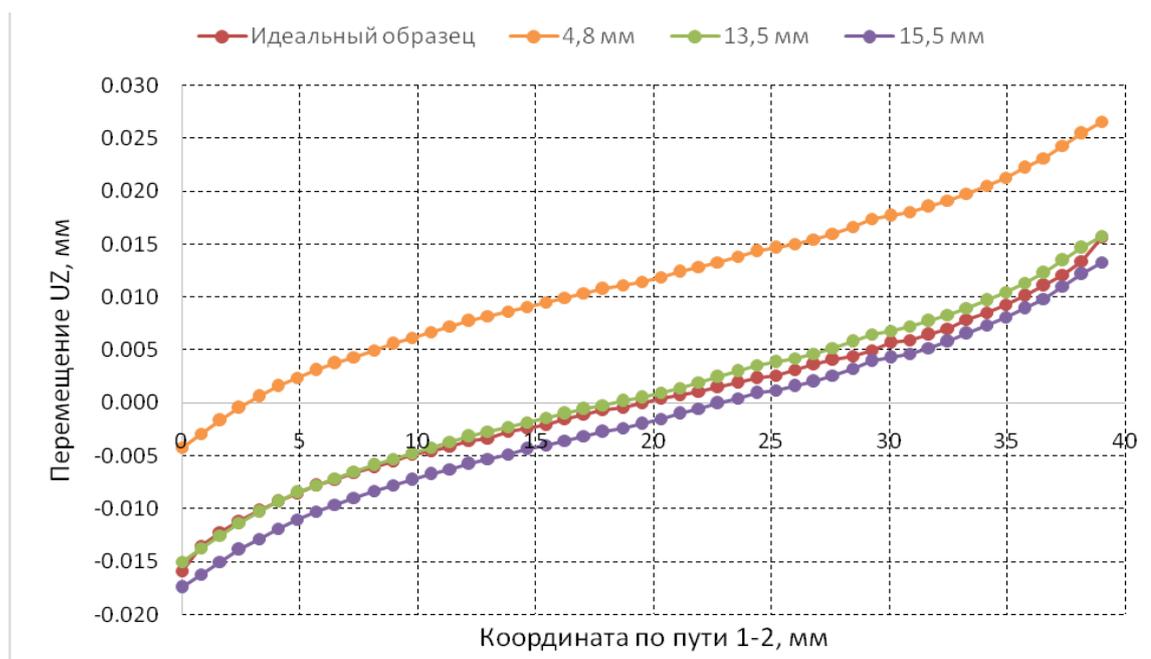


Рисунок 3.36 — Перемещение  $U_z$  по фронту будущей трещины.

Если уменьшить расстояние от ближнего ролика до середины образца и принять его равным 50 мм, расчётная оптимизация даёт результат требуемого смещения перегиба 17.8 мм, то есть загиб нужен ещё больший, и образец будет склонен к боковому вращению, что недопустимо. Аналогичные расчёты при необходимости несложно выполнить для любой требуемой геометрии заготовки.

Рассмотренная методика требует дальнейшего экспериментального подтверждения.

#### 3.4.2.2 Какие образцы на трещиностойкость считать полнотолщинными

В практике испытаний на трещиностойкость на заводах-изготовителях трубной продукции зачастую используются более дешёвые действительно полнотолщинные образцы с необработанными боковыми поверхностями, без правки рабочей части в районе плоскости надреза, удаляется только усиление сварного шва (для сварных образцов). При этом получается удовлетворительная форма усталостной трещины. При этом невозможен визуальный контроль выращивания трещины, локальное боковое обжатие также не может быть выполнено. Однако и то и другое обычно не требуется по двум причинам: при изготовлении трубы ОСН снимаются за счёт проведения операции механического экспандирования; испытывается однотипная продукция ограниченного диапазона категорий прочности и фактически одного способа сварки, для которой в условиях заводских лабораторий накоплен значительный опыт проведения испытаний.

Какой образец считать полнотолщинным? С точки зрения испытателя, образец на трещиностойкость должен иметь шлифованные боковые поверхности, позволяющие выполнять разметку положения надреза (в сварных образцах) и следить за длиной выращиваемой усталостной трещины, а также проводить локальное боковое обжатие. С другой стороны, если рассматривать стандартные образцы пропорциональных размеров,  $t \sim (W-a)$ , по отношению к полной толщине металла  $S$ , то значимый температурный сдвиг по формуле (3.8) наступает при  $t < 0.85S$ . В результате могут быть сделаны следующие рекомендации: для образцов из основного металла проката предлагается снимать примерно по 1 мм металла от каждой прокатной поверхности при толщине до 40 мм включительно и по 2 мм при большей толщине, для сварных соединений проката, где возможно наличие подрезов, снимать по 2 мм и 3 мм от каждой поверхности, соответственно. Требование  $t \geq 0.85S$  предлагается использовать для поперечных образцов из труб, изготавливаемых без правки, а также как браковочный критерий при наличии более глубоких поверхностных дефектов сварных соединений. Наличие черновин на боковых поверхностях образцов при расстоянии от них до плоскости надреза более  $t$  допустимо и не влияет на результат испытания.

### 3.4.2.3 Технологические приёмы выращивания усталостной трещины

Выращивание усталостной трещины при испытаниях на трещиностойкость требует применения определённых приёмов, обеспечивающих её корректную длину и форму. В противном случае для образцов из сварных соединений можно получить картину, показанную на рис. 3.37, связанную с наличием сжимающих ОСН в корне шва, который обычно расположен посередине толщины. Для основного металла может наблюдаться обратная картина — туннелирование трещины (рис. 3.38), которое в некоторых случаях приводит к невозможности получить корректную форму усталостной трещины даже для термически улучшенного металла: очевидно наличие остаточных напряжений в основном металле проката.

В литературе, в том числе в стандартах, предлагаются следующие варианты, которые были опробованы экспериментально в лаборатории «Промтест КМ»:

1. Конструктивный приём: применение шевронного надреза (рис. 3.38). Шевронный надрез облегчает старт трещины в середине по толщине образца, а не вблизи одной из поверхностей, как это часто бывает в прокате, при производстве термообработанном в горизонтальном положении, или в кованных полуфабрикатах, где металл вблизи противоположных поверхностей может иметь существенно различные свойства.



Рисунок 3.37 — Некорректная форма усталостной трещины в сварных образцах проката судостроительной стали (слева – толщиной 70 мм, автоматическая сварка под флюсом, справа – толщиной 40 мм, полуавтоматическая сварка в защитном газе)

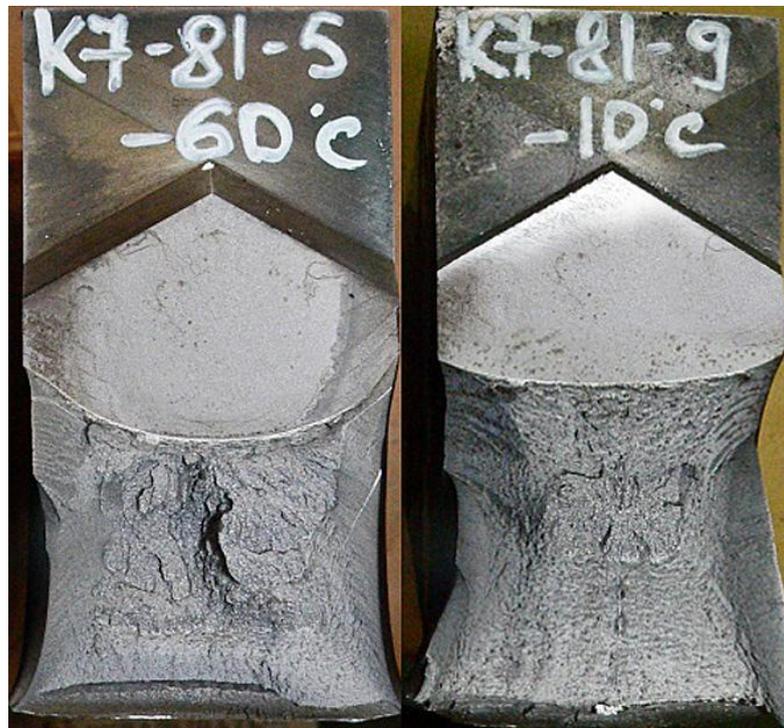


Рисунок 3.38 — Некорректная форма усталостной трещины в образце основного металла проката стали 10ХНЗМД толщиной 60 мм (слева); образец той же серии, в котором трещина выращена после локального обжата (справа).

Однако применение шевронного надреза для сварных образцов (особенно для исследования ЗТВ) затруднительно, процедура разметки положения надреза не обеспечивает необходимой точности. Кроме того, шевронный надрез снижает эффект использования бокового обжатия.

2. Конструктивный приём: сочетание прямого или шевронного надреза с боковыми канавками. Может обеспечить меньшее туннелирование тещины за счёт частичного подавления губ среза, если как надрез, так и канавки имеют не слишком малый радиус при вершине, иначе трещина может стартовать от угла, где надрез переходит в боковую канавку.

3. Методический приём, облегчающий старт трещины из надреза – один или несколько предварительных циклов нагружения с приложением нагрузки обратного знака, по величине равной рассчитанной максимальной нагрузке выращивания трещины, что создаёт в вершине надреза остаточные растягивающие напряжения.

4. Методический приём, помогающий достичь прямизны фронта трещины в процессе её выращивания — увеличение асимметрии цикла вплоть до  $R = 0.7$  [192]. Данный приём поддерживает растягивающие напряжения в вершине трещины в течение всего цикла нагружения, препятствуя её закрытию. Однако в упомянутом стандарте отмечается, что применение данного метода может увеличить получаемые значения трещиностойкости. В практике испытаний в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» получено, что не всегда необходимо повышать  $R$  до 0.7, часто достаточно  $R = 0.4$ .



Рисунок 3.39 – Фрагмент излома образца проката судостроительной стали марки F500W толщиной 40 мм, для которой в отсутствие применения специальных технологических приёмов наблюдалось значительное туннелирование усталостной трещины. Видны три участка усталостной трещины, выращенные при различной асимметрии цикла.

Также можно предложить после выращивания трещины при повышенной асимметрии вернуться к нормальной асимметрии и при ней обеспечить подрост трещины не менее 1 мм, чтобы исключить влияние применённого приёма на результат испытания. На рис. 3.39 показан излом образца, для которого применено нагружение обратным знаком, затем старт трещины при  $R = 0.1$ , выравнивание трещины при  $R = 0.5$  и финальный участок роста при  $R = 0.1$ . Получена корректная форма трещины.

5. Локальное боковое обжатие перед выращиванием трещины в соответствии со стандартной процедурой, например, [192]. Это наиболее действенный метод, позволяющий с помощью небольшой пластической деформации снизить остаточные напряжения в металле образца. Он не сочетается с боковыми канавками. Минусом является необходимость изготовления специальной оснастки, а для образцов высокопрочной стали в больших толщинах – значительная требуемая нагрузка при выполнении обжатия (при однократном обжатии может превышать 2500 кН).

При испытании стыковых сварных соединений проката, как правило, локальное обжатие перед выращиванием трещины является необходимым, иные вышеперечисленные методы дают гораздо меньший эффект.

### **3.5 Совершенствование процедуры аттестации материала по свариваемости**

#### **3.5.1 Выбор типа образцов для аттестации материала**

Достаточный консерватизм оценок главы 2 в отношении учёта ОСН, эксплуатационных напряжений и возможной конфигурации трещины позволяет считать, что основным фактором, требующим введения коэффициента запаса в условие прочности вида (1.23), является обычно имеющая место недостаточная достоверность экспериментальных данных по трещиностойкости конструкционных материалов и их сварных соединений. Поэтому одним из определяющих моментов является выбор типа образца, обеспечивающего уверенное попадание вершины трещины в требуемую область ЗТВ, для чего размер образца должен быть по возможности меньше. С другой стороны, трещиностойкость сварного соединения необходимо определять в полной толщине. Критерий оценки соответствия условий старта трещины в образцах и натурной конструкции ранее изучен автором [50, 62, 184].

В зарубежной практике считается, что для стыковых сварных швов трубопроводов (в том числе подводных, где последствия любой аварии

катастрофичны) достаточно выполнять испытания с использованием образцов с односторонним боковым надрезом, нагружаемых растяжением (SENT), направление распространения трещины – поперёк сварного шва, от наружной поверхности трубы [164]. Размер образца в направлении распространения трещины соответствует толщине трубы ( $t \geq 0.8S$ ), поперечный размер выбирают от  $S$  до  $2S$  (рис. 1.16). Глубину трещины выбирают равной наибольшей предполагаемой глубине дефекта ( $0.2...0.3 S$ ). Указано, что данный тип образца и схема нагружения «с меньшим консерватизмом соответствуют реальной жёсткости напряжённого состояния в вершине дефекта конструкции» и возможному направлению разрушения. При этом чётко не оговаривается исполнение образца: к возможным вариантам относятся образец с жёстко заземлёнными захватными частями (clamped specimen) и образец с отверстиями в захватных частях, нагружаемый через пальцы (pin loaded specimen).

По логике расчётных оценок прочности, основываемых на результатах испытаний SENT, при минимальной температуре эксплуатации и монтажа трубопровода как основной металл, так и металл сварного соединения, априори обеспечивают возможность стабильного подраста трещины (это предусматривается и отсылкой стандарта [164] к категории III расчётных оценок). Как правило, для основного металла это выполнимо. Даже для относительно дешёвого металла, производимого методами ТМО в толщинах до 50 мм, то есть диапазона толщин, характерного для элементов конструкций ПБУ и МПС, а также труб магистральных трубопроводов, отсутствие хрупких разрушений достижимо при температурах до  $-60^{\circ}\text{C}$  [40]. Для больших толщин, при сохранении технологии производства, наблюдаются неожиданные провалы свойств трещиностойкости и хладостойкости. Для металла сварных соединений достижение вязкого состояния материала затруднительно, что обсуждалось в главе 1.

В данном конкретном случае для сварных стыков трубопроводов получается, что авторы зарубежных методик дважды ошибаются в опасную сторону — как по жёсткости напряжённого состояния в образце SENT, так и по оптимизму в части свойств материалов.

Дополнительное соображение состоит в том, что стандартные формулы ориентированы на ограниченный диапазон длин трещин в образцах. Выше упоминалось, что расчёты МКЭ не подтвердили корректность стандартных формул

для образцов SENT (pin loaded) при глубине трещины  $a > 0.2S$ , что может привести к нежелательной неопределённости оценок.

Выбор образца типа SENT для сертификации металла сварных соединений из соображений большего подобия условий нагружения данного образца условиям нагружения конструкционных элементов противоречит идеологии Программ Регистра — при подтверждении категории «Агс» нельзя связывать задаваемый критерий качества с особенностями конструкции, следовательно, нет возможности отказываться от образца типа SENB (даже для МПТ при укладке нагружение материала происходит изгибом). Выполненный анализ позволяет считать достаточным применение образцов SENB квадратного сечения ( $S \times S$ ) с глубокой трещиной,  $a \approx 0.5S$ . Этому получены и другие основания:

- при испытаниях образцов SENT с одной краевой трещиной созданы условия развития в металле линий скольжения и пластического шарнира, которые не реализуются в конструкциях,

- результаты определения трещиностойкости на образцах SENT со снятыми ОСН (серия 10 на рис. 3.5) много выше измеренных на модели конструкционного элемента (серия 11), что связано с большей нагруженностью и, вероятно, жёсткостью напряжённого состояния конструкционного элемента с существующим дефектом сварки в поле ОСН,

- для образцов SENT теряется однозначная связь CTOD с J-интегралом: критические значения CTOD, замеренные геометрическим способом по двум датчикам раскрытия берегов надреза, перестают коррелировать со значениями  $J_{cr}$ , рассчитанным по стандартным формулам BS 8571, что может быть связано с дополнительным изгибом, сопутствующим растяжению,

- результаты, полученные на крупногабаритных образцах SENT в присутствии ОСН, находятся на верхней огибающей значений трещиностойкости, полученных на образцах SENB, испытанных при изгибе,

- при испытании сварных образцов SENB квадратного сечения, серия 2 на рис. 3.5, масштабный фактор от уменьшения размеров по сравнению с образцами серии 1 компенсируется возможностью более точной разметки положения надреза, то есть увеличением вероятности попадания в структурную область с пониженной трещиностойкостью и соответственным увеличением средней протяжённости данной структуры на фронте трещины, что обсуждается ниже.

Переход от принятого по существующей методике Регистра образца сечения  $S \times 2S$  к образцу сечения  $S \times S$  позволяет сократить в 2 раза объём сварочных работ, и

в 4 раза вес образца (что особенно важно при проведении испытаний металла толщиной более 40 мм).

Принятое в существующей практике сертификационных испытаний направление распространения разрушения вдоль оси шва следует сохранить, так как в этом случае на фронте трещины представлены разнообразные структуры, образовавшиеся при возможных вариациях термомеханических циклов сварки.

Для материалов большой толщины (более 100 мм) допустим переход на образцы половинной толщины, так как стороны разделки шва перестают оказывать термическое влияние друг на друга.

### **3.5.2 Предложения по соответствию процедуры и цели испытаний на трещиностойкость сварных соединений**

Первая и основная цель таких испытаний — получение информации о трещиностойкости зон сварных соединений для использования в расчётных оценках прочности, в том числе в целях аттестации материала. Сварные соединения следует выполнять производственными способами сварки, но по специальным сварочным процедурам, с минимальным технологическим усилением и прямой кромкой. Для достижения прямизны линии сплавления специально разрабатывается раскладка валиков шва и подбирается тепловложение корневого и крайнего верхнего проходов. Сварка обычно проводится при экстремальных уровнях погонной энергии, охватывающих диапазон тепловложений, применяемых для данного способа сварки. Образцы типа SENB изготавливают в «полной толщине», как описывалось в п. 3.4.4. Надрез располагают в ЗТВ вблизи линии сплавления (на расстоянии менее 0.5 мм для попадания в крупнозернистую составляющую ЗТВ (ЗТВ-I), и на расстоянии границы травимости для попадания в ослабленную частично перекристаллизованную зону (ЗТВ-II)). Как показано в настоящей работе, следует определять и трещиностойкость металла шва (желательно в 2 мм от линии сплавления у прямой кромки), чтобы отстроиться от неё при интерпретации результатов для ЗТВ. Испытания сварных соединений с данной целью требуют проведения металлографического анализа после испытания, процедура которого освоена и предусматривает определение расстояния от фронта трещины до линии сплавления.

Вторая цель — получение сведений об интегральной трещиностойкости сварного соединения в «полной толщине» для выполнения проверочных расчётов прочности применительно к конкретному типу соединения, сварочным материалам и расположению трещины. Разделка и процедура выполнения сварных швов

должны соответствовать производственным (включая дополнительную обработку и ремонт, где применимо). Ориентация и расположение надреза относительно шва в образцах типа SENB должны соответствовать эксплуатационной схеме нагружения конструкционного элемента, чтобы трещина располагалась поперёк первых главных напряжений. Подобная цель испытаний возникает в том числе в рамках экспертиз состояния конструкции или случаев разрушения.

Третья цель — исследовательская, для экспериментальной проверки влияния различных способов нагружения, а также анализа масштабного эффекта. Материал настоящей главы позволяет выполнять такие эксперименты на образцах различных типов и размеров, основываясь на теоретических и расчётных данных.

При испытаниях определяют сдаточный параметр трещиностойкости  $CTOD$  ( $\delta_{cr}$ ), а также необходимо определить величину  $J_{cr}$  и его упругую составляющую  $J_{el}$  для момента наступления критического события. Если последнее сделано не было, и требуется пересчёт данных, необходимо введение дополнительного коэффициента запаса неопределённости пересчёта, см. главу 5, формула (5.21).

При испытаниях образцов SENB рекомендуется непосредственное определение перемещения по линии нагружения, что достигается установкой дополнительного датчика перемещения (экстензометра). Однако допускается пересчёт по показаниям датчика раскрытия берегов надреза или перемещения нагружающей траверсы, если обеспечен учёт паразитных перемещений в нагружающей системе.

### **3.5.3 Влияние количества «целевой структуры» по фронту трещины**

С позиций гипотезы «слабого звена» фактором, определяющим трещиностойкость, является суммарное количество критической (хрупкой) составляющей металла образца вне зависимости от её распределения по фронту трещины, в то время как с позиций энергетического подхода трещиностойкость связана с наличием сплошного участка слабой структуры. Кроме того, необходимо обоснование критерия корректности результата испытания на трещиностойкость сварного образца по минимальной доле требуемой критической структуры, присутствующей на фронте трещины, то есть требуется определить, начиная с какого минимального её присутствия интегральное поведение образца при испытании соответствует свойствам критической структуры.

Автором был выполнен специальный эксперимент [61], показавший, что при наличии одного участка критической (хрупкой) структуры до 5% её влияние не наблюдается, от 5 до 10–15% влияние нарастает, и показываемая образцом трещиностойкость спускается практически до нижнего шельфа, соответствующего

100% содержанию критической структуры. К аналогичному выводу в своё время пришли авторы ныне отменённого стандарта BS 7191 “British Standard Specification for weldable structural steels for fixed offshore structures”, устанавливавшего нижнюю границу доли требуемой структуры на фронте трещины на уровне 15%, что соответствует действующим редакциям Правил Регистра [109, 111] и DNV [165]. Однако до сих пор не проводились численные эксперименты, моделирующие, что происходит при наличии на фронте трещины нескольких участков критической структуры, и как это связано с очагом старта нестабильного разрушения, это является предметом дальнейшего исследования.

### **3.5.4 Численный эксперимент по определению «истинной» трещиностойкости зоны термического влияния**

В связи с принципиальной неоднородностью сварных соединений и большим разбросом получаемых данных по трещиностойкости, исходя из предположения о наличии некоей развитой крупнозернистой структуры в ЗТВ, которая обладает пониженной трещиностойкостью, возможно рассмотрение задачи математического моделирования разрушения при случайном попадании фронта усталостной трещины в образцах на трещиностойкость в ту или иную зону (основной металл, металл шва или крупнозернистую ЗТВ-I). В работах [85, 86], выполненных под руководством А.В.Ильина, было предложено применение метода Монте-Карло, когда при известном уровне трещиностойкости металла шва «истинная» трещиностойкость крупнозернистой ЗТВ у линии сплавления определяется сопоставлением результатов численного вероятностного эксперимента с данными испытаний.

Для построения модели процесса разрушения при случайном попадании в ту или иную зону были выбраны законы, по которым распределяются вероятности попадания в металл шва и крупнозернистую ЗТВ при стандартной разметке надреза на образцах [59]. Для этого на рис. 3.40 приведены гистограммы распределений процента попаданий в шов и крупнозернистую ЗТВ. Рассмотрены результаты испытаний при одной температуре, соответствующей минимальной температуре эксплуатации проката данной марки в данной толщине, согласно Части II «Корпус» Правил Регистра [108, 111]. Полученные распределения аппроксимированы экспоненциальными функциями. Для расчёта вероятности прохождения фронта усталостной трещины через металл шва определённой протяжённости предложена формула

$$P_2 = A_2 e^{-\left(\frac{z_2/t}{z_{20}/t}\right)} = 0.322 e^{-\left(\frac{z_2/t}{0.154}\right)}, \quad (3.23)$$

где  $P_2$  – вероятность получения на фронте усталостной трещины металла шва протяженностью  $z_2$  при толщине образца  $t$ ;  $A_2$  и  $z_{20}$  – параметры распределения (здесь и далее первый нижний индекс «1» относится к крупнозернистой ЗТВ-I, «2» – к металлу шва, «3» – к основному металлу, включая остальную часть ЗТВ).

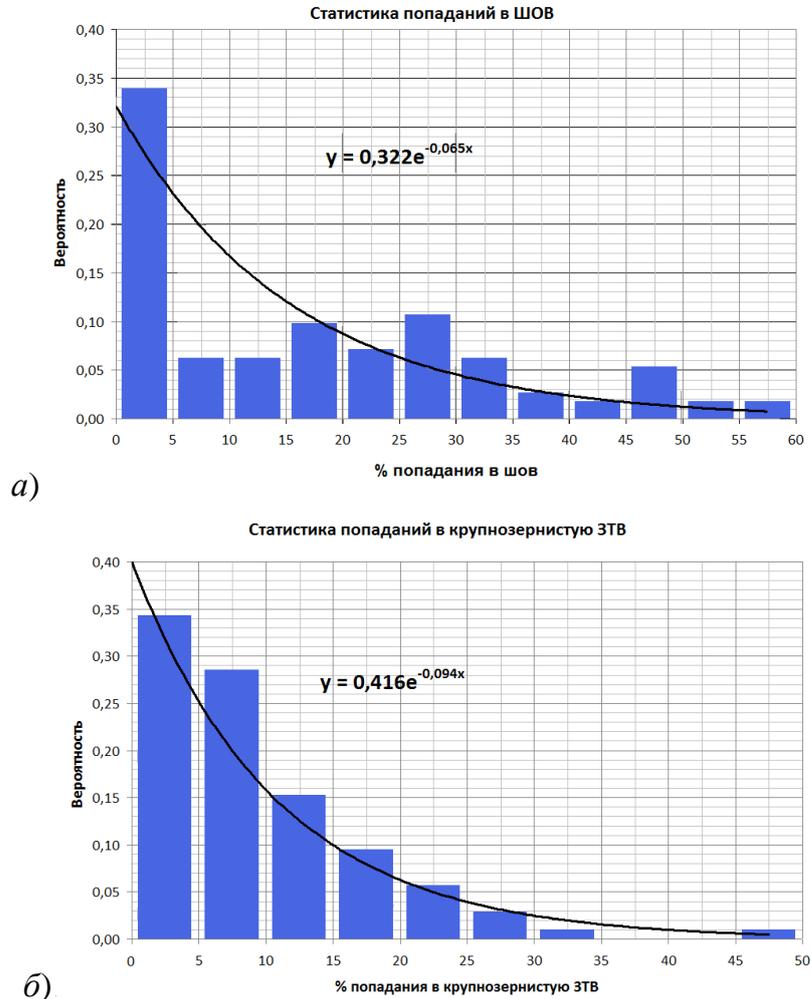


Рисунок 3.40 — Статистика попаданий в металл шва (а) и в ЗТВ-I (б) [59].

Для крупнозернистой ЗТВ-I, аналогично,

$$P_1 = A_1 e^{-\left(\frac{z_1/t}{z_{10}/t}\right)} = 0,416 e^{-\left(\frac{z_1/t}{0,106}\right)}, \quad (3.24)$$

где  $P_1$  – вероятность получения на фронте усталостной трещины крупнозернистой ЗТВ протяженностью  $z_1$  при толщине образца  $t$ ;

$A_1$  и  $z_{10}$  – параметры распределения.

Подход для исследования необходимого условия разрушения, принятый в [59, 85, 86], основан на известных локальных критериях – модели Veremín [147], основные положения которой заключаются в следующем:

1. Поликристаллический материал объемом  $V$  разбивается на элементарные объемы  $V_0$ . При этом объем  $V_0$  должен быть достаточно большим, так чтобы

вероятность нахождения микротрещины значимой длины не была крайне мала, и статистически независимым от соседних элементарных объемов. Иными словами,  $V_0$  должен включать в себя определенное количество зёрен.

2. Для каждого объёма  $V_0$  вероятность  $P$  существования микротрещины длиной от  $a_0$  до  $a_0+da_0$  задаётся в виде

$$P(a_0)da_0 = (\alpha/a_0^\beta) da_0, \quad (3.25)$$

где  $\alpha$  и  $\beta$  – константы материала.

3. Критическая длина микротрещины  $a_0^c$  связана с критическим разрушающим напряжением  $S_c$  (или  $\sigma_c$ ) соотношением Гриффитса

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2E\gamma}{\pi(1-\nu^2)a_0^c}}, \quad (3.26)$$

где  $E$  – модуль упругости,  $\gamma$  – поверхностная энергия.

4. Используется модель «слабого звена», вероятность разрушения объёма  $V_0$  при напряжении  $\sigma$

$$p(\sigma) = \int_{a_0^c}^{\infty} P(a_0) da_0. \quad (3.27)$$

Выражая  $a_0^c$  из уравнения (3.26), получено

$$p(\sigma) = (\sigma/\sigma_U)^b, \quad (3.28)$$

где  $b = 2\beta-2$  и  $\sigma_U$  – константы материала.

Накопленная вероятность разрушения  $P_f$  всего тела, разбитого на  $n$  объёмов  $V_0$  была представлена в виде

$$P_f = 1 - \prod_{i=1}^n [1 - p(\sigma_i)], \quad (3.29)$$

где  $i$  – порядковый номер объёма  $V_0$ .

Учитывая, что вероятность  $p(\sigma_i)$  много меньше единицы, из (3.29) следует

$$\ln(1 - P_f) = \sum_{i=1}^n \ln[1 - p(\sigma_i)] \cong \sum_{i=1}^n -p(\sigma_i). \quad (3.30)$$

Если напряжённое состояние однородно во всём объёме тела, уравнение (3.30) с учетом (3.28) можно записать как

$$\ln(1 - P_f) = -\frac{V}{V_0} (\sigma/\sigma_U)^b. \quad (3.31)$$

Окончательный вид уравнения для вычисления вероятности разрушения:

$$P_f = 1 - \exp[-(\sigma_w/\sigma_U)^b], \quad (3.32)$$

где  $\sigma_w = \sqrt[n]{\sum_{j=1}^n (\sigma_j^j)^b \frac{V_j}{V_0}}$  – напряжения Вейбулла.

В терминах КИН уравнение (3.32) согласно [232] записывается как

$$P_f = 1 - \exp[-(K_1/K_0)^b]. \quad (3.33)$$

Для основного металла распределение вероятности разрушения образцов при испытаниях на трещиностойкость хорошо описывается выражением (3.32), параметр формы  $m$  при этом равен 4 [62]. Переходя к параметру СТОД и учитывая, что  $\delta_{cr} \sim K_{Ic}^2$ , получено [61]:

$$P_f = 1 - \exp[-(\delta_{cr}/\delta_0)^2]. \quad (3.34)$$

С учётом выражений (3.31) и (3.34) записано уравнение интегральной вероятности разрушения образца с учётом протяжённости хрупкой составляющей  $z$  на фронте усталостной трещины длиной  $t$ , равной толщине образца, которое было использовано при построении модели:

$$P_f = 1 - \exp[-(\delta_{cr}/\delta_0)^2 \cdot z/t]. \quad (3.35)$$

На основании данной модели составлен алгоритм численного моделирования процесса разрушения по методу Монте-Карло. При разработке алгоритма приняты следующие допущения:

1. Попадание в участок определённой протяжённости крупнозернистой составляющей ЗТВ и металла шва описывается зависимостями (3.23) и (3.24) с применением генератора случайных чисел.

2. На фронте усталостной трещины может располагаться три участка: а) ЗТВ-I, б) металл шва, в) участок, по трещиностойкости относимый к основному металлу.

3. За критическое значение трещиностойкости принимается минимальное из рассчитанных значений трещиностойкости для каждого участка с учётом его протяжённости с использованием формулы (3.35) и генератора случайных чисел.

Для ряда параметров масштаба распределения (средних значений) СТОД  $\delta_{10}$  для ЗТВ,  $\delta_{20}$  для металла шва и  $\delta_{30}$  для основного металла, оставляя при этом неизменным показатель степени, равный 2, проведено численное моделирование на базе 10000 опытов для каждого из исследованных наборов значений СТОД трёх исследуемых структурных составляющих сварного соединения. Для оценки характера распределения полученных результатов построены гистограммы, примеры которых представлены на рис. 3.41.

Затем вычислялись параметры распределения Вейбулла для всех смоделированных программой случаев путём построения аппроксимирующих прямых. На рис. 3.42 представлены примеры линейных аппроксимаций для

случаев, рассмотренных на рис. 3.41. Результаты проведенных численных экспериментов представлены в таблице 3.10.

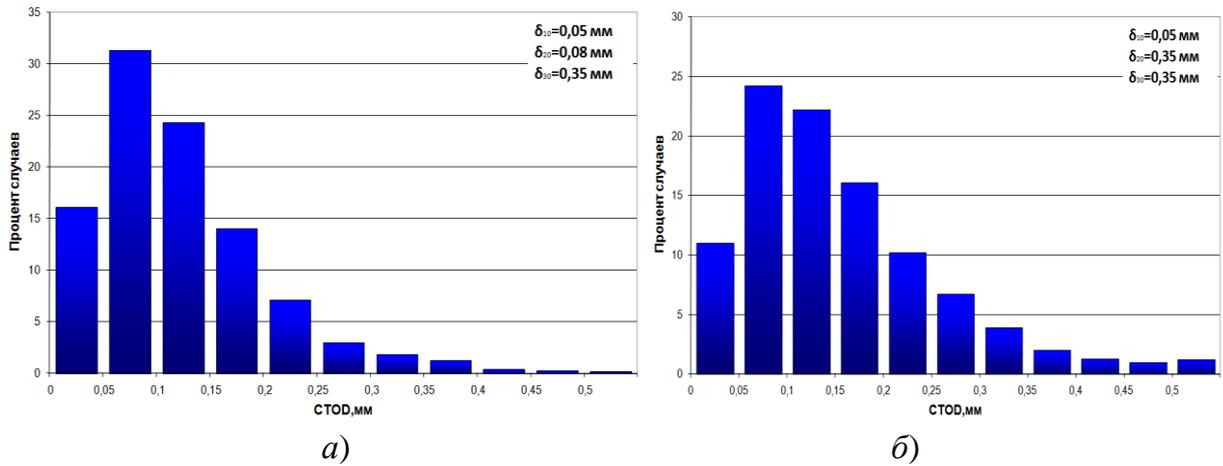


Рисунок 3.41 — Гистограммы распределения СТОД: а) трещиностойкость металла шва значительно ниже, чем у основного металла; б) трещиностойкость металла шва равна трещиностойкости основного металла.

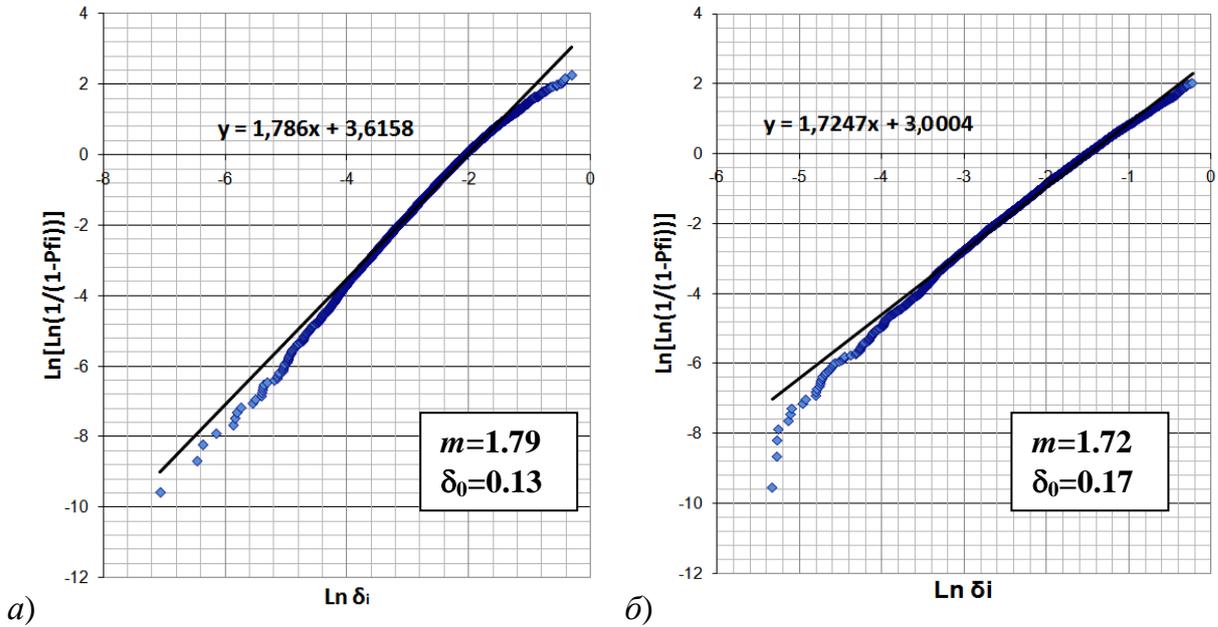


Рисунок 3.42 – Примеры аппроксимации результатов моделирования [85]:

- а) трещиностойкость металла шва значительно ниже, чем у основного металла;  
 б) трещиностойкость металла шва равна трещиностойкости основного металла.

Получено, что параметр формы распределения трещиностойкости сварного соединения зависит от различия средних значений «хрупкой» и «вязкой» составляющих: получение значений  $m$ , существенно меньших 2, характерно для больших различий  $\delta_{10}$  и  $\delta_{30}$  как следствие «перемешивания» структур на фронте трещины.

Медианные значения «истинной» трещиностойкости металла ЗТВ-I оказываются существенно ниже экспериментально получаемых на образцах. Так, для экспериментального среднего значения СТОД ЗТВ  $\delta_0 = 0.22$  мм «истинное» среднее при

обычно экспериментально наблюдаемом сочетании характеристик трещиностойкости основного металла и металла шва составляет  $\delta_{10} = 0.16$  мм, а в случае получения экспериментального значения  $\delta_0 = 0.10$  мм оно будет равно  $\delta_{10} = 0.03$  мм.

**Таблица 3.10 — Результаты численных экспериментов [85]**

$\delta_{10}$ , мм (ЗТВ)	$\delta_{20}$ , мм (металл шва)	$\delta_{30}$ , мм (основной металл)	$m$	Параметра масштаба $\delta_0$ , мм
0.001	0.08	0.35	1.387	0.005
0.01			1.498	0.042
0.03			1.698	0.099
0.05			1.786	0.132
0.08			1.812	0.162
0.16			1.827	0.192
0.001	0.35		1.390	0.005
0.01			1.451	0.045
0.03			1.587	0.118
0.05			1.720	0.174
0.08			1.825	0.228
0.16			1.960	0.302
0.35	0.35	0.35	1.996	0.350
0.08	0.001	0.35	1.383	0.004
	0.01		1.451	0.036
	0.03		1.630	0.092
	0.05		1.754	0.129
	0.08		1.819	0.163
	0.16		1.851	0.202
0.35	0.001		1.365	0.004
	0.01		1.425	0.037
	0.03		1.570	0.103
	0.05		1.663	0.155
	0.08		1.776	0.207
	0.16		1.930	0.292
0.03	0.08	1.0	1.615	0.105
0.05			1.686	0.146
0.08			1.718	0.185
0.16			1.682	0.229

По результатам испытаний на трещиностойкость металла сварных соединений в рамках Программ Регистра по аттестации материала «на свариваемость» затруднительно определить уровень трещиностойкости металла шва – в связи с применением экстремальных уровней тепловложения он никогда не соответствует сертификатным данным на применяемую композицию сварочных материалов (которые только иногда включают значения CTOD металла шва). Для получения достоверных оценок трещиностойкости металла ЗТВ следует предусмотреть испытания образцов с надрезом по металлу шва. При этом необходимо определить место расположения надреза в шве, ведь металл шва сам неоднороден, и имеет ослабленную структуру по осям дендритов, как уже

отмечалось в [124]. Так как предметом интереса является металл шва вблизи линии сплавления у прямой кромки шва, целесообразно располагать надрез примерно в 2 мм от линии сплавления со стороны прямой кромки.

Таким образом, ещё раз теоретически доказано, что при испытании большого количества образцов в серии возрастает вероятность получения очень низких отдельных значений трещиностойкости, что наблюдается экспериментально. В отечественной практике аттестации материалов для получения Свидетельства о признании изготовителя материала Регистром требование к среднему значению трещиностойкости дополнено требованиями к величине и количеству отдельных значений, не достигающих этого уровня, которые зависят от количества испытываемых образцов в серии. Дальнейшее исследование и формализация данной процедуры выполнены в главе 5.

### **3.5.5 Разработка предложений в процедуру интерпретации результатов при испытаниях сварных образцов на трещиностойкость**

Результаты численного эксперимента, описанного в предыдущем пункте, позволяют сделать и иные выводы, которые позволяют усовершенствовать процедуру оценки экспериментальных значений трещиностойкости сварных соединений, получаемых в ходе аттестации материала. В таблице 3.11 эти результаты дополнены двумя столбцами – параметром  $\delta^*$  (средним геометрическим трещиностойкости металла шва и основного металла), который легко рассчитать, если согласно рекомендациям настоящей главы выполнены испытания металла шва, и его трещиностойкость известна. Под  $\delta_{30}$  понимается медианное (среднее) значение СТОД основного металла. Данная величина  $\delta^*$  должна составлять не менее требуемого СТОД ЗТВ  $[\delta]$ . Тогда можно определить минимальную трещиностойкость металла шва, позволяющую успешно провести аттестацию основного металла по свариваемости,

$$\delta_{20} \geq ([\delta] \cdot \delta_{30}) / (2\delta_{30} - [\delta]). \quad (3.36)$$

Например, при требуемом  $[\delta] = 0.15$  мм и известном  $\delta_{30} = 1$  мм, трещиностойкость металла шва должна составлять не менее  $\delta_{20} \geq 0.08$  мм (как правило, такой уровень обеспечивается признанными сварочными материалами при экстремальных уровнях тепловложения). В последнем столбце таблицы 3.11 приведено отношение медианного значения СТОД к значению  $\delta^*$ . Из данных таблицы видно, что адекватность оценки трещиностойкости ЗТВ пропадает при превышении данным значением единицы.

Таблица 3.11 — Оценка результатов численных экспериментов

$\delta_{10}$ , мм (ЗТВ)	$\delta_{20}$ , мм (металл шва)	$\delta_{30}$ , мм (основной металл)	$m$	Параметра масштаба $\delta_0$ , мм	Значение $\delta^* = 2\delta_{20}\delta_{30}/(\delta_{20}+\delta_{30})$	Значение $\delta_0/\delta^*$
0.001	0.08	0.35	1.387	0.005	0.13	0.038
0.01			1.498	0.042	0.13	0.323
0.03			1.698	0.099	0.13	0.760
0.05			1.786	0.132	0.13	1.014
0.08			1.812	0.162	0.13	1.244
0.16			1.827	0.192	0.13	1.474
0.001	0.35		1.390	0.005	0.35	0.014
0.01			1.451	0.045	0.35	0.129
0.03			1.587	0.118	0.35	0.337
0.05			1.720	0.174	0.35	0.497
0.08			1.825	0.228	0.35	0.651
0.16			1.960	0.302	0.35	0.863
0.35	0.35	0.35	1.996	0.350	0.35	1.0
0.08	0.001	0.35	1.383	0.004	0.002	2.006
	0.01		1.451	0.036	0.019	1.851
	0.03		1.630	0.092	0.055	1.665
	0.05		1.754	0.129	0.086	1.474
	0.08		1.819	0.163	0.13	1.252
	0.16		1.851	0.202	0.22	0.920
0.35	0.001		1.365	0.004	0.002	2.006
	0.01		1.425	0.037	0.019	1.903
	0.03		1.570	0.103	0.055	1.864
	0.05		1.663	0.155	0.088	1.771
	0.08		1.776	0.207	0.13	1.589
	0.16		1.930	0.292	0.22	1.330
0.03	0.08	1.0	1.615	0.105	0.15	0.709
0.05			1.686	0.146	0.15	0.986
0.08			1.718	0.185	0.15	1.249
0.16			1.682	0.229	0.15	1.546

При аттестационных испытаниях получение представительного числа экспериментальных результатов всегда затруднительно. Поэтому, исходя из полученного соотношения, предлагается следующая процедура оценки корректности результатов испытания образцов с надрезом по крупнозернистой ЗТВ, с учётом данных металлографического анализа после испытания:

1. Используя результаты испытания металла шва и основного металла, подсчитать величину  $\delta^*$ .

2. Включить в рассмотрение все образцы, где на фронте усталостной трещины имеется не менее 15% крупнозернистой составляющей, вне зависимости от присутствия участков металла шва. Определить среднее значение СТОД.

3. Считая его приблизительно равным  $\delta_0$ , сравнить его с  $\delta^*$ . Если  $\delta_0 > \delta^*$ , то с целью предотвратить занижение результатов из-за малой трещиностойкости металла шва необходимо исключить из рассмотрения образцы с присутствием на фронте трещины участков металла шва и вернуться к определению среднего СТОД

для оставшихся корректных результатов.

В дополнение, данные оценки можно применить для проверки уровня СТОД основного металла, обеспечивающего возможность получения требуемой трещиностойкости ЗТВ. Например, принимая  $\delta_{10}$  для ЗТВ Arc-стали по таблице 3.12 (таблица 3.5.2.5.5 Судовых Правил Регистра [109], составленная на основе результатов настоящей работы), а  $\delta_{20}$  для металла шва по таблице 3.13 (таблица 3.5.5.4 тех же Правил), получены минимальные значения трещиностойкости основного металла  $\delta_{30} = \frac{\delta_{20}\delta_{10}}{2\delta_{20} - \delta_{10}}$ , приведённые в табл. 3.14.

**Таблица 3.12 — Требования к величине СТОД для металла ЗТВ, мм**  
(Таблица 3.5.2.5.5 [109])

Толщина, мм,	Уровень прочности (требуемое минимальное значение предела текучести, МПа)					
	норм.	315 -355	390 - 420	460 - 500	550 - 620	690
25 - 30	—	0.10	0.10	0.10	0.15	0.20
31 - 50	0.10	0.10	0.15	0.15	0.20	0.25
> 50	0.10	0.15	0.20	0.20	0.25	0.30

**Таблица 3.13 — Требования к величине СТОД для металла шва, мм**  
(Таблица 3.5.5.4 [109])

Толщина, мм,	Категория сварочного материала					
	Y36 и Y40	Y42	Y46	Y50	Y55, Y62	Y69
40	0.15	0.15	0.15	0.20	0.20	0.20
50	0.15	0.15	0.20	0.20	0.20	0.25
70	0.15	0.20	0.20	0.25	0.25	0.30

**Таблица 3.14 — Минимальный уровень СТОД основного металла для корректного проведения аттестации металла ЗТВ**

Толщина, мм,	Уровень прочности (требуемое минимальное значение предела текучести, МПа)					
	норм.	315 -355	390 - 420	460 - 500	550 - 620	690
40	-	0.08	0.08	0.07	0.15	0.20
50	0.08	0.08	0.15	0.15	0.20	0.25
70	0.08	0.15	0.20	0.17	0.25	0.30

Значения таблицы 3.14 оказываются меньше, чем включённые в Правила Регистра, таблица 3.5.2.5.4 той же части XIII «Материалы». Следовательно, требования по трещиностойкости основного металла, включённые в Правила Регистра, можно считать гармонизированными с требованиями для металла сварных соединений и достаточно консервативными.

### 3.6 Выводы по главе

1. Процедура испытаний и оценки результатов на трещиностойкость должна зависеть от целей испытания (аттестация, проверка/экспертиза, исследования).

2. Экспериментальные данные по трещиностойкости низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей разного уровня прочности, полученные при испытаниях образцов различных типов и геометрии (включая испытания крупномасштабных образцов) в целом подтверждают представления о трансформации поля напряжений и деформаций при росте трещины, полученные на основе численных исследований МКЭ, что позволяет использовать «энергетический» подход при определении условий хрупкого разрушения судостроительных сталей и их сварных соединений, и обосновывать с его помощью сдвиг температуры испытания малых образцов.

3. Результаты испытаний крупномасштабных образцов – моделей конструкционного элемента лежат на верхней огибающей всех результатов, полученных при трёхточечном изгибе образцов SENB. Результаты испытания образцов SENT со снятыми ОСН находятся значительно выше. Это подтверждает теоретические представления о недостаточном консерватизме результатов, получаемых на стандартных образцах SENT, по отношению к условиям разрушения конструкции.

4. Показана связь требуемого сдвига температуры испытания для образцов SENB и C(T) в области вязко-хрупкого перехода с высотой нетто-сечения.

5. Образцы типа SENB сечения  $S \times S$  рекомендованы для аттестации сварных соединений. Предлагается в дополнение определять трещиностойкость металла шва, это с одной стороны позволяет оценить его пригодность к аттестации, а с другой стороны отстроиться от его свойств при анализе трещиностойкости ЗТВ.

6. При выполнении испытаний следует учитывать методические и технологические рекомендации, данные в настоящей работе. Они включены в одобренную Регистром Методику испытаний [118], действующую в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», а также переданы Регистру в рамках НИР совместно с требованиями по оснащению лабораторий.

7. Методически освоены испытания образцов SENT, как с разрешением поворота концов («pin loaded»), так и с защемлёнными концами («clamped»). Выявлены особенности выращивания трещин, рекомендовано выращивать их на центральной части образцов с последующей приваркой захватных частей. Проверены МКЭ формулы известных стандартов [150, 164] и подтверждена их пригодность, в том числе для более коротких образцов с защемлёнными концами.

## **Глава 4. Перспективы применения имитации термического цикла сварки для оценки свариваемости низкоуглеродистых низко- и среднелегированных сталей**

### **4.1 Теоретические исследования для моделирования термического цикла**

Сварка плавлением сопровождается физико-химическими процессами, связанными с нагревом, плавлением, охлаждением и кристаллизацией металла шва, его взаимодействием с флюсами, шлаками и газами; структурными и объёмными превращениями основного металла в зоне термического влияния. Тепловые процессы в зоне сварки, с одной стороны, трудно вычислимы аналитически, а с другой стороны определяют физико-химические и механические свойства сварного соединения, поэтому представляет интерес их имитация с помощью специального оборудования в первую очередь для определения теплового состояния объекта сварки, так как температурное поле определяет форму осей кристаллитов и микроструктуру шва и ЗТВ, влияющую на характер распределения деформаций и деформационную способность металла, и, соответственно, трещиностойкость.

Также актуально снижение трудоёмкости и стоимости аттестации судостроительных и трубных сталей, включающей сварку специальных проб и определение трещиностойкости ЗТВ сварных соединений. Оценка экономической составляющей в случае получения доказательств применимости метода имитации ЗТВ в условиях НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» в ценах 2018 года, приведённая в табл. 4.1, показывает более чем трёхкратную потенциальную экономию. Поэтому неоднократно предпринимались исследования ЗТВ, полученной экспериментальной имитацией термического цикла сварки с помощью дилатометров и установок GLEEBLE [201, 202, 218]. Исследователи полагают, что такой эксперимент позволяет определить «истинную» трещиностойкость выбранной области ЗТВ, в том числе смоделировать свойства крупнозернистой составляющей ЗТВ реальных сварных швов [154, 159, 196, 198, 206, 208]. В результате, как правило, получают, что разрушение имитированной ЗТВ происходит полностью по хрупкому механизму, и пытаются приписать такие свойства крупнозернистой ЗТВ реальных сварных соединений [158, 218].

В первой главе обсуждалась имитация М.Пириненом [218] сварочного нагрева с тепловложением 1.7 кДж/мм на образцах толщиной 5 мм. В его модели время охлаждения от 800 до 500°C составляло  $t_{8/5} = 55$  с (скорость охлаждения 5°C/с), и это время росло с увеличением полной толщины стали. Именно данный факт

выглядит причиной получения слишком крупного зерна при имитации ЗТВ и разрушения имитированной ЗТВ по хрупкому механизму. Таким образом, оказалось необходимым разработать собственный подход к теоретическому обоснованию имитации термического цикла сварки.

Вторая цель состоит в переходе на заготовки рабочим сечением 10×10 мм для имитации ЗТВ, что позволяет проводить испытания стандартных образцов на ударный изгиб и выполнять прямое сравнение с результатами, полученными на образцах реальных сварных соединений. Такие размеры образца позволяют проводить испытания на трещиностойкость образцов с выращенной усталостной трещиной, используя штатную процедуру и оснастку для испытания по методике Ткдс (см. п. 1.3.2.6). Кроме того, толщина 10 мм снижает масштабный эффект при переходе к полной толщине по сравнению с переходом от толщины 5 мм, и его можно корректно оценить, используя разработки предыдущей главы.

**Таблица 4.1 — Расчёт себестоимости аттестации проката толщиной 40 мм по трещиностойкости («на свариваемость»)**

Параметр	Трудоёмкость для стандартной программы испытаний (72 образца), нормочас.	Трудоёмкость для программы имитации сварочного нагрева (42 образца), нормочас.
Изготовление кромок под сварку/заготовок для имитации термического цикла сварки	18	63
Разработка процедур сварки /моделирование термического цикла	80	120
Пробная сварка/ отработка режима термического циклирования	40	80
Сварка проб/ имитация термического цикла	108	168
Изготовление образцов	486	42
Испытание образцов	1368	84
Отрезка излома и металлография после испытания	288	нет
Обработка результатов испытания и составление отчёта	152	122
<b>Итого</b>	<b>2440</b>	<b>679</b>
Предполагаемая себестоимость аттестации материала по трещиностойкости ЗТВ в расчёте на прокатный лист, тысяч рублей	<b>4 148</b>	<b>1 155</b>
Дополнительные затраты: закупка сварочных материалов, тысяч рублей	до 200	нет

В настоящей работе термические циклы при многопроходной сварке рассчитывали различными методами применительно к аттестационным стыковым

сварным соединениям судостроительной стали категории прочности 500 МПа толщиной 40 мм, выполняемым по К-образной разделке кромок при экстремальных уровнях тепловложения: 1.0 и 3.5 кДж/мм. Циклы, рассчитанные выбранным методом [82], адаптированы для установки GLEEBLE 3800 и экспериментально реализованы на заготовках сечением 10×10 мм. Образцы с имитированной ЗТВ далее испытывали на ударный изгиб и трещиностойкость.

В рассматриваемом примере физическую картину многопроходной автоматической дуговой сварки под флюсом можно описать следующим образом. Две стальные пластины толщиной 40 мм имеют в месте стыка К-образную разделку кромок. Место разделки и прилегающая часть поверхности свариваемых пластин покрыты слоем флюса. Сквозь слой флюса к поверхности металла в разделке подаётся сварочная проволока, между которой и металлом горит электрическая дуга (источник тепла), которая движется вдоль разделки со скоростью 0.8 см/с (рис. 4.1). Расплавленный металл формирует наплавляемый валик и нагревает свариваемые пластины. Валики накладываются в заданном порядке (рис. 4.2). Моделируется сторона, свариваемая последней, которая является предметом исследования при аттестации материала. Противоположная сторона считается заваренной заранее. Расчётная точка выбрана в 0.5 мм от линии сплавления, на глубине 10 мм от поверхности, что примерно соответствует расположению надреза в образцах Шарпи на ударный изгиб при аттестации металла реальных сварных соединений.

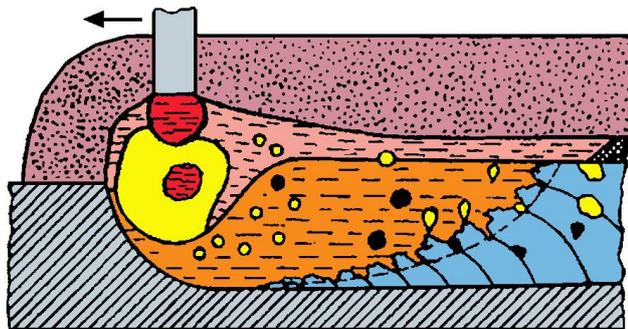


Рисунок 4.1 — Картина движения источника тепла вдоль шва при сварке под флюсом

На первом этапе при участии Артемьева Д.М. было предпринято численное моделирование МКЭ в программном комплексе ANSYS, со следующими допущениями:

- 1) Раскладка валиков в аттестационном сварном соединении с одной прямой кромкой схематизирована согласно рис. 4.2. Моделируется сторона, свариваемая последней. Противоположная сторона считается выполненной заранее, как и «корневой» валик номер 1.

2) Расчётная точка выбрана в 0.5 мм от линии сплавления на глубине 10 мм от поверхности.

3) Источник тепла движется вдоль шва со скоростью 0.8 см/с, создавая «тело» одного сварочного валика.

4) Теплоотвод из сварочной ванны происходит только в основной металл, конвективным теплоотводом пренебрегали.

5) Тепловложение 3.5 кДж/мм, межпроходная температура 150°C.

6) Вся теплота, сгенерированная внутри сварочной ванны, идёт на нагрев материала. Потерями тепла на плавление (при 1500°C) и испарение (при 3000°C) пренебрегали.

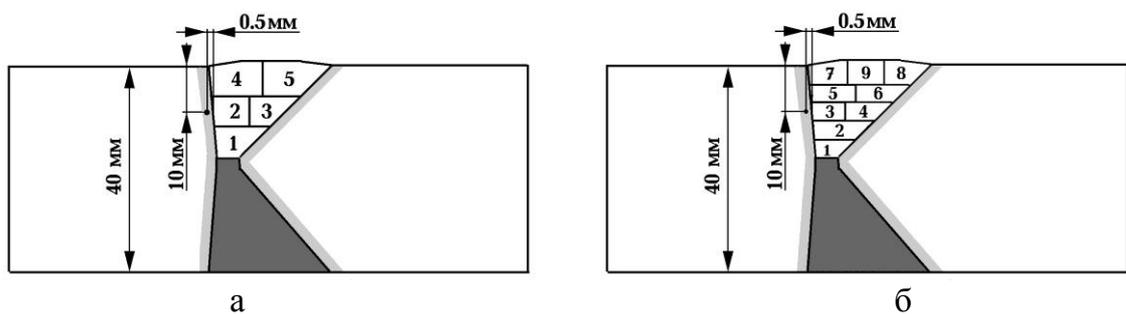


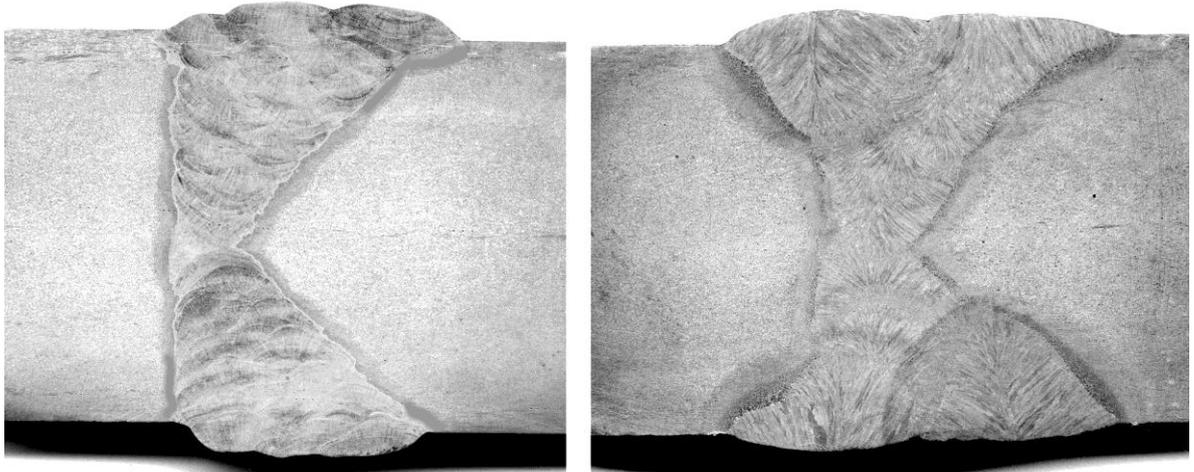
Рисунок 4.2 – Расположение «валиков» в модели сварного соединения для стороны, свариваемой последней. Указано расположение расчётной точки.

а – низкое тепловложение, б – высокое тепловложение

Последнее допущение привело к тому, что металл внутри сварочной ванны фиктивно перегревался (до 10000°C и более), в результате линия сплавления, соответствующая максимальной температуре 1500°C, сильно смещалась от положения, экспериментально наблюдаемого при выполнении сварки с тем же тепловложением. Из-за этого для получения нужной «ширины ЗТВ», то есть расстояния между изотермами максимальной температуры нагрева 1500 и 500°C, а также положения «линии сплавления», то есть изотермы 1500°C, близкого к экспериментально наблюдаемому на шлифах (рис. 4.3), пришлось уменьшить расчётное тепловложение более, чем в четыре раза, и оно составило 0.84 кДж/мм.

Ближайший к расчётной точке ЗТВ валик сварного шва расположен так, что середина его высоты находится на расстоянии 0.5 мм от неё (рис. 4.2,а). Средняя скорость охлаждения в расчётной точке в диапазоне 800-500°C после наложения ближайшего валика составила около 50°C/с, то есть  $t_{8/5} = 6$  с. Однако время охлаждения всей модели до 150°C не соответствовало ожидаемому (всего 30 с вместо 150-200 с), рис. 4.4. Это связано в первую очередь с нефизичным выбором величины тепловложения и, в меньшей степени, пренебрежением конвективным

теплоотводом. Поэтому расчётные распределения температур в исследуемой точке при выполнении последующих валиков шва выглядят сомнительными, принято решение рассчитывать наложение каждого валика отдельно, считая малой межпроходную температуру.



а)

б)

Рисунок 4.3 – Макрошлифы реальных сварных соединений стали E500 толщиной 40 мм с К-образной разделкой кромок, полуавтоматическая сварка порошковой проволокой с тепловложением 1.0 кДж/мм (а), автоматическая сварка под флюсом с тепловложением 3.5 кДж/мм (б).

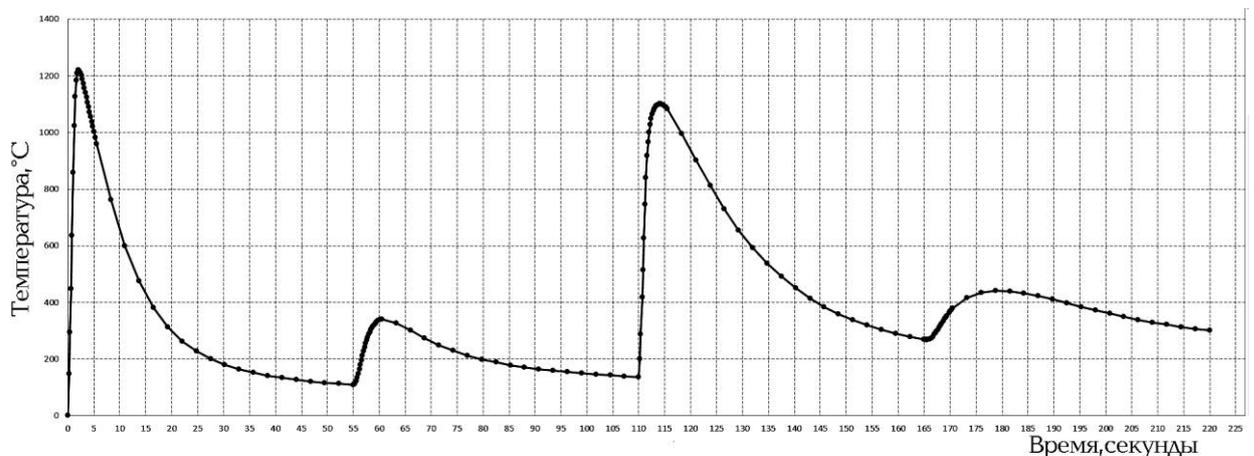


Рисунок 4.4 — Термический цикл в расчётной точке ЗТВ (ANSYS).

Из сказанного следует, что рассчитывать термические циклы при многопроходной сварке МКЭ в ANSYS без учёта энергетических преобразований при фазовых превращениях твёрдое тело–жидкость–газ некорректно. Позитивным результатом расчёта стало получение адекватной величины скорости охлаждения после нанесения ближайшего к расчётной точке валика сварного шва (это можно объяснить тем, что материал расчётной ЗТВ нагревался «впервые» и не выше 1500°C и поэтому подчинялся законам теплопроводности твёрдых тел). Также

было подтверждено, что влияние изменения теплофизических свойств материала при температурах ниже 500°C незначительно.

На следующем этапе исследований привлечена более сложная математическая модель многопроходной сварки [82]. Физическая картина сварки описывается в квазистационарной трёхмерной постановке ( $x$ -продольное направление сварки,  $y$ -ширина,  $z$ -высота). Движением жидкого металла в ванне расплава пренебрегают. Физические параметры металла — плотность, теплоёмкость, теплопроводность,— являются функциями температуры.

Разделка кромок по высоте делится на  $n$  слоёв, для каждого следующего слоя верх предыдущего является остывшей донной поверхностью. В точке с координатами  $x_0$ ,  $y_0$ ,  $z_0$  на площади, ограниченной радиусом  $r$ , действует поверхностный источник тепла с заданным распределением плотности мощности  $q$ . Высота металла валика шириной  $S_{вал}$  увеличивается от этой координаты на длине  $L_{напл}$  от уровня предыдущего слоя на высоту текущего слоя, далее до конца шва по длине высота валика остаётся постоянной. Считается, что металл непрерывно поступает в плоскости  $y$ - $z$  в начале координат и на участке роста высоты валика в направлении оси  $x$  со скоростью  $V_{св}$ . Расчёт температурного поля проводят по отдельности для каждого валика в порядке заполнения разделки. В такой постановке уравнение теплопроводности имеет вид [82]:

$$\rho(T) \cdot C_p(T) \cdot V_{св} \cdot \frac{dT}{dx} = \text{div}(\lambda(T) \cdot \text{grad}(T)) + \rho(T) \cdot L \cdot V_{св} \cdot \frac{d(\text{Solid})}{dx} \quad (4.1)$$

где  $\rho(T)$  – плотность;

$C_p(T)$  – теплоёмкость;

$V_{св} = dx/dt$  – скорость сварки;

$\lambda(T)$  – теплопроводность;

$S$  – объёмные источники тепла;

$T$  – температура;

$L$  – скрытая теплота плавления;

$\text{Solid}$  – функция фазового состояния (доля металла в твёрдом состоянии).

Последний член правой части (4.1) учитывает фазовые переходы при плавлении и затвердевании металла. Функция фазового состояния имеет вид

$$\text{Solid} = 0.5 \cdot \text{erfc} \left( \frac{4 \cdot (T - T_L)}{T_L - T_S} + 2 \right), \quad (4.2)$$

где  $T_S$  – температура солидуса;  $T_L$  – температура плавления. Эта функция равна единице при  $T < T_S$ , и равна нулю, если  $T > T_L$ , а в интервале температур  $T_S < T < T_L$

принимает значение от 1 до 0. При фазовом переходе от твёрдого состояния к жидкому или от жидкого к твёрдому поглощается или выделяется скрытая теплота плавления.

Граничные условия задаются в следующем виде:

— в начале расчётной области в плоскости  $y-z$  и на участке роста высоты валика задаются начальная температура металла и скорость сварки

$$T=T_0; V=V_{св}, \quad (4.3)$$

— на верхней поверхности пластин в покрытой флюсом полосе шириной  $h$  в обе стороны от оси разделки задаётся условие теплоизоляции

$$\frac{dT}{dn} = 0; \text{ где } n \text{ – направление нормали}, \quad (4.4)$$

— на остальной поверхности пластин задаются условия конвективного теплообмена

$$\lambda \cdot \frac{dT}{dn} = -\alpha \cdot k \cdot (T - T_{\text{воз}}), \quad (4.5)$$

где  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи;

$k$  – коэффициент учёта положения нормали к направлению силы тяжести;

$T_{\text{воз}}$  – температура окружающей среды;

— в области воздействия теплового источника (дуги) задан тепловой поток и учитывается его изменение, связанное с фазовыми переходами плавления и испарения металла

$$\lambda \cdot \frac{dT}{dn} = q - \rho \cdot V_{св} \cdot L - m \cdot LL, \quad (4.6)$$

где  $q$  – плотность теплового потока сварочного источника;

$L$  – скрытая теплота плавления;

$LL$  – скрытая теплота испарения;

$m$  – поток пара металла с единицы поверхности.

Учёт испарения металла с поверхности ванны расплава является важной составляющей баланса тепла, так как при плотности теплового потока, превышающей  $10^4$  Вт/см<sup>2</sup>, температура поверхности ванны в области воздействия дуги будет превышать температуру кипения от нескольких десятков до сотен градусов. Расчёт потока испаряющегося металла с поверхности ванны расплава проводится в рамках одномерной модели испарения Найта [70]. Таким образом, решение уравнения (4.1) совместно с граничными условиями (4.3–4.6) определяет распределение температуры при наложении одного валика металла при многопроходной сварке.

Для построения профилей линий сплавления и других изолиний в зоне термического влияния при многопроходной сварке проводятся тепловые расчёты всех валиков согласно схеме раскладки, и определяются максимальные температуры  $T_{max}$  в каждой точке поперечного сечения сварного соединения. После этого рассчитываются основные количественные параметры циклов: время пребывания и скорости нагрева и охлаждения металла шва и зоны термического влияния в интервалах температур превращения аустенита.

В целях проведения имитации ЗТВ в настоящей работе одним из авторов методики [82] В.Н.Старцевым были выполнены расчёты термического цикла по описанному алгоритму для сварки проката толщиной 40 мм при двух уровнях тепловложения, соответствующих используемым при аттестации сварных соединений: 1.0 и 3.5 кДж/мм. Рассчитанные термические циклы приведены в таблице 4.2 и на рисунках 4.5-4.11. На рисунках также показаны распределения температур в поперечном сечении разделки через секунду после прохождения дуги (когда температура в выделенной расчётной точке ещё не достигла максимума).

**Таблица 4.2 – Расчётные значения термических циклов сварки**

Номер валика на схеме рис. 4.2	Максимальная температура в исследуемой точке	Время нахождения при температуре выше $A_{c3}$ , с	Скорость охлаждения в диапазоне 800-500°C, °C/с	Ожидаемое время охлаждения от 500 до 150°C, сек
Модель Старцева. Высокое тепловложение, 3.5 кДж/мм				
1 (корень шва)	855	нет	28	42
2	1280	9.6	27	48
3	420	нет	нет	35 (от 420°)
4	650	нет	15	54
5	320	нет	нет	59 (от 350°)
Модель Старцева. Низкое тепловложение, 1.0 кДж/мм				
1 (корень шва)	380	нет	нет	35 (от 380°)
2	730	нет	59	33
3	1340	3.6	64	25
4	525	нет	12	35
5	690	нет	32	30
6	313	нет	нет	28 (от 313°)
7	485	нет	нет	41 (от 485°)
Для сравнения: ANSYS. Тепловложение 0.84 кДж/мм.				
1 (корень шва)	считается остывшим			
2	1225	6	55	23
3	350	нет	нет	39 (от 350)
4	1100	11.5	23	83
5	440	нет	нет	~150 (от 440)

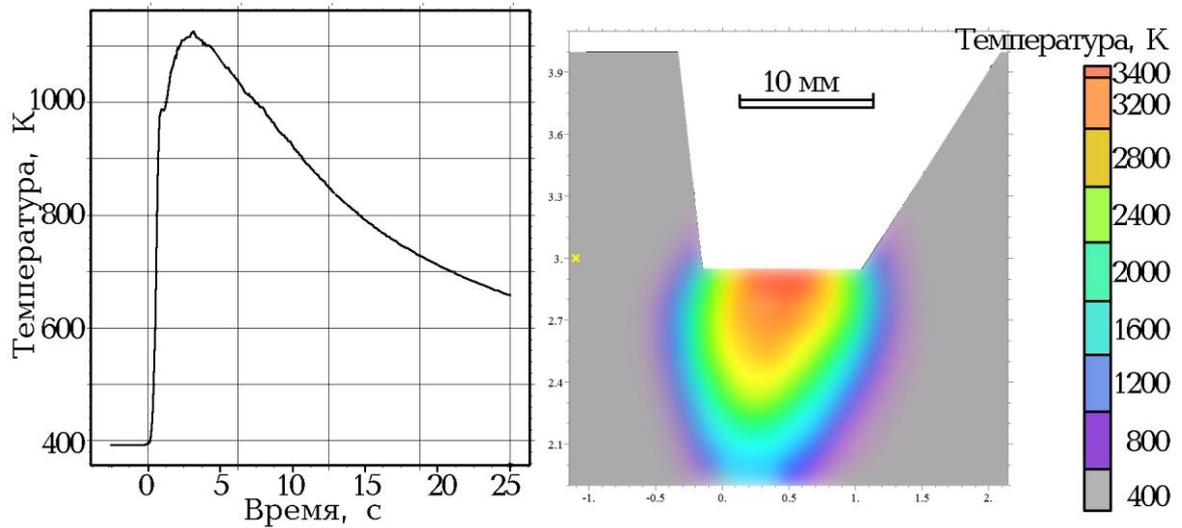


Рисунок 4.5 – Термический цикл, высокое тепловложение 3.5 кДж/мм, корневой проход 1 (здесь и далее на подобных рисунках размеры указаны в см).

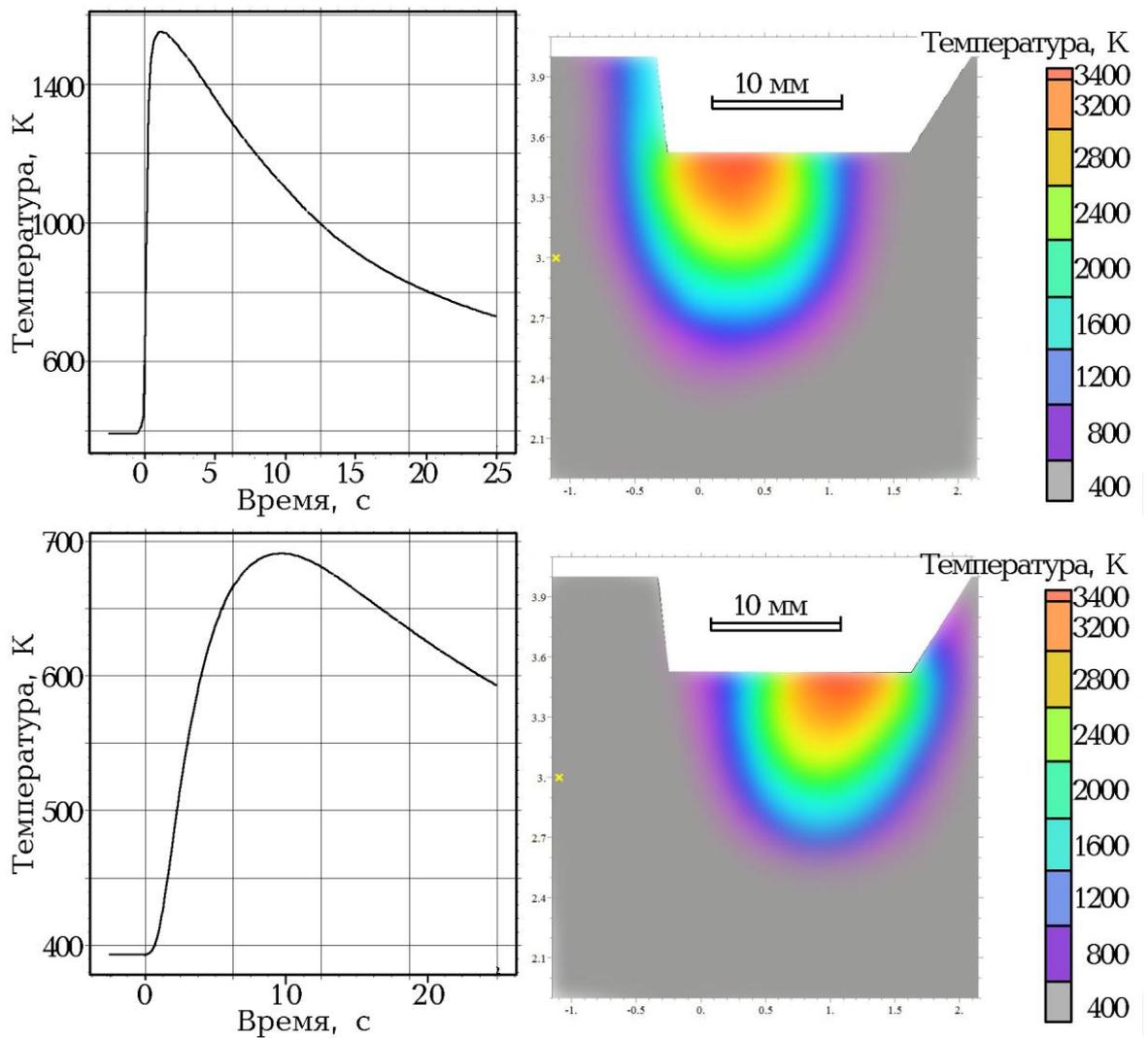


Рисунок 4.6 – Термический цикл, высокое тепловложение 3.5 кДж/мм, средний слой, проходы 2 и 3

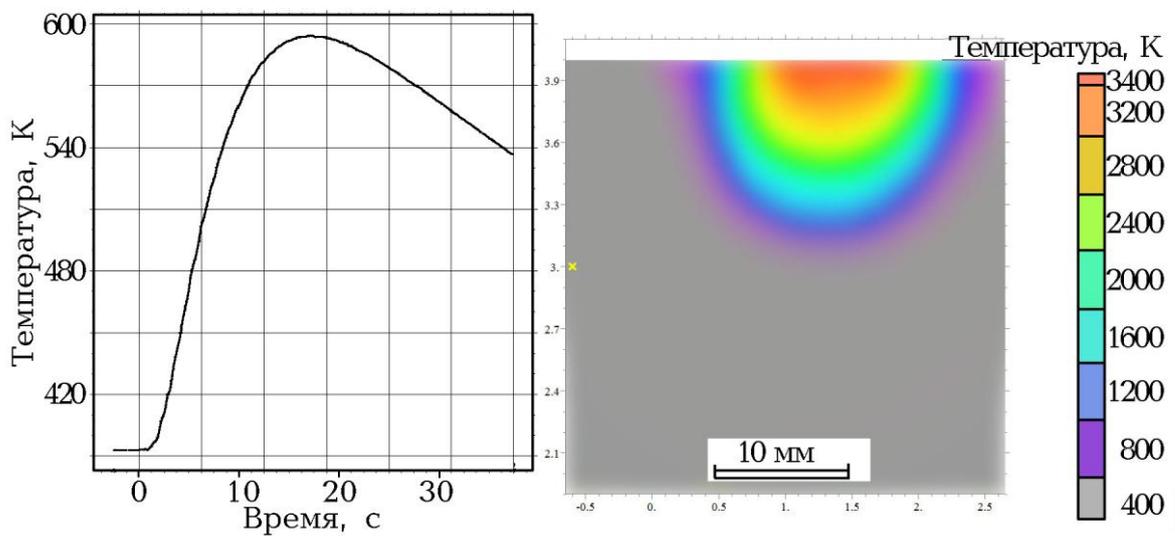
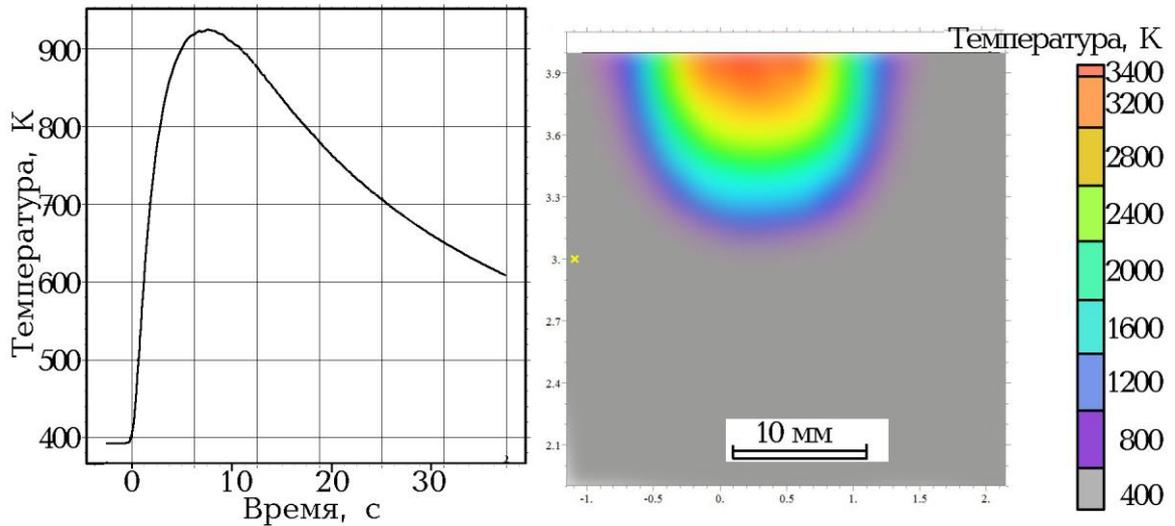


Рисунок 4.7 – Термический цикл, высокое тепловложение  $3.5 \text{ кДж/мм}$ , верхний слой, проходы 4 и 5

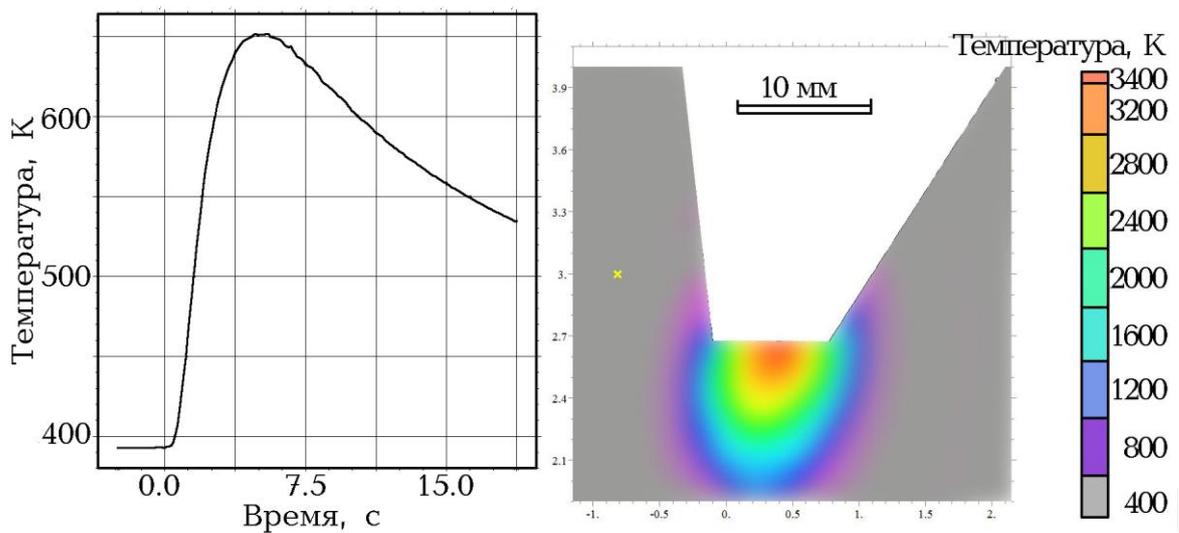


Рисунок 4.8,a – Термический цикл, низкое тепловложение  $1.0 \text{ кДж/мм}$ , корневой проход 1

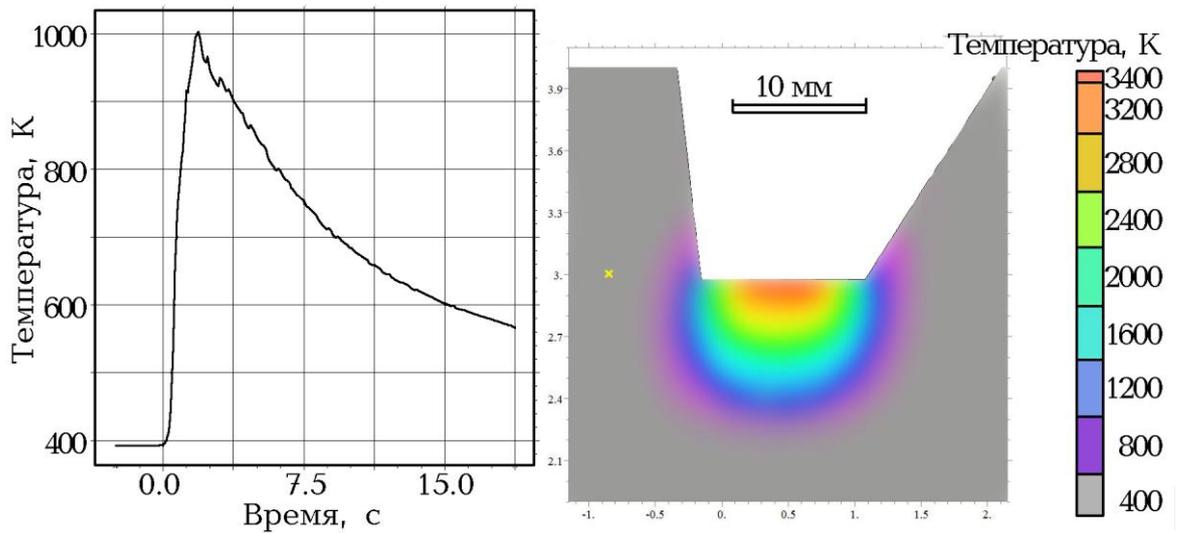


Рисунок 4.8,б – Термический цикл, низкое тепловложение 1.0 кДж/мм, корневой проход 2

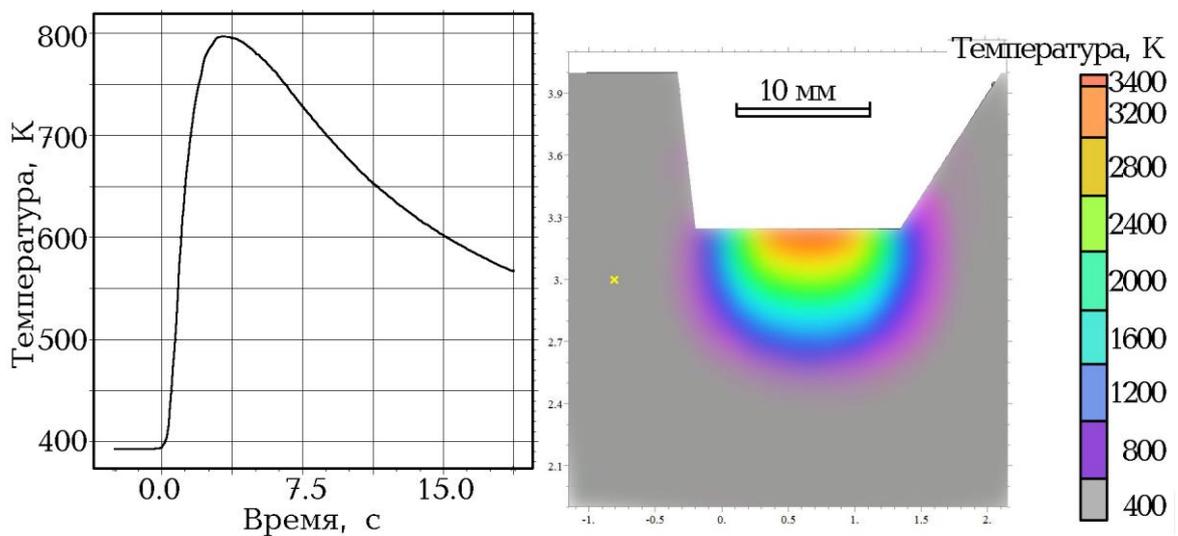
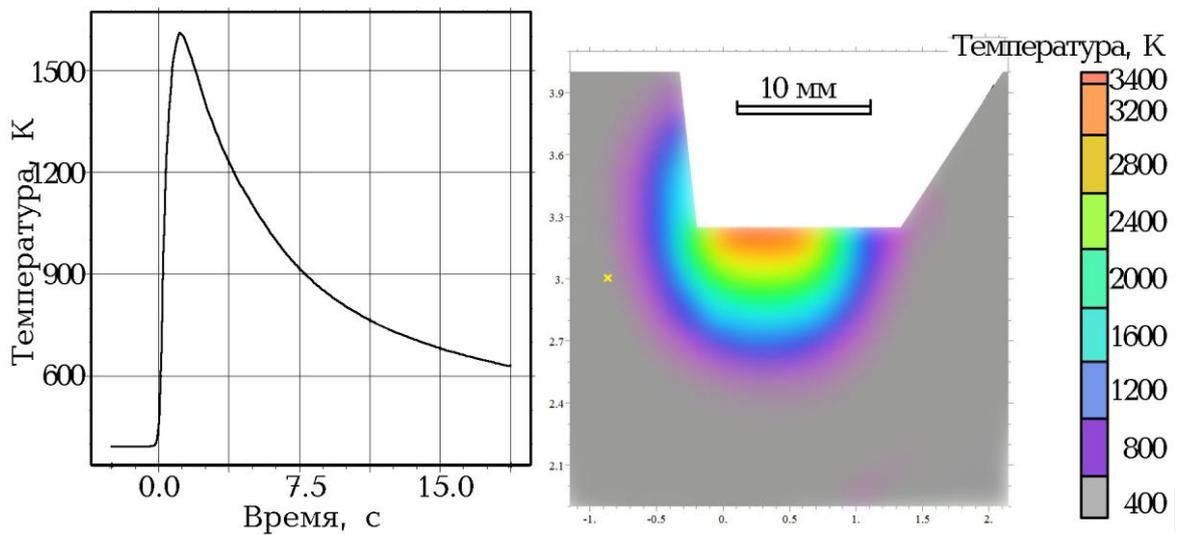


Рисунок 4.9 – Термический цикл, низкое тепловложение 1.0 кДж/мм, проходы 3 и 4.

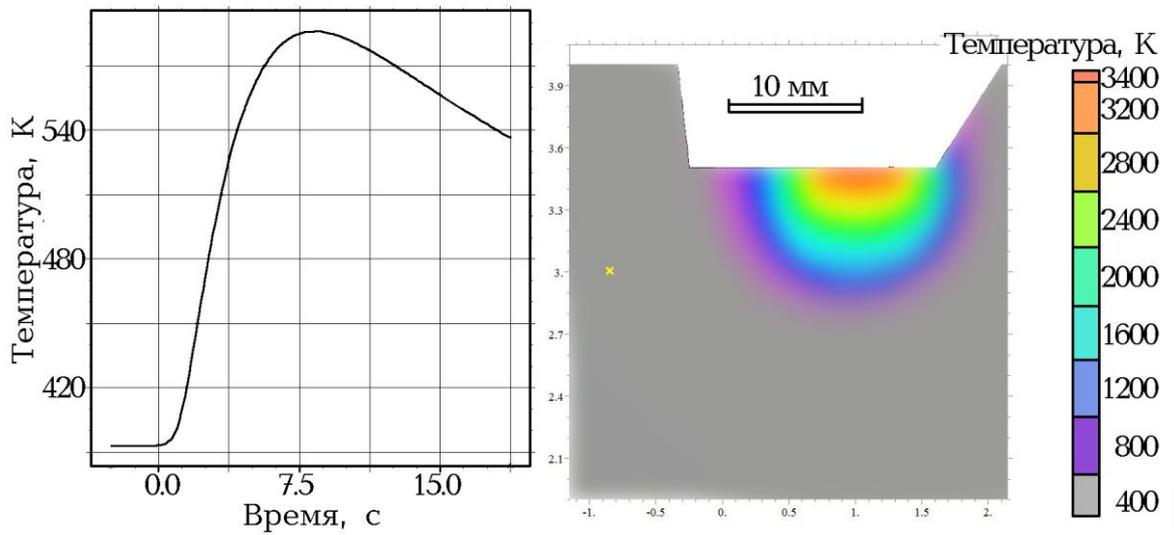
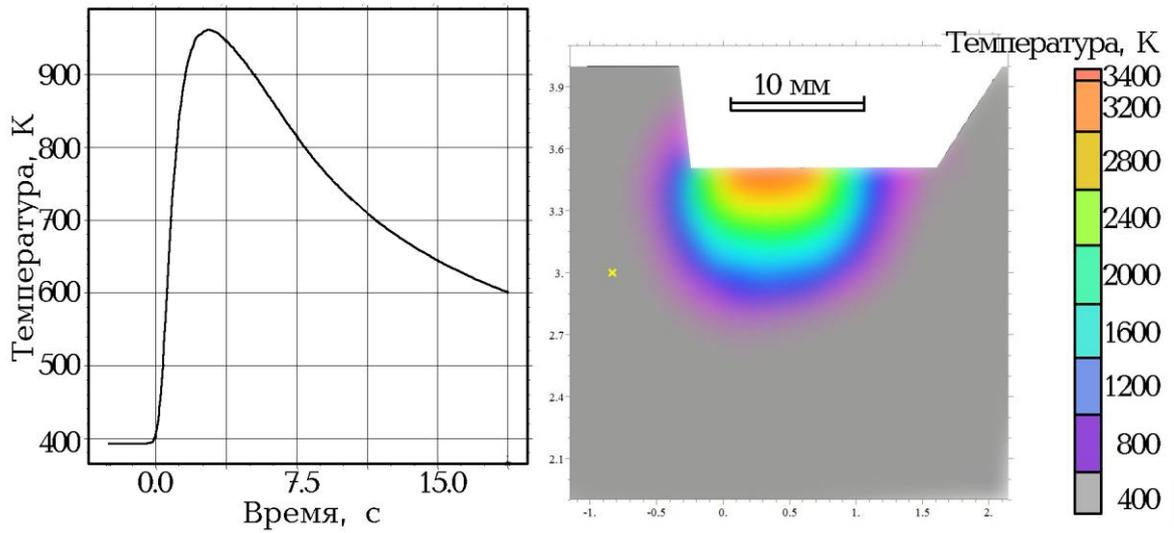


Рисунок 4.10 – Термический цикл, низкое тепловложение 1.0 кДж/мм, проходы 5 и 6.

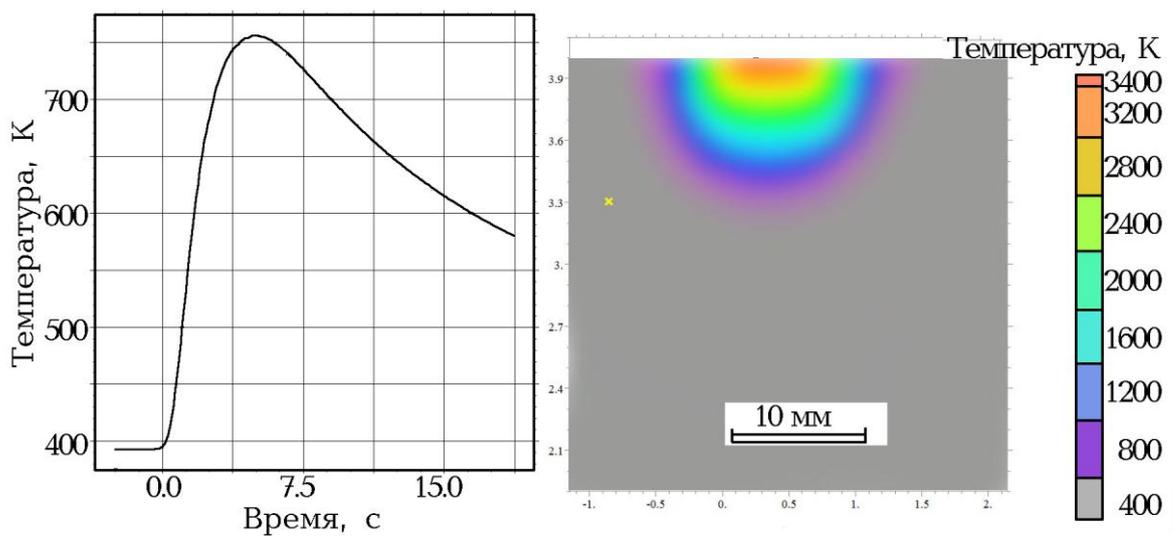


Рисунок 4.11 – Термический цикл, низкое тепловложение 1.0 кДж/мм, верхний слой, проход 7.

Сравнительные данные таблицы 4.2 показывают, что результат моделирования на ANSYS в части определяемого термического цикла схож с полученным по модели В.Н.Старцева. Отличается только физическое расположение расчётной точки, что в данном случае несущественно, также есть нюансы в учитываемой раскладке валиков шва.

## 4.2 Материал для экспериментальных исследований

Для опытов по имитации термического цикла использованы пробы проката сталей E500 (ТМО) и E500W (термическое улучшение) в толщине 40 мм, прошедших аттестацию по программам Регистра для получения СПИ. Данные о использованных материалах представлены в таблице 4.3.

**Таблица 4.3 – Химический состав и механические характеристики стали**

Марка стали	E500		E500W	
Маркировка	“16”	“3”	“45”	“46”
<i>Содержание элементов, % масс.</i>	по Правилам Регистра		по ГОСТ 52927-2015	
C	≤0.14		0.08-0.12	
Si	≤0.60		0.20-0.40	
Mn	1.10-1.70		0.45-0.75	
P	≤0.020		≤0.010	
S	≤0.010		≤0.005	
Cr	≤0.50		1.05-1.30	
Ni	≤2.00		1.85-2.15	
Cu	≤0.55		0.35-0.65	
Mo	≤0.50		0.10-0.18	
Предел текучести верхний, МПа	500-540	500-540	510-550	520-560
Временное сопротивление, МПа	630-670	620-660	630-670	640-680
Удлинение A <sub>5</sub> , %	20 ср.	22 ср.	20 ср.	20 ср.
Работа удара, Дж, при -60°C	187 ср.	172 ср.	222 ср.	191 ср.
Сужение в Z-направлении, %	67-77	66-76	61-71	65-75

Заготовки сечением 10x10 мм для имитационного нагрева были отобраны от основного металла аттестационных сварных проб. Расстояние от зоны имитационного нагрева до реального аттестационного шва около 100 мм. Расположение заготовок и выполняемого в дальнейшем надреза на образцах соответствует аттестационным образцам на ударный изгиб: образцы поперечные, расположены поперёк реального аттестационного шва, параллельного направлению прокатки, отобраны в 2-3 мм от поверхности проката.

### 4.3 Проведение эксперимента

Для выполнения имитации сварочного нагрева использовалась установка GLEEBLE 3800 НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». Термические циклы, рассчитанные В.Н.Старцевым, были адаптированы автором настоящей работы для GLEEBLE с учётом следующего: предельная скорость нагрева ограничена максимальной электрической мощностью установки и значительно снижается при увеличении сечения нагреваемого образца; принято допущение о незначительности влияния кратковременного нагрева ниже 500°C от накладки удалённых валиков шва. Рассчитанную скорость нагрева металла (более 400°C/с) на образцах 10x10 мм в условиях НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» пришлось ограничить в соответствии с возможностями оборудования по мощности, мониторингу и управлению температурой. При физической имитации термического цикла, выполненной на GLEEBLE 3800 В.А.Беляевым, соблюдено подобие, как минимум, по двум величинам – времени нахождения при температуре выше  $A_{c3}$  и скорости охлаждения от 800 до 500 градусов [3]. Опорные точки термических циклов приводятся в таблице 4.4.

**Таблица 4.4 – Экспериментально реализованные на GLEEBLE термические циклы сварки**

Номер валика по схеме	Максимальная температура цикла, °C	Нагрев со скоростью, °C/с	Охлаждение до 850°C со скоростью, °C/с	Охлаждение до 500°C со скоростью, °C/с	Охлаждение ниже 500°C со скоростью, °C/с	Время цикла нагрева-охлаждения, с	Выдержка при 150°C до следующего нагрева, с
<b>Высокое тепловложение, 3.5 кДж/мм. Схема на рис. 4.2,б</b>							
1	855	100 до 855° (8.3 с)	-	28 до 500° (12.7 с)	8 до 150° (43.8 с)	64.8	120
2	1200	100 до 1200° (10.5 с)	60 до 850° (7.2 с)	27 до 500° (13 с)	7 до 150° (50 с)	80.7	240
4	650	100 до 650° (5с)	-	15 до 500° (10 с)	7 до 150° (50 с)	65	свободное охлаждение
<b>Общее время термического цикла</b>							<b>586.4</b>
<b>Низкое тепловложение, 1.0 кДж/мм. Схема на рис. 4.2,а</b>							
2	730	100 до 730° (7.1 с)	-	59 до 500° (3.9 с)	10 до 150° (35 с)	46	120
3	1160	100 до 1160° (10.1 с)	100 до 800° (3.6 с)	64 до 500° (4.7 с)	14 до 150° (25 с)	43.4	120
4	525	100 до 525° (3.8 с)	-	-	12 до 150° (31.3 с)	35	120
5	690	100 до 690° (5.4 с)	-	32 до 500° (10.9 с)	12 до 150° (31.3 с)	47.6	свободное охлаждение
<b>Общее время термического цикла</b>							<b>532.0</b>

На рис. 4.12,*а,б*, представлены термические циклы, практически реализованные на GLEEBLE.

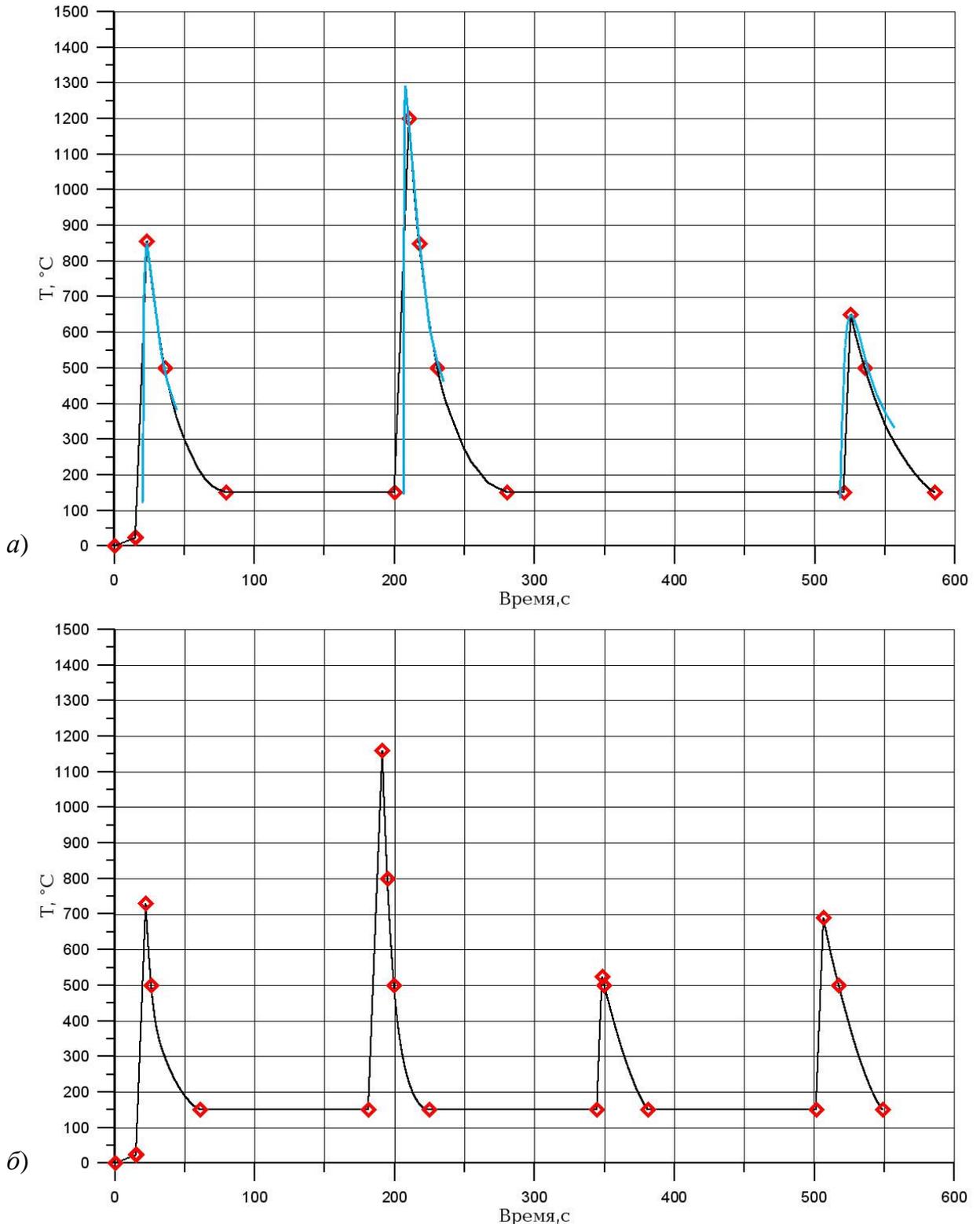


Рисунок 4.12 — Имитация термических циклов сварки при тепловложении 3.5 кДж/мм, **режим 1** (*а*) и 1.0 кДж/мм, **режим 2** (*б*) для выбранной точки ЗТВ.

Чёрные кривые – результаты измерений, термопара на поверхности образца. Опорные точки соответствуют приведённым в табл. 4.4. На рис. (*а*) для сравнения приведены кривые из модели В.Н.Старцева (голубые линии).

Представления об участках структуры ЗТВ многопроходного сварного шва сформулированы в виде рисунка 4.13 (по температуре последнего нагрева). Ожидается, что эта структура может быть различной в зависимости от отношения температуры последнего нагрева к температурам  $A_{c1}$  и  $A_{c3}$ .

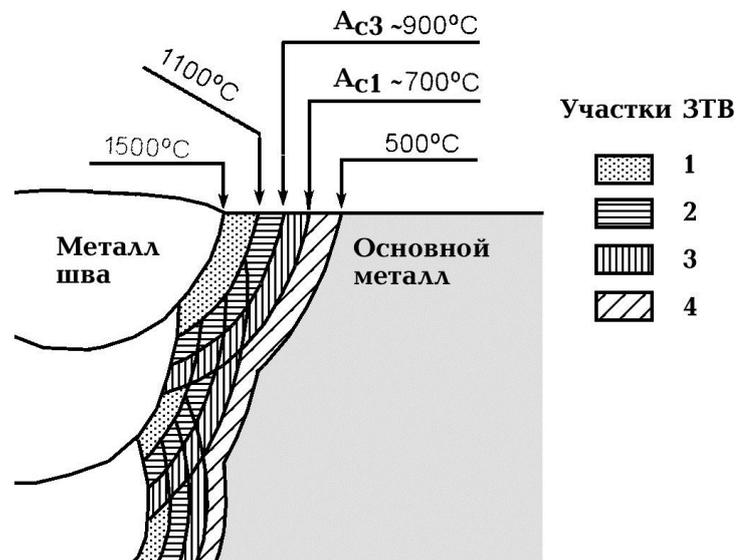
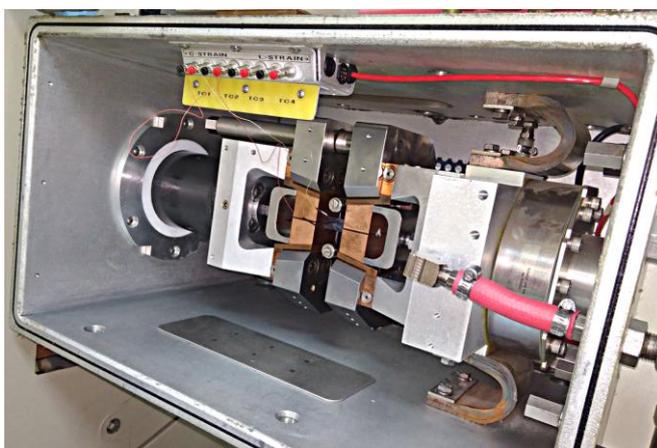


Рисунок 4.13 – Участки ЗТВ многопроходного шва.

На рис. 4.14–4.16 показано, как специалистом НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» Беляевым В.А. осуществлялось термическое циклирование для имитации сварочного нагрева на установке GLEEBLE 3800. Заготовка длиной около 100 мм и сечением 10×10 мм зажималась в захваты блока, предназначенного для нагружения растяжением, затем с точностью порядка 0.1°C реализовывался требуемый термический цикл. Нагрев осуществлялся пропусканием электрического тока (равномерно), охлаждение – обдувом воздухом (быстрее на поверхности, где и контролировалась температура).



а)



б)

Рисунок 4.14 — Установка заготовки сечением 10×10 мм в модуль растяжения GLEEBLE для выполнения термического циклирования (а).

Медный токопроводящий захват (б).

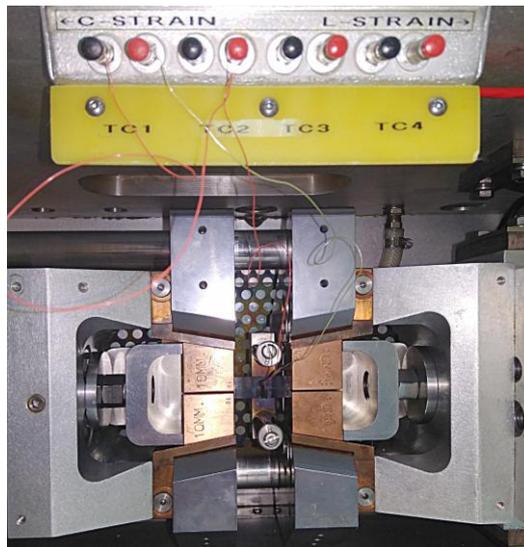


Рисунок 4.15 — Зажатая заготовка с приваренной термопарой, по показаниям которой выполняется термическое циклирование.

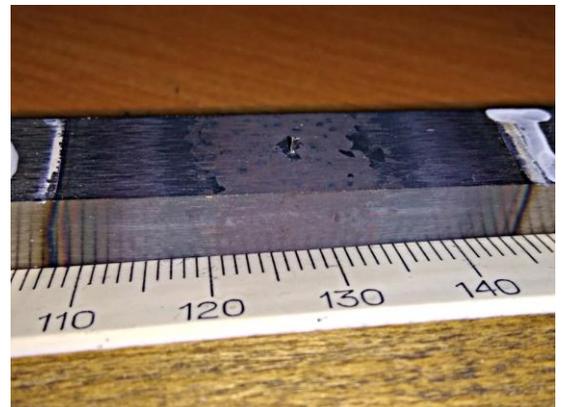
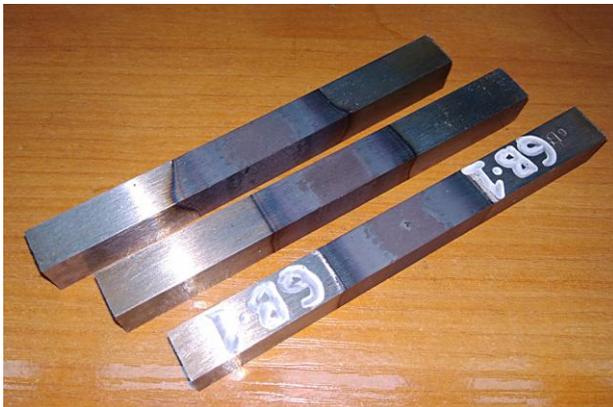
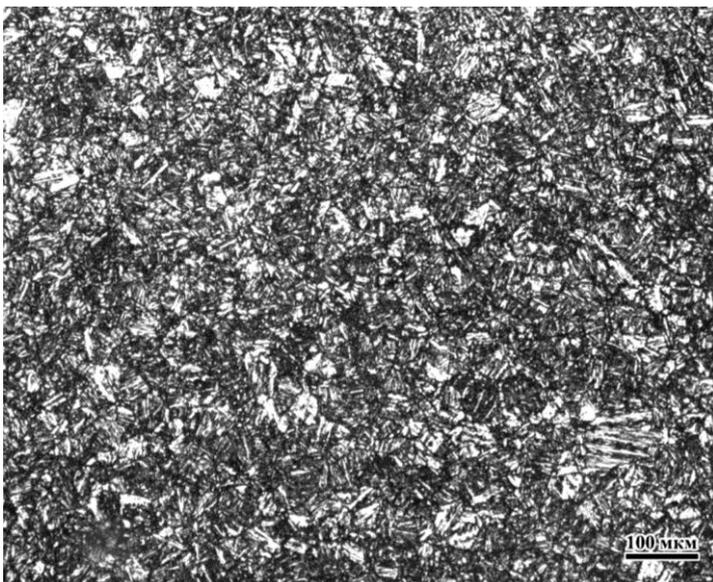
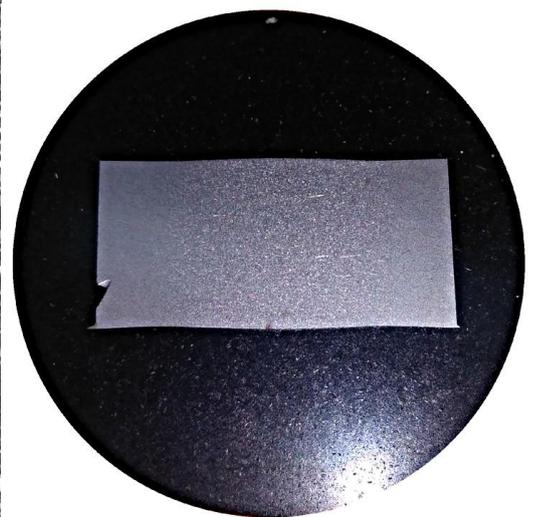


Рисунок 4.16 — Общий вид обработанных заготовок. Размеры и расположение имитированной ЗТВ относительно места приварки термопары.



*a)*



*б)*

Рисунок 4.17 — Результат многократного термического циклирования, достигнутый на пробном образце после примерно 20ти термических циклов сварки:  
*a)* размер зерна в зоне максимального нагрева, *б)* утолщение в зоне максимального нагрева вследствие многократной перекристаллизации и разрыхления структуры.

Вид пробного образца, на котором отрабатывались режимы нагрева и охлаждения, представлен на рис. 4.17. Он может служить наглядным примером изменения структуры металла при многократном повторении сварки, например, в качестве основания для ограничения числа ремонтов сварных соединений.

#### 4.4 Результаты испытания аттестационных образцов и образцов с имитированной ЗТВ

Обработанные на GLEEBLE заготовки использовались для изготовления образцов Шарпи на ударный изгиб и SENB на трещиностойкость. Результаты испытаний на ударный изгиб представлены в таблице 4.5, результаты испытаний на трещиностойкость реальных сварных соединений и металла имитированной ЗТВ – в таблицах ПЗ и П4 Приложения А. Вид изломов образцов с имитированной ЗТВ, испытанных на трещиностойкость, показан на рис. 3.18.

В графическом виде результаты определения трещиностойкости представлены на рис. 4.19 и 4.20. Для большинства образцов с имитированной ЗТВ из стали E500W при выбранных температурах испытания оказалось характерным вязкое нестабильное разрушение (тип критического события – максимум нагрузки). На рис. 4.20 дополнительно представлены точки, соответствующие нестабильному разрушению после максимума нагрузки, линии для них проведены пунктиром.

**Таблица 4.5 — Результаты испытаний на ударный изгиб стали E500**

Сталь E500 (ТМО). Маркировка “16”, толщина 40 мм. T = -40°C						
Маркировка	KV, Дж	Среднее KV, Дж	Место расположения надреза в образце	Маркировка	KV, Дж	Среднее KV, Дж
<b>Имитационный</b> термический цикл на заготовках 10x10, стандартные образцы Шарпи						
16Н-1*	22.7	45.2	по месту приварки термопары – середина имитированной ЗТВ	16В-1*	194.8	177.4
16Н-2	22.1			16В-2	165.1	
16Н-3	90.9			16В-3	172.4	
<b>Реальная сварка</b> , стандартные образцы Шарпи в 2 мм от поверхности, надрез по толщине						
16Н-4	32.2	45.2	по линии сплавления реального сварного соединения	16В-4	150.5	112.6
16Н-5	56.8			16В-5	108.9	
16Н-6	46.5			16В-6	78.3	
16НК-10*	214.4		л.с.+5 мм	16ВК-10*	207.1	

\* Образцы использованы для металлографического анализа. Для реальных сварных соединений выбраны образцы, в которых присутствуют все характерные участки ЗТВ.

Из полученных результатов можно сделать следующие выводы:

1) Результаты испытаний на ударный изгиб образцов с имитированной ЗТВ и реальных сварных соединений качественно и количественно близки между собой, но различны для двух рассматриваемых режимов сварки и соответствующих сварочных процедур. При этом и те и другие слабо коррелируют с результатами аттестационных испытаний на трещиностойкость реальных сварных соединений,

которые в гораздо меньшей степени различаются в зависимости от тепловложения.

2) По результатам испытаний ЗТВ, имитированной по режиму 1 (тепловложение 3.5 кДж/мм), полученные значения трещиностойкости для каждой из исследованных марок стали имеют температурный сдвиг 35-40°C по отношению к результатам, полученным на реальных сварных образцах в натурной толщине, рис. 4.19. Данный температурный сдвиг в достаточной степени соответствует ожидаемому (32°C по таблице 3.4).



Рисунок 4.18 — Изломы образцов SENB стали E500 с имитированной ЗТВ (слева порядковые номера с 1 по 5)

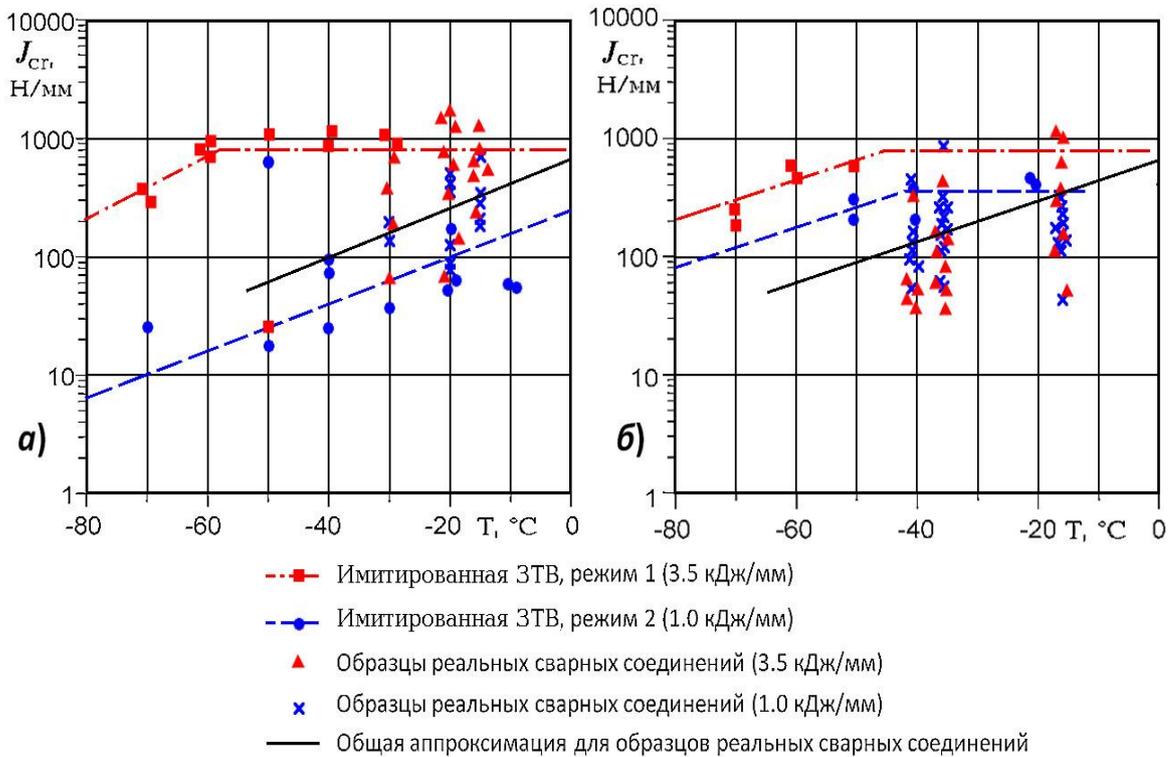


Рисунок 4.19 — Сопоставление трещиностойкости реальных сварных соединений и образцов с имитированной ЗТВ стали E500 (а) и E500W (б).

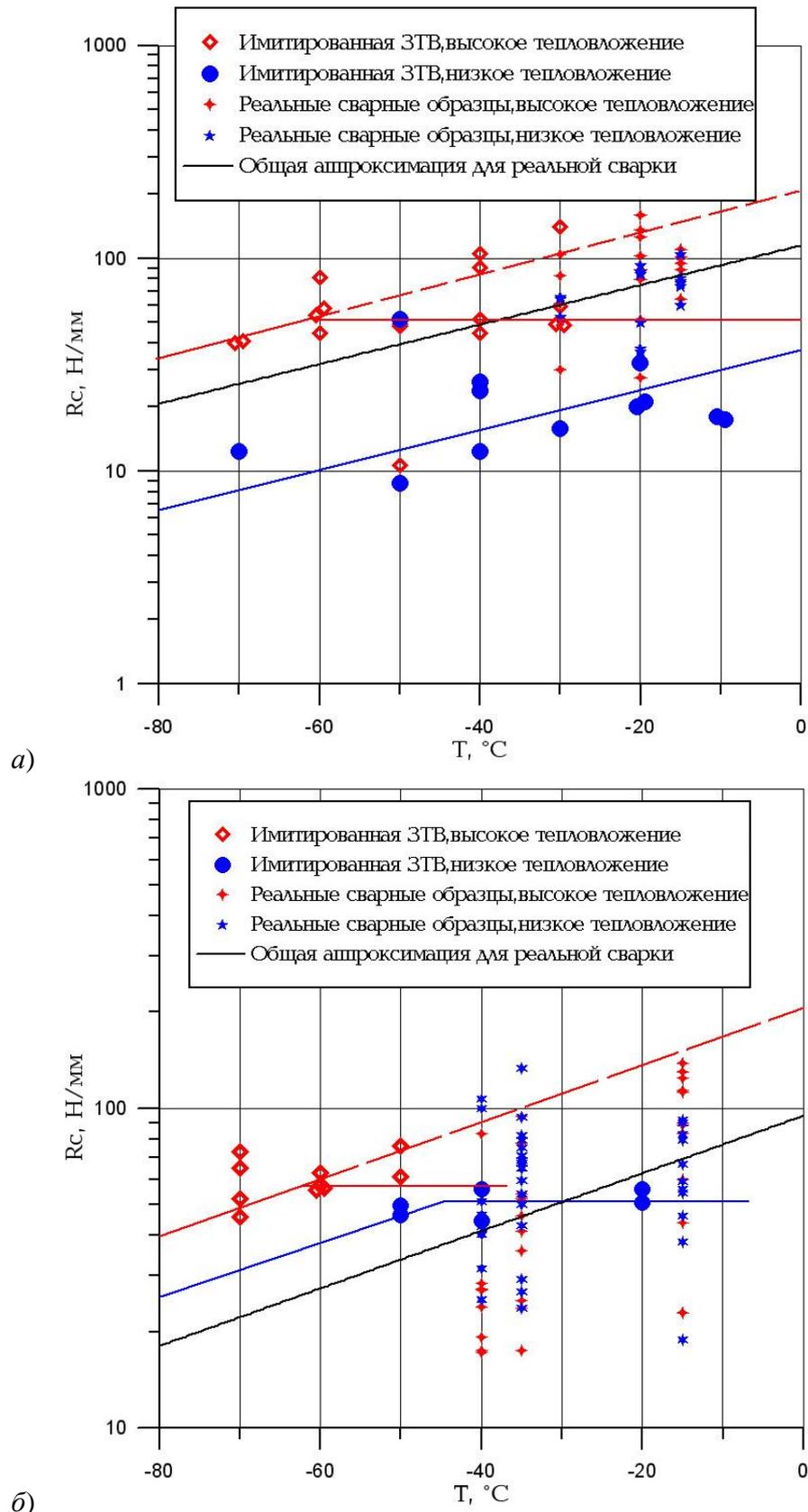


Рисунок 4.20 — Сопоставление трещиностойкости реальных сварных соединений и образцов с имитированной ЗТВ стали E500 (a) и E500W (б) в терминах  $R_c$ .

3) По результатам испытаний ЗТВ, имитированной по режиму 2 (тепловложение 1.0 кДж/мм), полученные значения для двух исследованных марок

стали значительно отличаются как от полученных в натурной толщине, так и между собой, наблюдается снижение трещиностойкости.

На основании этих выводов была поставлена задача выполнения металлографического исследования ЗТВ стали E500, где отмечено неожиданное падение результатов для имитации по режиму 2 (тепловложение 1 кДж/мм).

#### **4.5 Исследование микроструктуры ЗТВ, образующейся при реальной электродуговой сварке, и её имитации**

Металлографические исследования структуры металла и фрактографические исследования поверхностей разрушения проводились на образцах реальных сварных соединений и с имитированной ЗТВ, испытанных на ударный изгиб, см. табл. 4.5. Исследование проведено для решения следующей основной задачи: проверка адекватности имитации крупнозернистой ЗТВ по величине максимального размера зерна и морфологии структуры, а также равномерности указанных характеристик по поперечному сечению образца. В дополнение проводился поиск причины снижения свойств металла марки E500, подвергнутого имитационному нагреву по режиму 2. Часть полученных результатов, не отвечающих на данные вопросы, например, о ширине зоны максимального нагрева, следует рассматривать как справочные для дальнейших методических разработок.

Методами оптической металлографии проведено сравнение микроструктуры ЗТВ образцов реальных сварных соединений и образцов с имитированной ЗТВ. Исследование микроструктуры на микрошлифах после травления проводили с помощью светового инвертированного металлографического микроскопа «Axiovert 40 MAT», оснащённого цифровой видеокамерой и системой ввода изображений VS СТТ 205С. Номера участков ЗТВ в сделанных описаниях фотографий структуры соответствуют рис. 4.13.

Фрактография изломов выполнялась с помощью сканирующего электронного микроскопа «Philips-535».

##### **4.5.1 Сварка с низким тепловложением и её имитация**

###### **4.5.1.1 Образец 16НК10 – реальная полуавтоматическая сварка стали E500**

На рис. 4.21 приведены фотографии микроструктуры ЗТВ и основного металла в плоскости излома и перпендикулярно плоскости излома. Исследования микроструктуры показали, что в реальном сварном соединении крупнозернистая структура ЗТВ представлена речным бейнитом с размерами зёрен до 55 мкм.

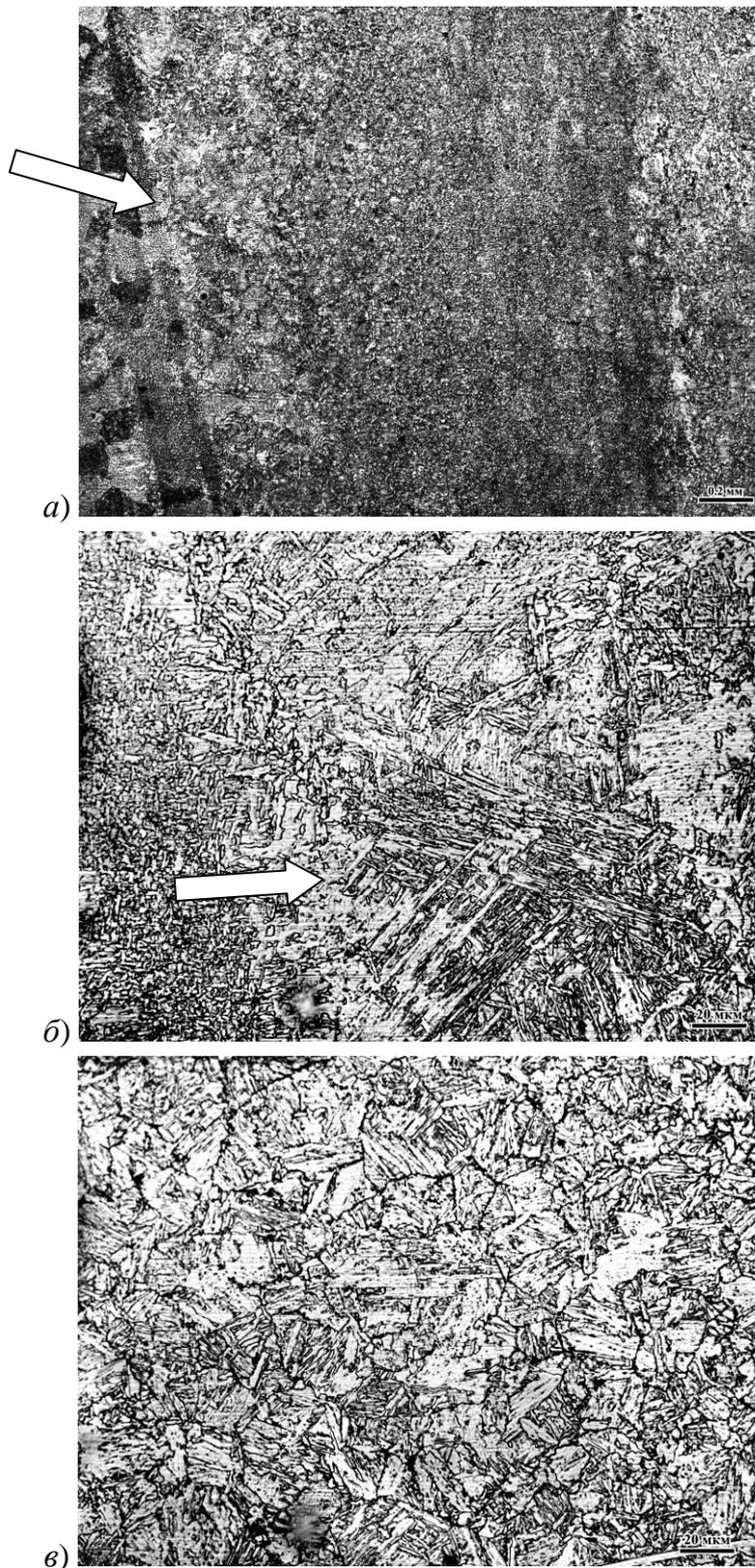


Рисунок 4.21, *а–в* — Реальное сварное соединение стали E500, выполненное с тепловложением 1 кДж/мм. Микроструктура образца 16НК10:  
*а)* общий вид ЗТВ, стрелкой отмечена линия сплавления,  
*б)* первый участок ЗТВ с крупнозернистой структурой речного бейнита,  
*в)* второй участок ЗТВ со структурой преимущественно речного бейнита, размеры зёрен 15–40 мкм.

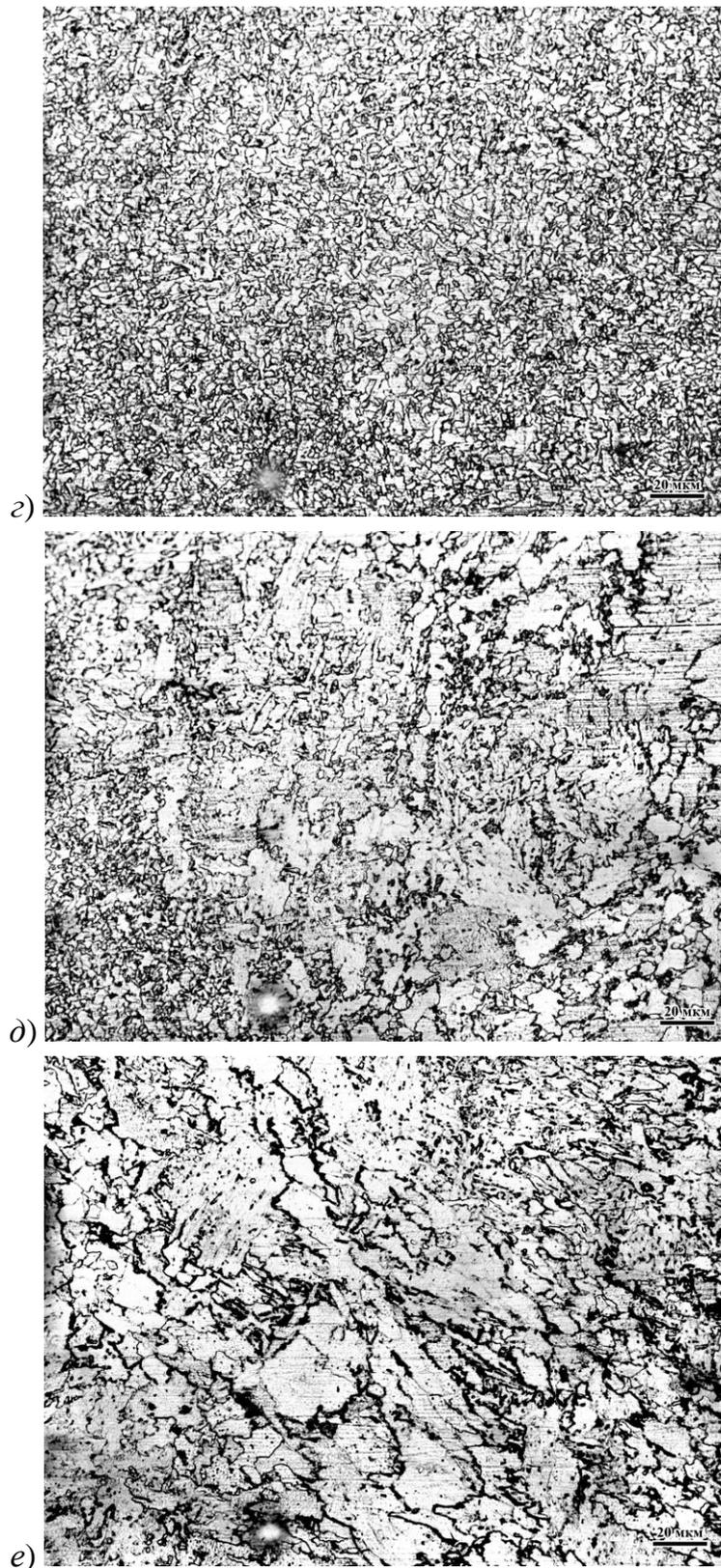


Рисунок 4.21, *a–c* — Реальное сварное соединение стали E500, выполненное с тепловложением 1 кДж/мм. Микроструктура образца 16НК10:

- a)* третий участок ЗТВ с мелкозернистой бейнитно-ферритной структурой,
- b)* четвертый участок ЗТВ – переход к основному металлу, структура основного металла со следами повышенного карбидообразования,
- c)* структура основного металла.

Дополнительно выполнена фрактография излома на участке, разрушенном по ЗТВ у линии сплавления, рис. 4.22, которая подтверждает наибольший размер зерна в ЗТВ около 60 мкм.

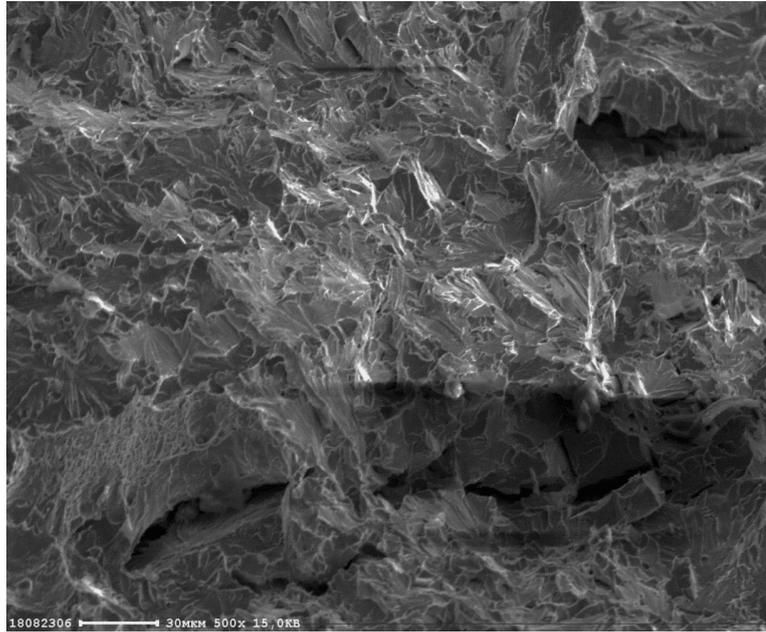


Рисунок 4.22 — Излом образца 16НК10 на участке, разрушенном по ЗТВ у линии сплавления. На этом участке разрушение происходило сколом и квазисколом.

#### 4.5.1.2 Образец 16Н1 – имитация ЗТВ стали E500 по режиму 2 (GLEEBLE)

На рис. 4.23 приведены фотографии микроструктуры ЗТВ и основного металла образца в плоскости излома и перпендикулярно плоскости излома. Исследования микроструктуры показали, что на поверхности образца с имитированной ЗТВ крупнозернистая структура представлена речным бейнитом с размерами зёрен 10–35 мкм.

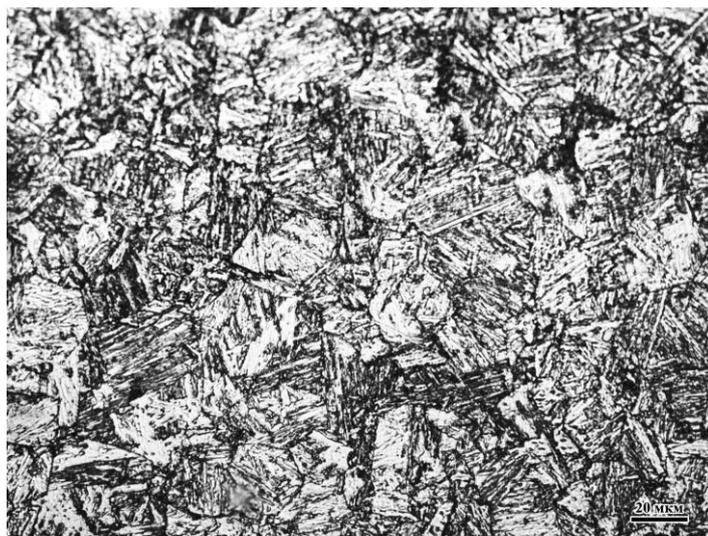


Рисунок 4.23, а – Имитация ЗТВ стали E500 с применением GLEEBLE по режиму 2. Микроструктура образца 16Н1 на боковой поверхности: первый участок ЗТВ со структурой речного бейнита, размеры зёрен 10 – 35 мкм, как во втором участке реального сварного соединения.

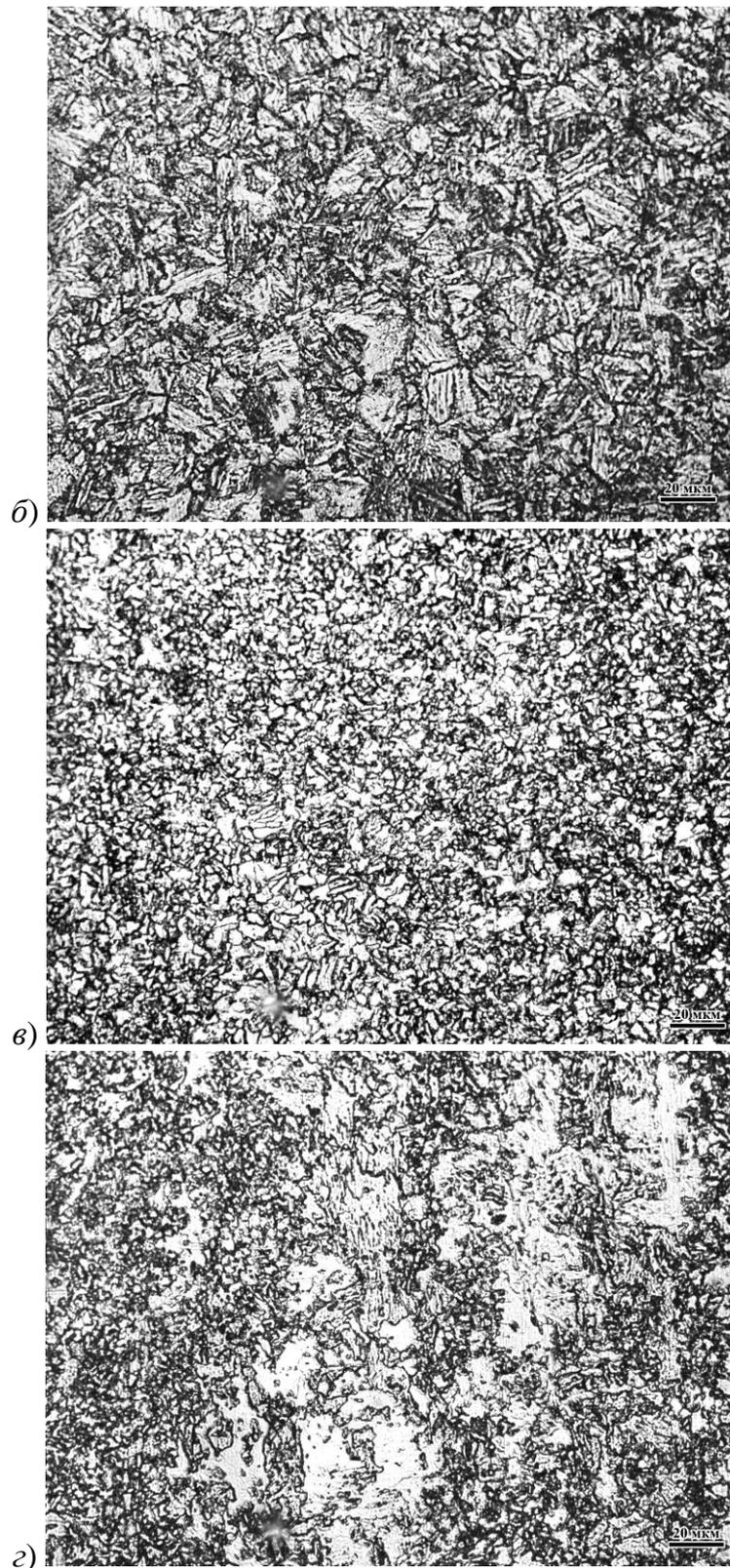
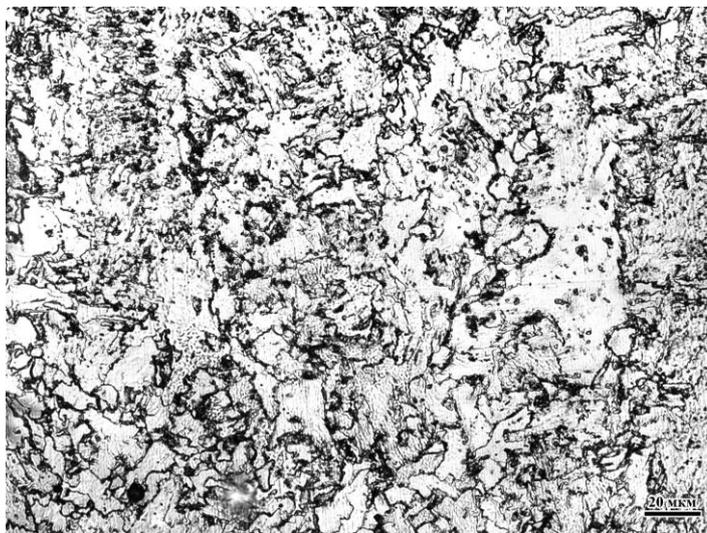


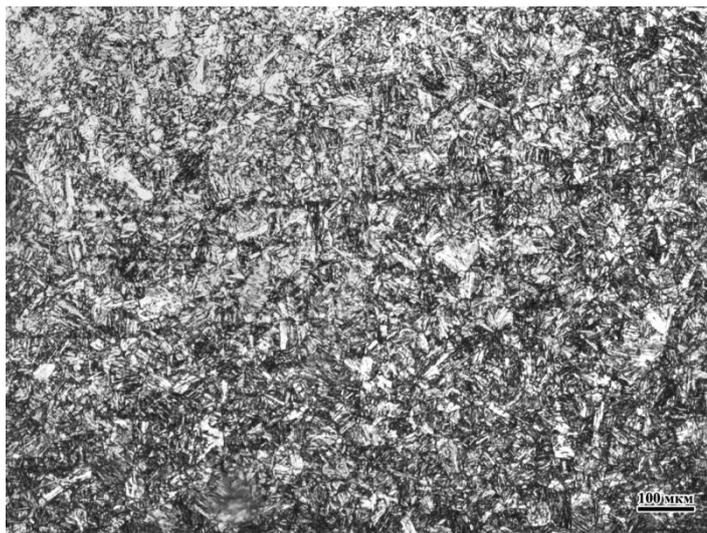
Рисунок 4.23, б-г – Имитация ЗТВ стали E500 с применением GLEEBLE по режиму 2. Микроструктура образца 16Н1 на боковой поверхности:  
 б) второй участок ЗТВ со структурой преимущественно реечного бейнита, размеры зёрен 2 – 15 мкм, в) третий участок ЗТВ с мелкозернистой бейнитно-ферритной структурой, феррита больше, чем в третьем участке реального сварного соединения, г) четвёртый участок ЗТВ – переход к основному металлу, структура близка к структуре основного металла, но содержит крупные области переотпущенного бейнита с карбидами.



д)

Рисунок 4.23, д – Имитация ЗТВ стали Е500 с применением GLEEBLE по режиму 2. Микроструктура образца 16Н1 на боковой поверхности: структура основного металла.

Так как на поверхности образца с имитированной ЗТВ наибольший размер зерна оказался меньше, чем в реальном сварном соединении, исследования были продолжены в плоскости излома, их результаты представлены на рис. 4.24 и 4.25. Показано, что имитация ЗТВ не позволяет достичь идеально равномерной структуры в сечении образца, в центральной части сечения образца (минимум на 50% площади) в связи с замедленным по сравнению с поверхностью охлаждением получено более крупное зерно, которое **соответствует наибольшему размеру зерна в ЗТВ реального сварного соединения.**



а)

Рисунок 4.24, а — Имитация ЗТВ стали Е500 с применением GLEEBLE по режиму 2. Микроструктура образца 16Н1 в плоскости излома (середина площади излома): первый участок ЗТВ со структурой речного бейнита и мартенсита, размеры зёрен 15 – 55 мкм, как в первом участке реального сварного соединения.

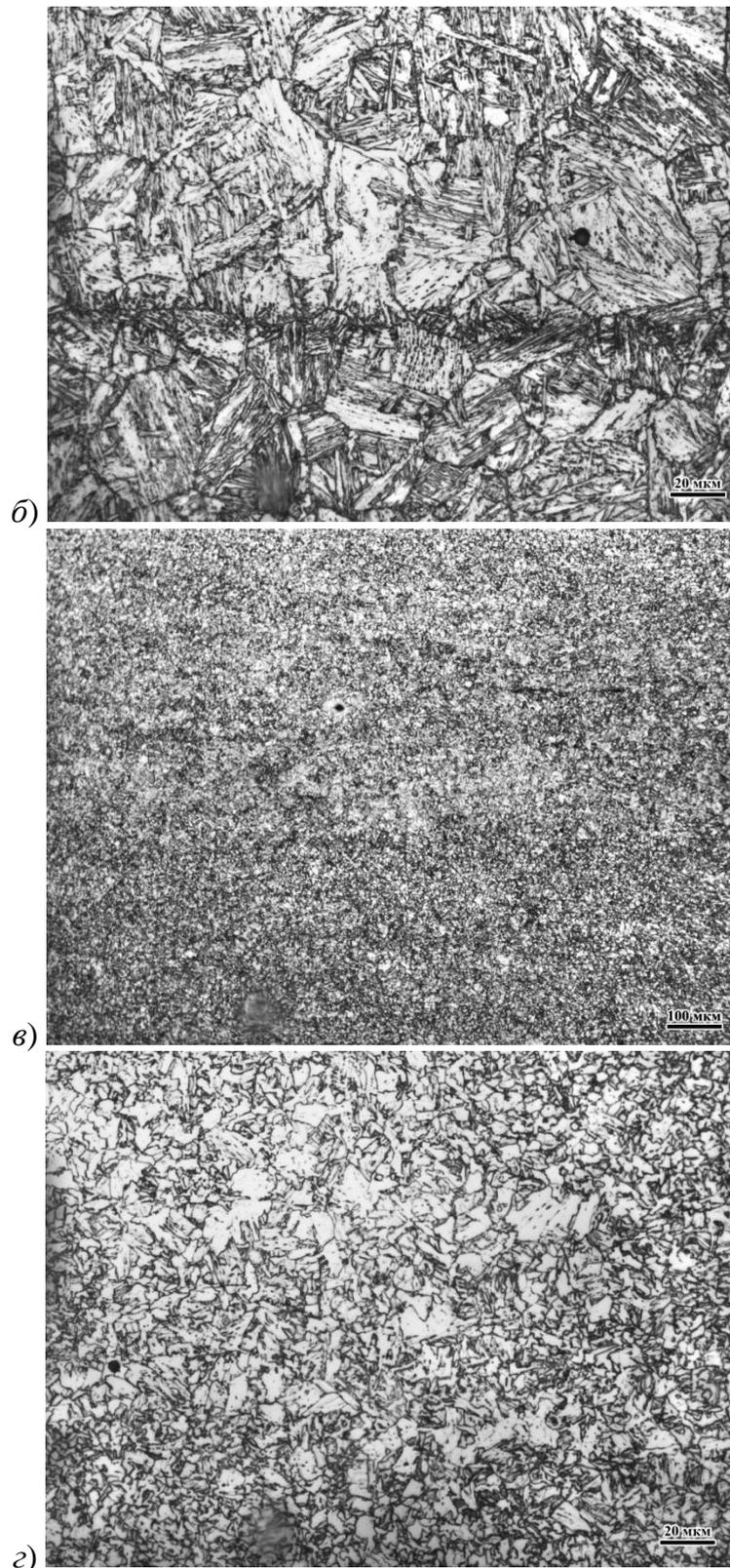
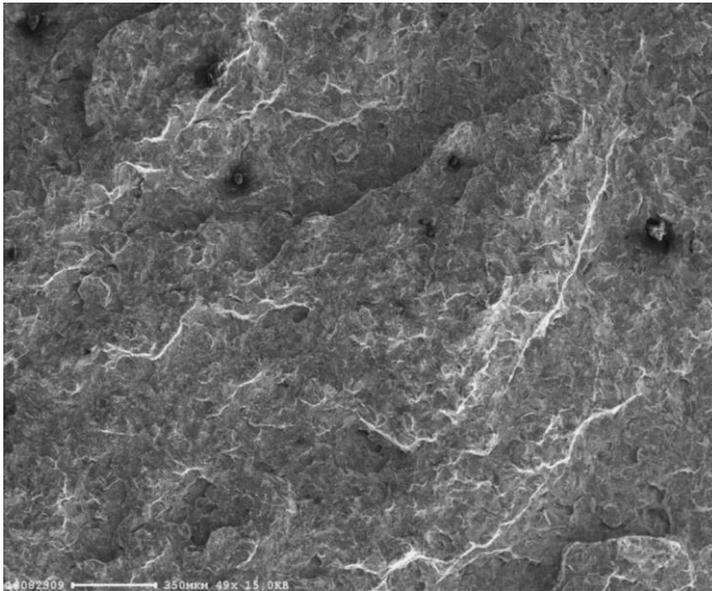
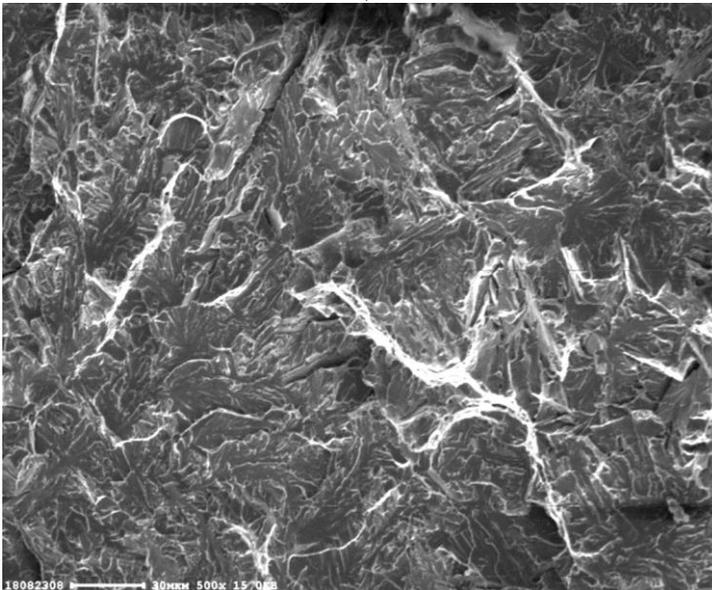


Рисунок 4.24, б-г — Имитация ЗТВ стали E500 с применением GLEEBLE по режиму 2. Микроструктура образца 16Н1 в плоскости излома (середина площади излома): б) — то же, что (а), в крупном масштабе, — первый участок ЗТВ со структурой речного бейнита и мартенсита, размеры зёрен — 15 – 55 мкм (на фото видны остатки рельефа излома);  
 в) — структура на расстоянии 2...3 мм от поверхности излома бейнитно-ферритная, соответствует третьему участку ЗТВ,  
 г) — то же, что (в), в крупном масштабе.



а)



б)

Рисунок 4.25 — Имитация ЗТВ стали E500 с применением GLEEBLE по режиму 2.

Фрактографическое исследование излома образца 16Н1. Поверхность разрушения при различном увеличении (длина отрезка на рис. а соответствует 350 мкм, на рис. б – 30 мкм). Низкий уровень работы удара — 100% площади излома от надреза – разрушение по типу скол и микроскол; вязкое зернограничное разрушение занимает менее 5% площади излома.

Подтверждён наибольший размер зерна порядка 60 мкм в центральной части излома.

#### 4.5.2 Сварка с высоким тепловложением и её имитация

##### 4.5.2.1 Образец 16ВК10 – реальная автоматическая сварка стали E500 с тепловложением 3.5 кДж/мм

Микроструктура на поверхности поперёк сварного соединения показана на рис. 4.26. В реальном сварном соединении участок крупнозернистой ЗТВ у линии сплавления представлен речным бейнитом, размеры зёрен 30–58 мкм.

Для справки на рис. 4.27 приведён вид излома данного образца в месте его разрушения по крупнозернистой ЗТВ, подтверждающий, что наибольший размер зерна достигает величины около 60 мкм.

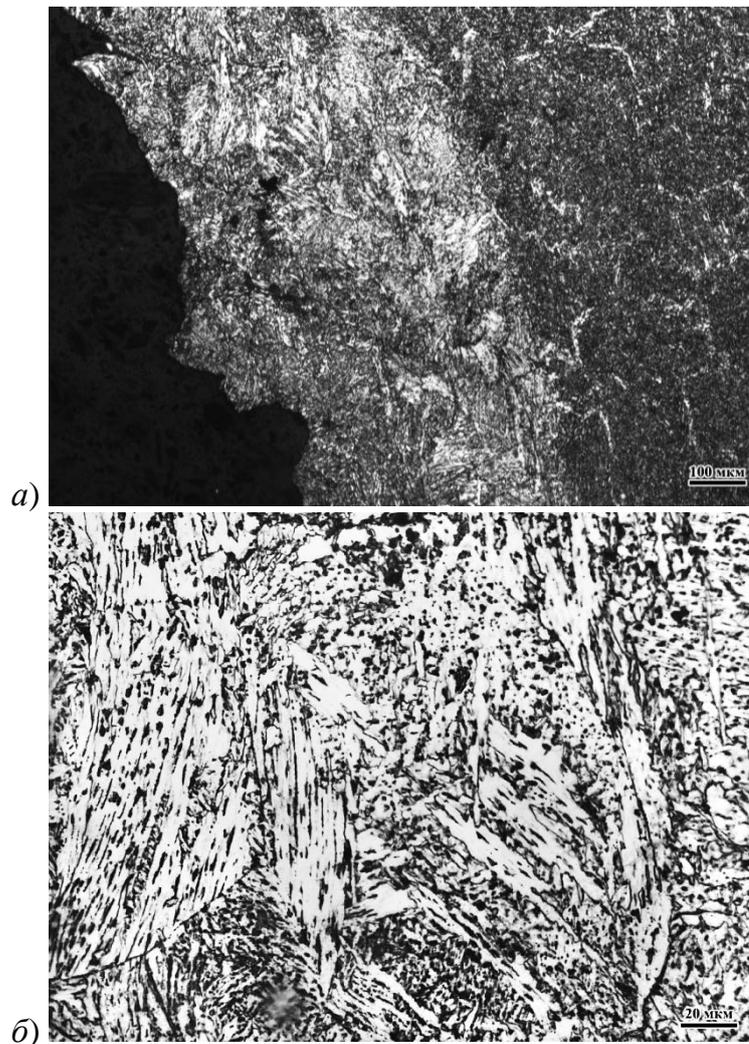


Рисунок 4.26 — Реальное сварное соединение стали E500, выполненное с тепловложением 3.5 кДж/мм. Микроструктура образца 16BK10:  
 а) участок крупнозернистой ЗТВ у излома; б) структура крупнозернистой ЗТВ – реечный бейнит, размеры зёрен 30–58 мкм.

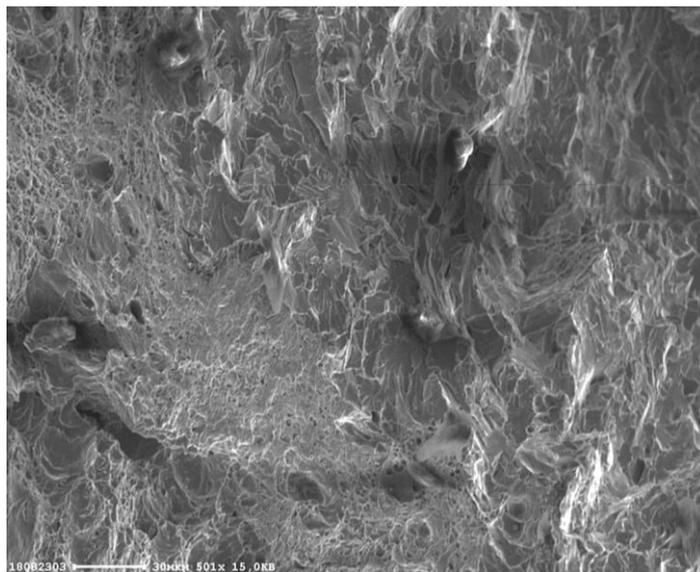


Рисунок 4.27 — Реальное сварное соединение стали E500, выполненное с тепловложением 3.5 кДж/мм. Излом образца 16BK10 в месте разрушения по участку крупнозернистой ЗТВ и металлу шва.

#### 4.5.2.2 Образец 16В1 – имитация ЗТВ стали E500 по режиму 1 (GLEEBLE)

Микроструктура на поверхности образца поперёк сварного соединения показана на рис. 4.28. В имитированной ЗТВ участок крупнозернистой ЗТВ на поверхности образца представлен бейнитом, размеры зерен – 7 – 45 мкм. Таким образом, на поверхности образца **наибольший размер зерна в ЗТВ, имитированной по режиму 1, больше, чем в ЗТВ, имитированной по режиму 2.**

На рис. 4.29 представлен вид поверхности разрушения образца 16В1 с имитированной ЗТВ. Подтверждено, что в средней части излома **наибольший размер зерна превышает 60 мкм** (рис. 4.29,б).

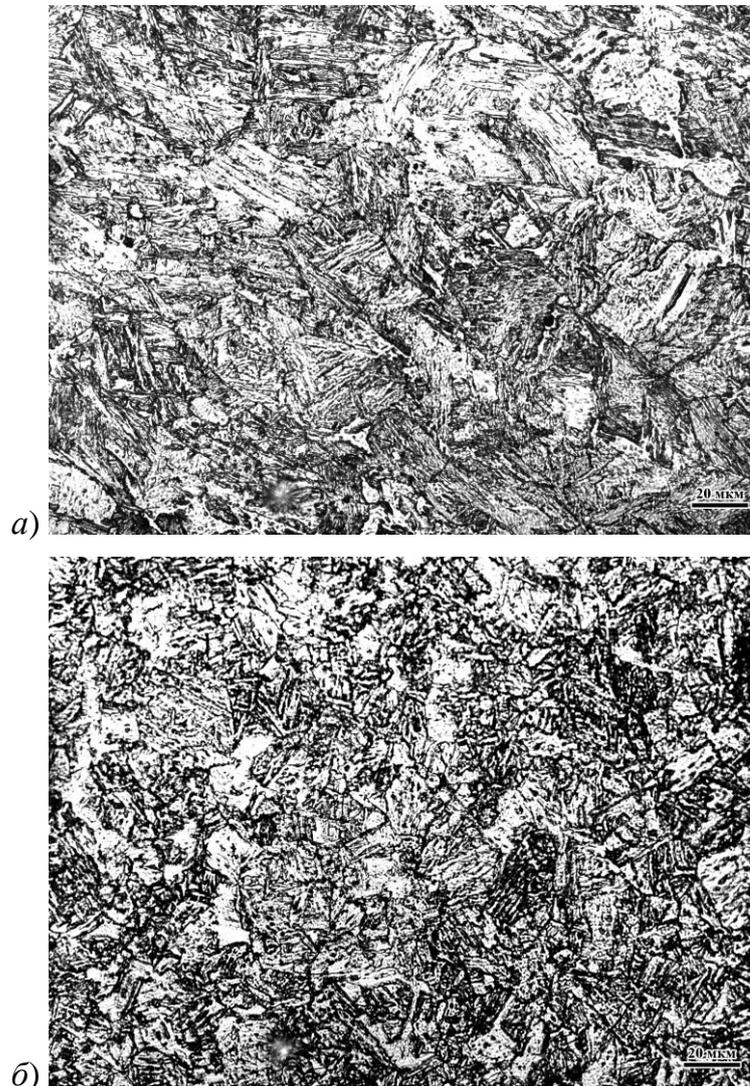


Рисунок 4.28, а–б – Имитация ЗТВ стали E500 с применением GLEEBLE по режиму 1. Микроструктура образца 16В1:  
 а) участок крупнозернистой ЗТВ со структурой речного и глобулярного (до 35%) бейнита, размеры зёрен 7 – 45 мкм, б) второй участок ЗТВ со структурой речного и глобулярного бейнита, размеры зерен – 4 – 20 мкм.

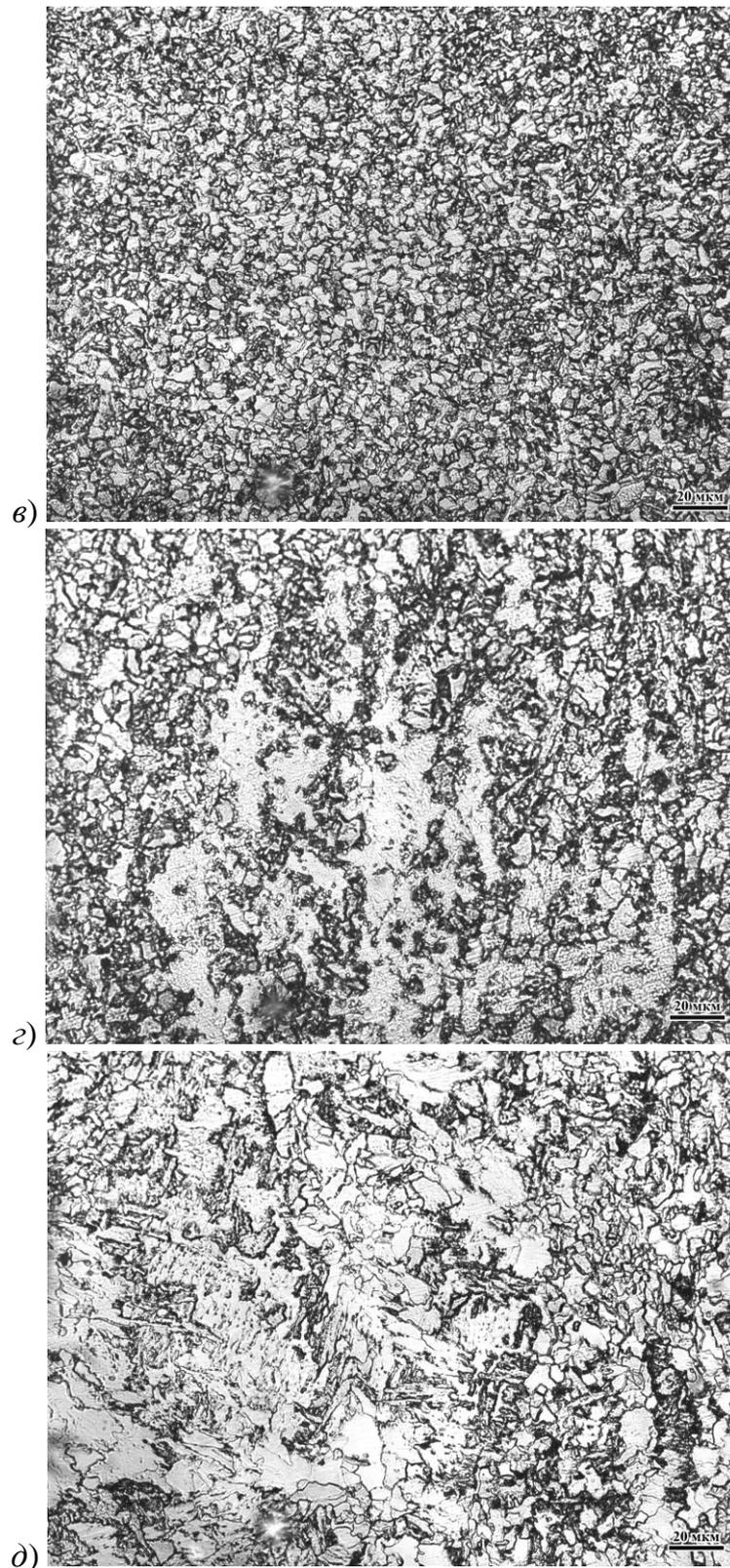


Рисунок 4.28, в-д – Имитация ЗТВ стали E500 с применением GLEEBLE по режиму 1. Микроструктура образца 16В1:  
 в) третий участок ЗТВ с мелкозернистой бейнитно-ферритной структурой,  
 г) четвёртый участок ЗТВ – переход к основному металлу, структура близка к структуре основного металла, но, как и в образце 16Н1 с имитированной ЗТВ (рис. 4.23,г), содержит крупные области переотпущенного бейнита с карбидами.  
 д) структура основного металла.

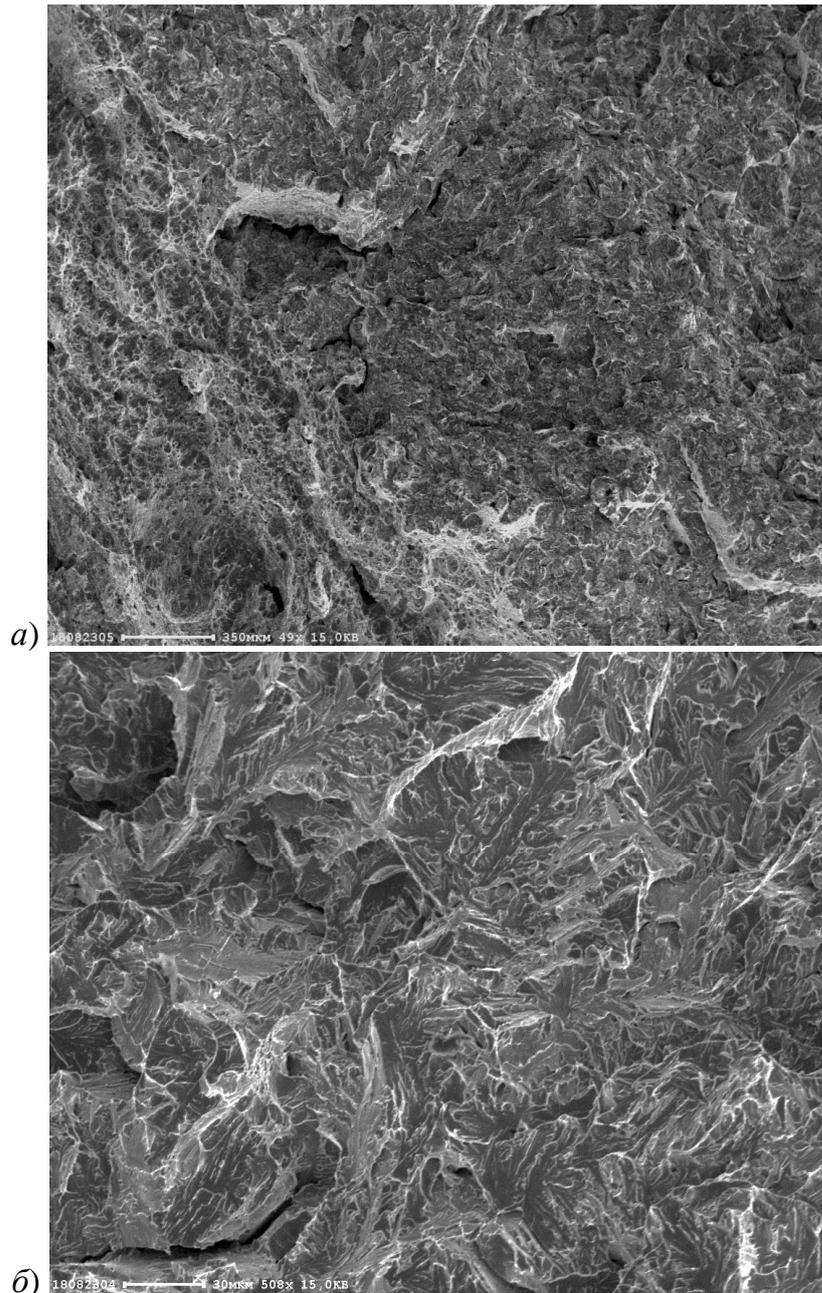


Рисунок 4.29 — Имитация ЗТВ стали E500 с применением GLEEBLE по режиму 1. Поверхность разрушения образца 16В1 при различном увеличении (длина отрезка на рис. *а* соответствует 350 мкм, на рис. *б* – 30 мкм). 20% площади излома от надреза – вязкое чашечное разрушение по телу зёрен и вязкое зернограничное разрушение, остальную площадь излома занимает разрушение по типу микро- и квазискола с расслоями и незначительными участками вязкого зернограничного разрушения.

Таким образом, металлографический анализ подтвердил, что – в имитированной ЗТВ получены все характерные для металла реальной ЗТВ участки, начиная с крупнозернистой бейнитной/мартенситной структуры с размером зерна до 60 мкм, что соответствует наибольшему размеру зерна в крупнозернистой ЗТВ при реальной сварке аттестационных проб;

- ширина зоны крупного зерна в имитированной ЗТВ составляет порядка 1 мм;
- наблюдается некоторая неоднородность размера зерна по сечению, в середине сечения зерно крупнее в связи с более медленными скоростями охлаждения (термический цикл контролировался на поверхности образца);
- структура в зоне максимального нагрева в середине сечения образца (не менее, чем на 50% площади), откуда зарождается трещина при разрушении образца, соответствует крупнозернистой ЗТВ реальных сварных соединений.

Таким образом, показано, что реализованные термические циклы имитации сварочного нагрева и методика их реализации пригодны для оценки свариваемости низколегированной стали. Они позволяют получить адекватные значения трещиностойкости металла имитированной ЗТВ, в отличие от предельно низких значений, полученных другими авторами.

Однако причину получения столь различных результатов испытаний на трещиностойкость после имитации сварочного нагрева по режимам 1 и 2 выяснить не удалось, для чего были предприняты дальнейшие исследования тонкой структуры.

#### **4.6 Исследование тонкой структуры имитированной ЗТВ стали E500**

Целью стала оценка влияния термических циклов по режимам 1 и 2 на структуру крупнозернистой ЗТВ стали E500 с целью выяснения причин наибольшего полученного различия механизмов разрушения при испытаниях на трещиностойкость имитированной ЗТВ. Тонкая структура изучалась после электролитического утонения образцов на установке TenuPol-5 (электролит А-II) с последующей очисткой в установке ионного травления Fischione 1010 Ion Mill. Метод изучения: ПЭМ Tescan G<sup>2</sup> 30 S-TWIN, ускоряющее напряжение 200 кВ. Определение плотности дислокаций по методу секущих. Определение элементного состава (EDX — энергодисперсионный рентгеновский микроанализ). Идентификация фаз методом одиночных рефлексов.

На рис. 4.30–4.32 приведены фотографии тонкой структуры образца 16В1 после имитации ЗТВ при сварке с высоким тепловложением. На рис. 4.33–4.35 представлены фотографии структуры образца 16Н1 после имитации ЗТВ при сварке с низким тепловложением. Морфологические параметры структуры образцов приведены в таблицах 4.8 и 4.9.

Исследования структуры, выполненные методами просвечивающей электронной микроскопии, показали, что:

1) структура образцов с ЗТВ, имитированной по различным режимам, отличается фазовым составом:

– структура ЗТВ образца 16В1 (режим 1, высокое тепловложение) на 90% образована дислокационным реечным мартенситом, рис. 4.30, содержание реечного бейнита ~10%;

– в структуре ЗТВ образца 16Н1 (режим 2, низкое тепловложение) доля реечного бейнита возрастает до 30%, при этом в структуре выявлена М-А-фаза (области с содержанием мартенсита и аустенита), остаточный аустенит, распавшийся по мартенситному механизму, содержит пластинчатые карбиды цементита, рис. 4.33, б,в,г. Островки М-А-фазы расположены как по границам исходного аустенитного зерна, так и по границам бейнитных реек, что подтверждается результатами исследования методами сканирующей электронной микроскопии (СЭМ) на микроскопе «Philips-535», рис. 4.35;

2) структура образцов с ЗТВ, имитированной по режимам 1 и 2, отличается также карбидообразованием:

– в образце 16В1 (режим 1) выявлены пластинчатые карбиды (цементит) по границам реек, рис. 4.30,а,б, и более крупные – по границам исходного аустенитного зерна, рис. 4.31. В реечном мартенсите сохраняются карбидные выделения, образовавшиеся в результате самоотпуска мартенсита, рис. 4.32;

– в образце 16Н1 (режим 2) выявлены, как уже упоминалось выше, пластинчатые карбиды цементита в островках М-А-фазы и выделения карбидных частиц внутри кристаллитов реечного бейнита, рис. 4.34.

**Таблица 4.8 - Морфологические параметры структуры образца 16В1, сталь E500**

Образец	Характеристика компоненты	Компоненты структуры	
		Реечный мартенсит	Реечный бейнит
16В1	Объёмная доля, %	90%	10%
	Размер реек (фрагментов), мкм	0,33	0,63
	Плотность дислокаций, $\times 10^{14} \text{ м}^{-2}$	3,5	-
	Карбиды на границах бывших аустенитных зерен, нм	145	145
	Частицы внутри зёрен	Размер, нм	-
Об.плотн., $\times 10^{20} \text{ м}^{-3}$		-	-

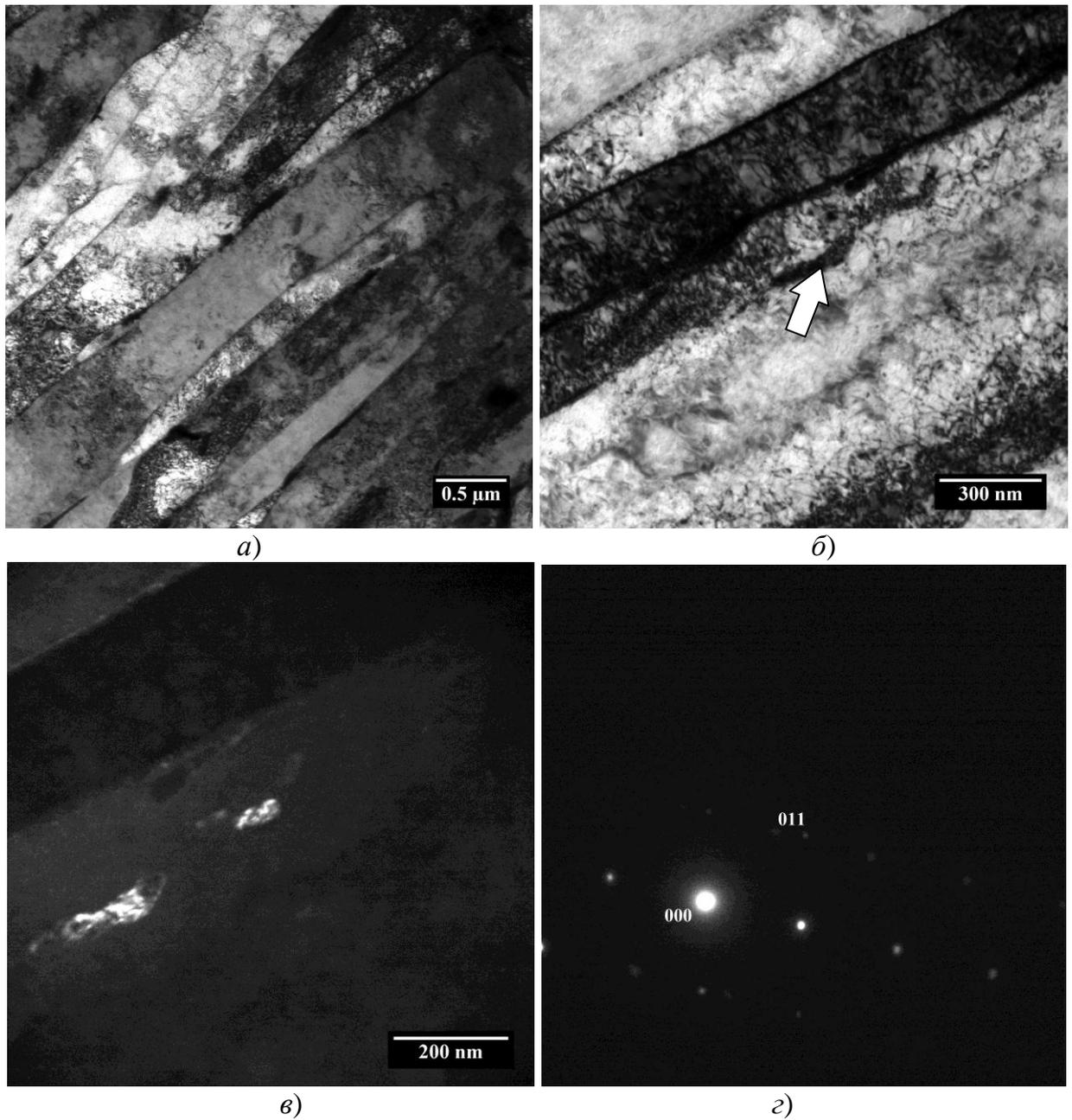


Рисунок 4.30 — Реечный мартенсит в структуре имитированной ЗТВ стали E500, образец 16В1:

- a)* общий вид структуры,
- б)* выделения на границе рейки, светлопольное изображение,
- в)* тёмнопольное изображение;
- г)* электронограмма, полученная от выделений (отмечены рефлекссы  $\alpha$ -фазы).

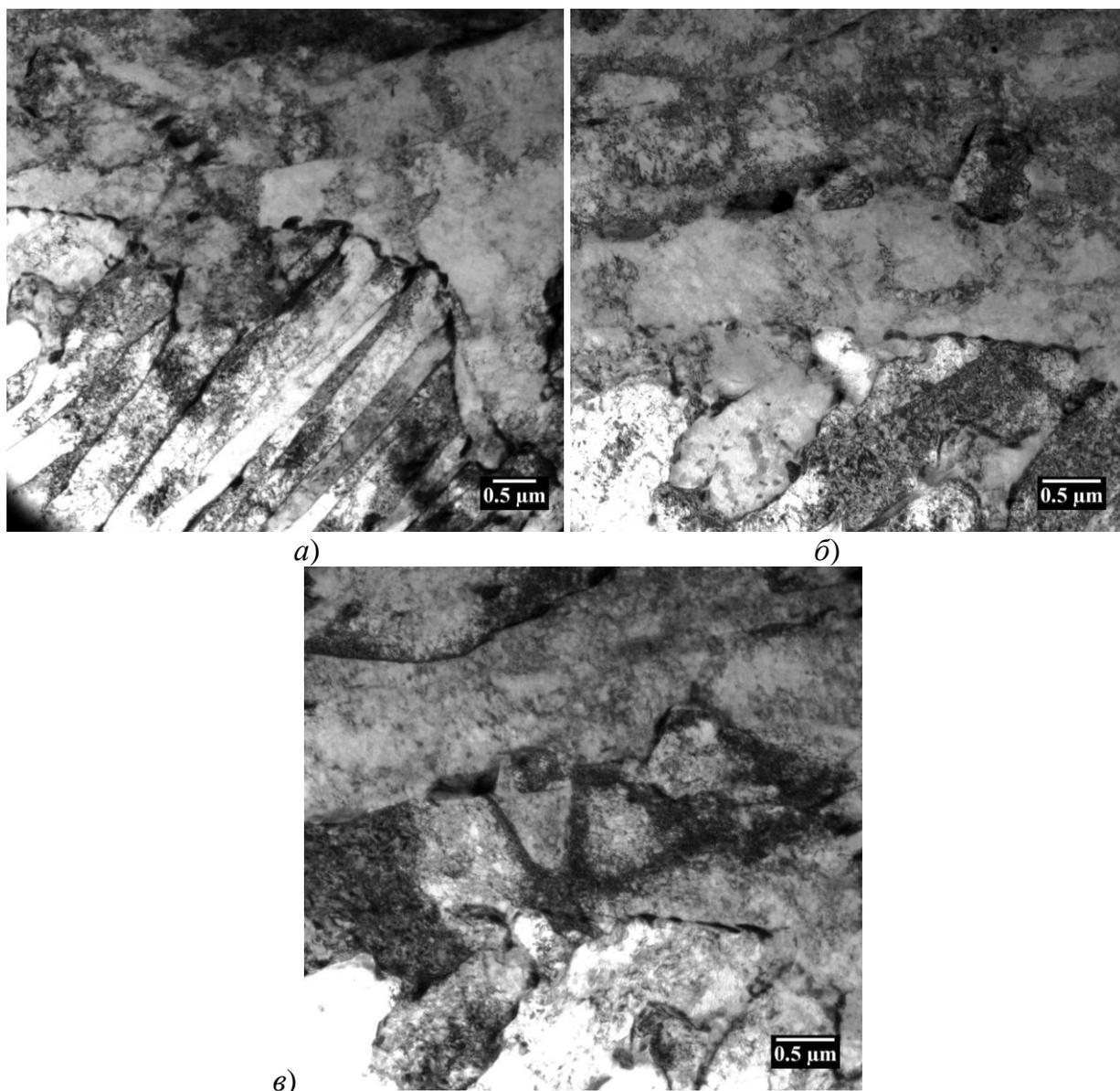


Рисунок 4.31 — Вид границ бывшего аустенитного зерна с карбидными включениями в структуре имитированной ЗТВ стали E500, образец 16B1: (a-в) – общий вид структуры, светлопольное изображение.

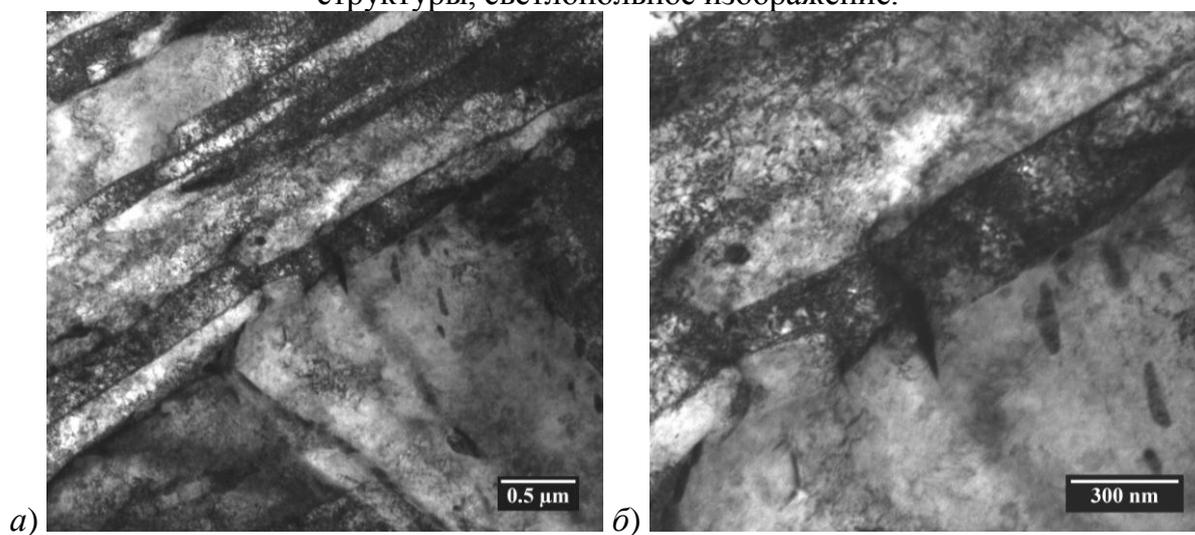


Рисунок 4.32 — Карбидные выделения в речном бейните образца 16B1 при различном увеличении (a, б).

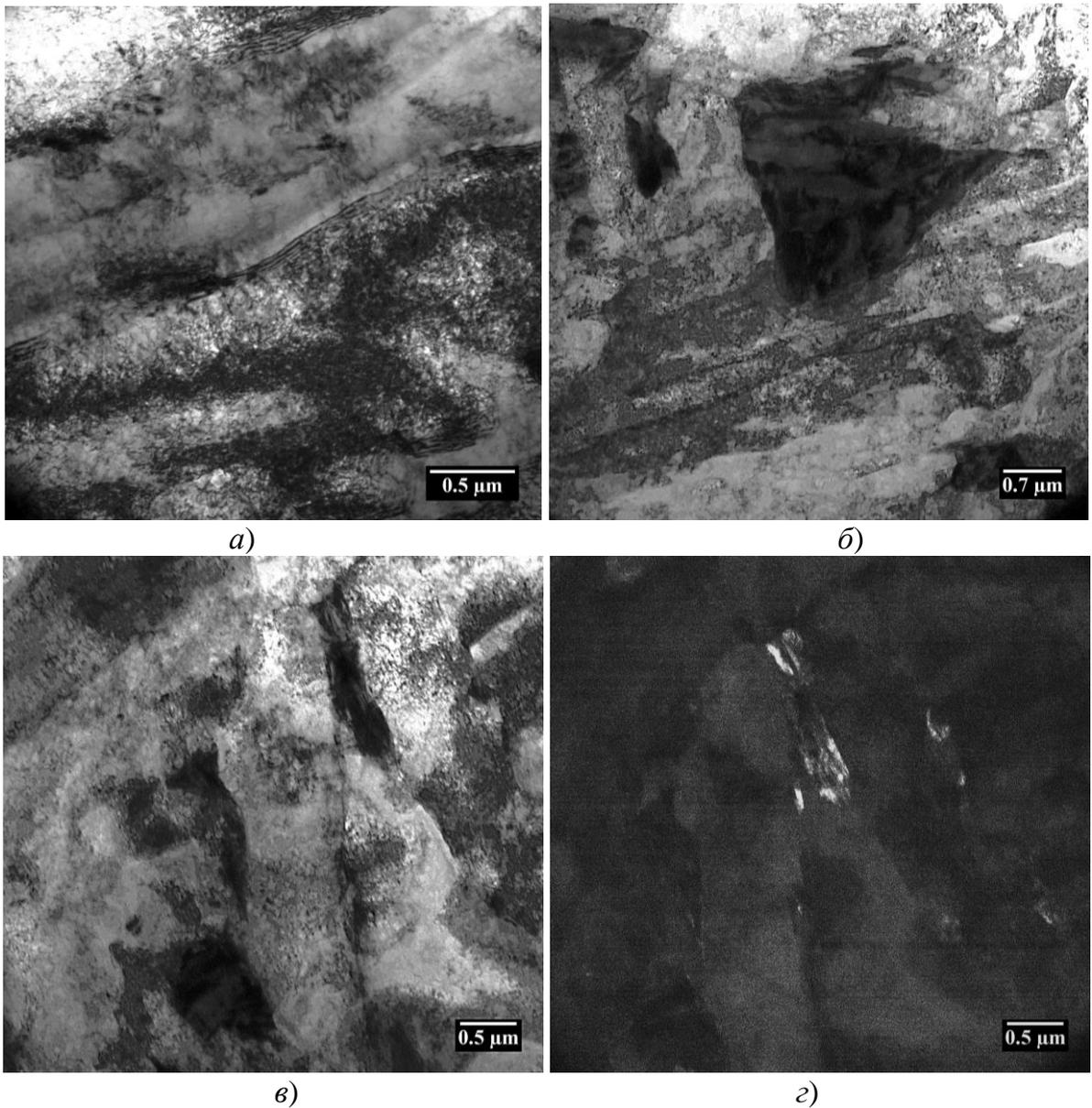


Рисунок 4.33 — Структура имитированной ЗТВ стали E500 в образце 16Н1: *а)* общий вид структуры; распределение М-А-фазы в структуре мартенсита (*б)* и бейнита (*в*), светлопольное изображение; *г)* темнопольное изображение карбидных выделений в М-А-фазе (в рефлексе  $\text{Fe}_3\text{C}_{(010)}$ ).

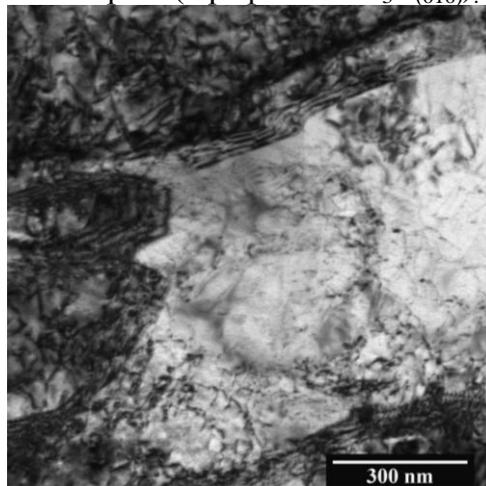


Рисунок 4.34 — Выделения карбидных частиц внутри реечного бейнита в структуре образца 16Н1: общий вид структуры, светлопольное изображение.

**Таблица 4.9 — Морфологические параметры структуры имитированной ЗТВ стали E500, образец 16Н1**

Образец	Характеристика компоненты	Компоненты структуры		
		Реечный мартенсит	Реечный бейнит	М-А-фаза
16Н1	Объёмная доля, %	60%	30%	10%
	Размер реек (фрагментов), мкм	0,5	1,1	1 - 5
	Плотность дислокаций, $\times 10^{14} \text{ м}^{-2}$	4,7	2,0	
	Карбиды на границах бывших аустенитных зёрен, нм	-	130	
	Частицы внутри зёрен	Размер, нм		13
		Об.плотн., $\times 10^{20} \text{ м}^{-3}$		-

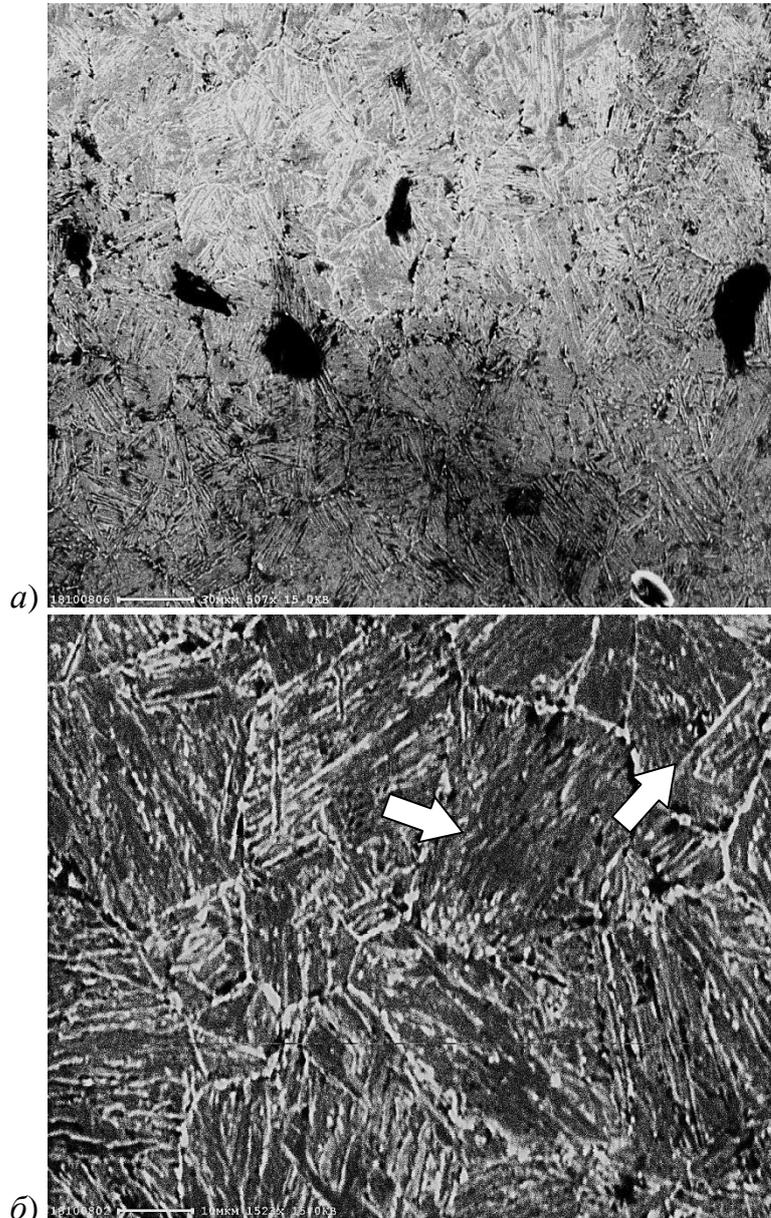


Рисунок 4.35 — Фотографии микроструктуры образца 16Н1, полученные с помощью СЭМ. Показано распределение фрагментов М-А-фазы размерами 1-4 мкм по границам и внутри зёрен (а, б), фрагменты М-А-фазы отмечены стрелками (б).

Исследования структуры имитированной ЗТВ стали E500, выполненные методами просвечивающей электронной микроскопии, показали, что:

1) структура образцов с ЗТВ, имитированной по различным режимам, отличается фазовым составом:

– структура образца 16В1 (режим 1) на 90% образована дислокационным реечным мартенситом, содержание реечного бейнита ~ 10%;

– в структуре образца 16Н1 (режим 2) доля реечного бейнита возрастает до 30%, при этом в структуре выявлена М-А-фаза, остаточный аустенит, распавшийся по мартенситному механизму, содержащий пластинчатые карбиды цементита. Островки М-А-фазы расположены как по границам исходного аустенитного зерна, что подтверждается результатами исследования шлифов методами СЭМ, рис. 4.35, так и по границам бейнитных реек.

2) структура образцов с имитированной по различным режимам ЗТВ отличается также карбидообразованием:

– в образце 16В1 (режим 1) выявлены пластинчатые карбиды цементита размерами ~ 145 нм по границам реек, рис. 4.30,а,б, и более крупные — по границам исходного аустенитного зерна, рис. 4.31. В реечном мартенсите сохраняются карбидные выделения, образовавшиеся в результате самоотпуска мартенсита, рис. 4.32;

– в образце 16Н1 (режим 2) выявлены пластинчатые карбиды цементита в островках М-А-фазы длиной до 500 нм, и выделения мелких карбидных частиц диаметром ~13 нм внутри кристаллитов реечного бейнита, рис. 4.34. Островки  $\gamma$ -фазы образованы при нагреве выше температуры  $\alpha$ - $\gamma$  превращения ( $A_{c3}$ ) и зафиксированы при последующем охлаждении, неполный распад аустенита в них привел к образованию структурной неоднородности в виде М-А-фазы, упрочнённой пластинчатыми выделениями цементита, понижающей уровень трещиностойкости и работы удара стали.

#### **4.7 Проверка значимости влияния последнего цикла нагрева на свойства ЗТВ**

Для оценки соотношения температуры последнего цикла нагрева с критическими температурами исследованных сталей выполнено дилатометрическое исследование при скорости нагрева 100°C/с в соответствии с данными таблицы 4.4. Результаты эксперимента представлены на рис. 4.36. Дилатометрическое исследование не позволило однозначно сказать, что последние

циклы имитационного нагрева до заданных температур 650-700°C приводят к значимому изменению структуры имитированной ЗТВ. Поэтому оказалось необходимым предпринять ещё одно исследование.

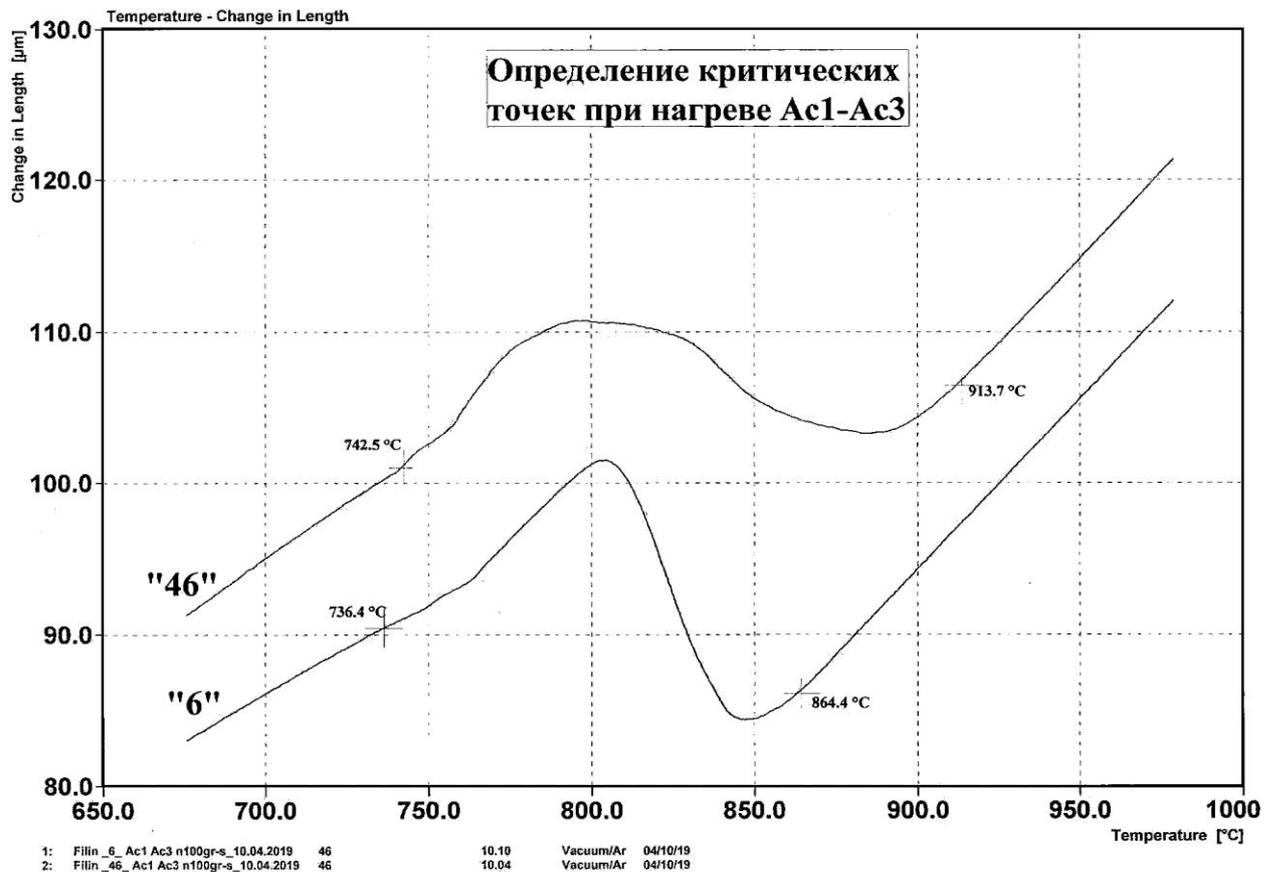


Рисунок 4.36 — Критические температуры при нагреве со скоростью 100°C/с: маркировка «6» – сталь E500, маркировка «46» – сталь E500W.

На установке GLEEBLE были выполнены циклы имитационного нагрева четырёх дополнительных заготовок (те же прокатные листы двух марок стали E500 и E500W, два режима нагрева), отличие состояло в том, что термические циклы были прерваны, когда заготовки остыли до 150°C после нагрева до максимальной температуры (в районе 300 секунд от начала нагрева, рис. 4.12).

Из заготовок были изготовлены и испытаны образцы на ударный изгиб. Получено ожидаемое соотношение свойств: работа удара при высоком тепловложении оказалась ниже (таблица 4.10). Следовательно, наблюдаемые при первоначальной имитации полных термических циклов многопроходной сварки различия следует отнести на счёт последних циклов нагрева, несмотря на то, что максимальная температура при их проведении не превышает 700°C. Эти циклы нагрева по сути являются повторяющимся отпуском металла. Скорость охлаждения после них ниже, чем после наложения ближайшего валика шва (табл. 4.4), что оказывается достаточным для роста включений в

склонных к данному явлению структурах [35]. Выполнены металлографические исследования четырёх дополнительных образцов.

**Таблица 4.10 — Работа удара металла имитированной ЗТВ**

Марка стали	E500	E500W
Термический цикл:	KV, Дж	KV, Дж
Режим 1, 3.5 кДж/мм, после цикла максимального нагрева	52.9 (маркировка 71)	193.1 (маркировка 61)
Режим 2, 1 кДж/мм, после цикла максимального нагрева	98.2 (маркировка 72)	177.7 (маркировка 62)
Режим 1, 3.5 кДж/мм полный имитационный цикл	150-109-78	-
Режим 2, 1 кДж/мм полный имитационный цикл	32-57-47	-

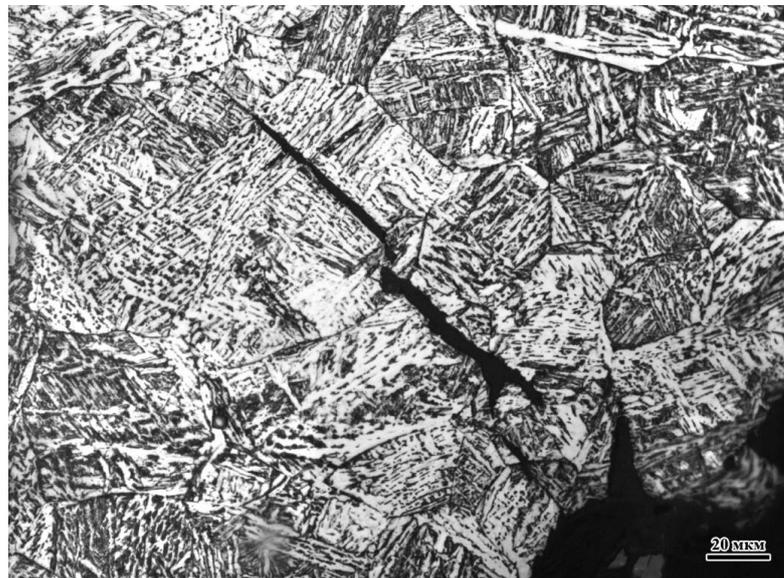


Рисунок 4.37 – Имитированная ЗТВ стали E500, режим 1: образец №71. Область, примыкающая к излому. Микроструктура – реечный бейнит, размеры зерен до **80 мкм**. Трещины распространяются по границам и по телу крупных зёрен.

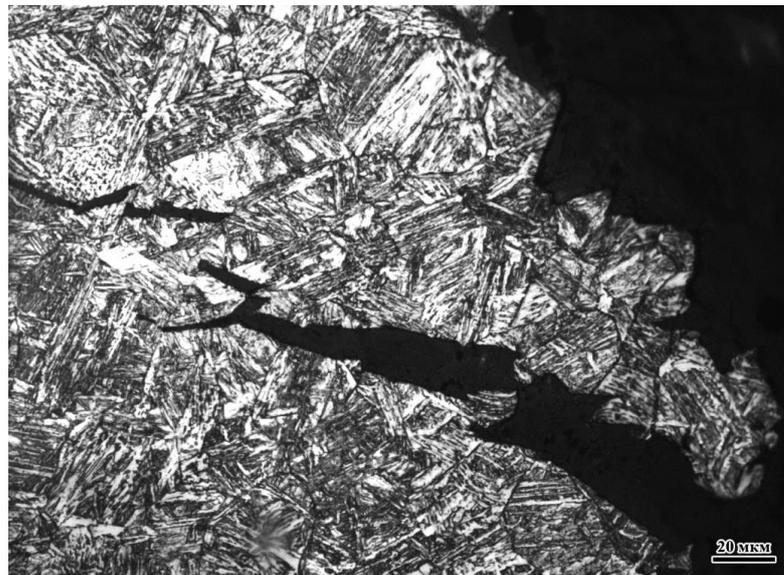


Рисунок 4.38 – Имитированная ЗТВ стали E500, режим 2: образец №72.

Микроструктура образца – реечный бейнит, размеры зерен до **50 мкм**. Размеры зерна меньше, работа удара больше. Трещины распространяются преимущественно по границам зёрен.

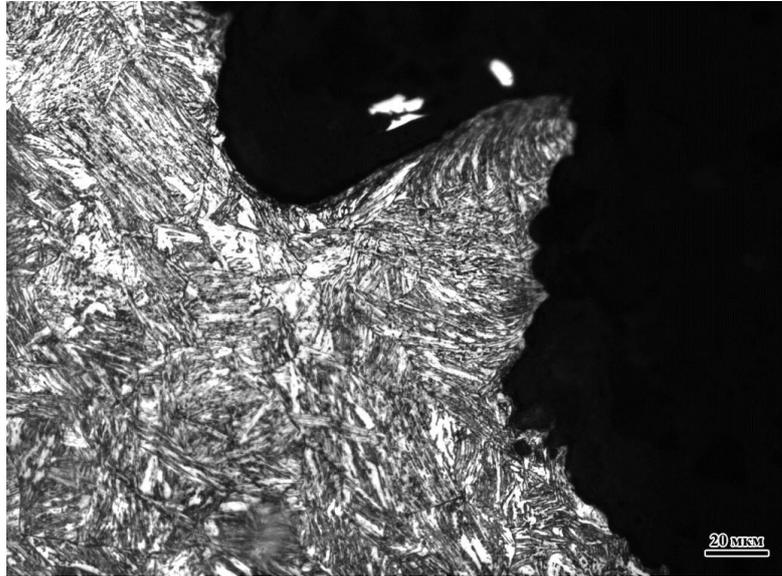


Рисунок 4.39 – Имитированная ЗТВ стали E500W, режим 1: образец №61.

Микроструктура образца – реечный бейнит, размеры зерен **20 - 40 мкм**. Трещины распространяются преимущественно по телу деформированных зёрен.

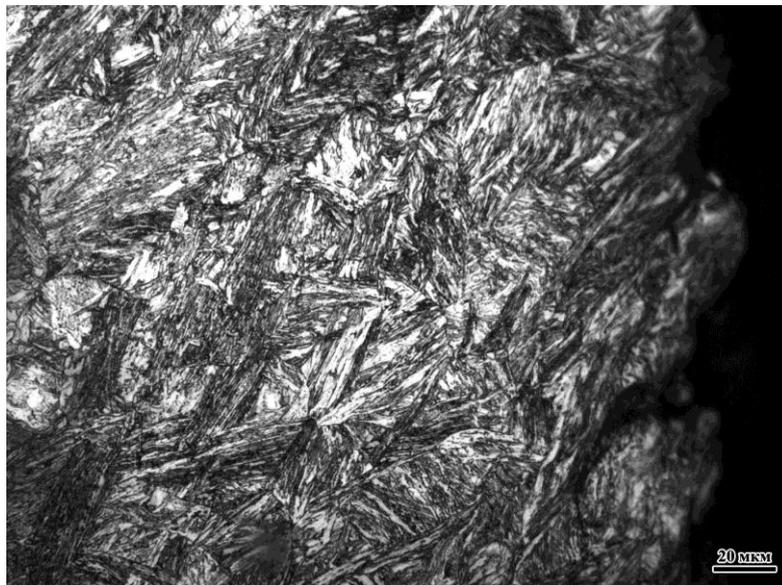


Рисунок 4.40 – Имитированная ЗТВ стали E500W, режим 2: образец №62.

Микроструктура образца – реечный бейнит, размеры зерен **12 - 30 мкм**, отдельные зёрна – до **40 мкм**. Трещины распространяются по телу деформированных зёрен и по некоторым границам.

Исследование микроструктуры проводилось с помощью микроскопа «Axiovert 40 MAT», на микрошлифах после травления. На рис. 4.37–4.40 приведены фотографии микроструктуры ЗТВ в зоне максимального нагрева (у излома образцов,

перечисленных в табл. 4.10). Показано, что структура металла после цикла имитационного сварочного нагрева, прерванного после «наложения ближайшего валика» к расчётной точке, полностью иная, чем после полного термического цикла. В стали E500 имеется склонность к росту зерна, в стали E500W такой склонности нет, значит зерно росло при последующих циклах нагрева. Таким образом, подтверждено, что влияние последних циклов нагрева до температуры около 700 является определяющим для получения структуры ЗТВ, сходной с наблюдаемой на реальных сварных соединениях.

#### **4.8 Выводы по главе**

Методика имитации термических циклов многопроходной сварки с учётом теплофизических процессов адаптирована установки GLEEBLE 3800 НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». Заданные термические циклы реализованы на образцах сечением 10×10 мм с погрешностью менее 1°C. В имитированной ЗТВ получены все характерные для металла реальной ЗТВ участки, начиная с ЗТВ-I — крупнозернистой бейнито-мартенситной структуры с размером зерна 30-60 мкм, что соответствует размеру зерна в ЗТВ-I при реальной сварке аттестационных проб. Ширина этой зоны крупного зерна на образцах с имитированной ЗТВ составляет порядка 1 мм, наблюдается некоторая неоднородность по сечению, в середине сечения зерно крупнее в связи с более медленными скоростями охлаждения (термический цикл контролировался на поверхности образца).

Из заготовок, подвергнутых имитационному нагреву на установке GLEEBLE, изготовлены и испытаны образцы на ударный изгиб и трещиностойкость (SENB, аналог КСТ). Результаты испытаний на ударный изгиб имитированных и реальных сварных соединений качественно и количественно близки, и при этом значительно различаются для двух уровней тепловложения при сварке (и соответствующих режимов 1 и 2 имитационного нагрева).

В отличие от известных результатов, полученных другими исследователями, где трещиностойкость имитированной ЗТВ оказывалась очень низкой, получены как низкие (события типа С, нестабильное хрупкое разрушение), так и предельно высокие для рассматриваемых размеров образцов (события типа М, полностью вязкое разрушение) значения трещиностойкости крупнозернистой зоны термического влияния, соответствующие полностью вязкому механизму разрушения. Показано, что значения трещиностойкости, получаемые на образцах с имитированной ЗТВ, зависят как от технологии производства материала

(поскольку сравнивались результаты для сталей ТМО и после термического улучшения), так и от реализованных термических циклов, соответствующих некоторой точке ЗТВ, определённым образом расположенной относительно близлежащих валиков шва.

Металлографическим анализом показано, что принятая процедура имитации термического цикла достаточно достоверна в части воспроизводимого максимального размера зерна и типа структуры (бейнитная/мартенситная).

Большое различие полученных результатов говорит о том, что так называемая «крупнозернистая ЗТВ-I» реального многопроходного сварного шва не является однородной структурой. Свойства её конкретного участка зависят от положения относительно близлежащих валиков шва и порядка их наложения. Полученные результаты испытаний имитированной ЗТВ на трещиностойкость показывают значимое различие даже в том случае, когда таковые не наблюдаются при аттестационных испытаниях натуральных сварных соединений, что говорит о том, что имитационный нагрев позволяет получить свойства локального участка ЗТВ, но не её интегральные характеристики в полной толщине.

Схожесть результатов по трещиностойкости реальных сварных соединений, испытываемых в натурной толщине, может быть связана с тем, что трещина обычно стартует в средней трети толщины образца, где находится корень шва (три прохода), который во всех аттестационных пробах выполнялся по одинаковой процедуре одним и тем же материалом. На рис. 4.2,б видны остатки корневого валика в середине толщины сварного соединения.

Таким образом, на настоящий момент имеется техническая возможность имитации сварочного нагрева ЗТВ и физически обоснованная процедура его расчёта и экспериментальной реализации. Также показано, что данный метод может быть более чувствителен в части оценки свариваемости исследуемых материалов, чем аттестационные испытания реальных сварных проб. Так как при имитации ЗТВ по режиму 2, имитирующему сварку с тепловложением 1 кДж/мм, были получены наибольшие различия свойств двух исследованных марок стали, он оказывается наиболее подходящим для выявления склонности основного металла проката к росту включений, вызывающему снижение работы удара и трещиностойкости. Поэтому имитационный нагрев по режиму 2 может быть рекомендован в качестве сравнительного испытания «на свариваемость».

Необходимо дальнейшее накопление сравнительных данных, получаемых на натурной и имитированной ЗТВ, с целью формализации методики применения.

## **Глава 5. Описание вероятностного подхода к выбору коэффициента запаса в условии прочности сварных соединений как функции достоверности знаний о требуемой величине $J$ -интеграла, разбросе экспериментально определяемой трещиностойкости и приемлемой вероятности разрушения**

При аттестации материалов для сварных конструкций необходимо количественно обоснованное назначение требований к их трещиностойкости. Известные зарубежные требования к судостроительным сталям не дифференцированы в зависимости от прочности материала и относятся только к толщинам свыше 50 мм. Как упоминалось в первой главе, в Правилах DNV GL [159, 163] есть термин «COD-сталь» (сталь, обеспечивающая сопротивление зарождению разрушения), она должна иметь минимальное значение CTOD металла ЗТВ, равное 0.18 мм и наименьшее среднее значение CTOD 0.20 мм при  $-10^{\circ}\text{C}$  или более низкой проектной температуре  $T_d$ , при расположении надреза в наиболее хрупкой зоне соединения – крупнозернистой составляющей ЗТВ-I у границы сплавления. Практика проведения испытаний [57, 59, 61] показывает, что достижение таких требований при более низких температурах проблематично. В то же время для проектируемых конструкций морской техники шельфа Арктики  $T_d \leq -40^{\circ}\text{C}$ . Кроме того указанные требования не дифференцированы в зависимости от категории прочности. В связи с этим необходимо выполнение расчётных количественных оценок прочности конструкций с возможными дефектами.

В детерминистической постановке условие прочности конструкционного элемента с дефектом типа трещины в терминах нелинейной механики разрушения (НЛМР) представимо в виде (1.23):  $J_{cr}/n_1 \geq J$ , где  $J_{cr}$  — критическое значение  $J$ -интеграла (характеристика материала),  $n_1$  — коэффициент запаса на неопределённость величины  $J_{cr}$ , который обеспечивает заданную вероятность выполнения неравенства  $J_{cr} \geq J$  в вероятностной постановке,  $J$  — параметр нагруженности материала в вершине трещины.

Практическое использование этого соотношения для ответа на поставленный вопрос связано с рядом проблем. Необходимо определить, что понимать под величиной  $J_{cr}$  при характерном для таких испытаний разбросе данных (в настоящей работе принимается среднее арифметическое экспериментальных значений  $M_c$ ), какой дефект принимать как «расчётный» при вычислении  $J$ , если появление дефекта определенного размера и конфигурации также имеет вероятностный характер. Для крупногабаритных сварных конструкций, в том числе для морской техники, случайный характер имеет сочетание максимальных эксплуатационных

нагрузок и температуры их возникновения. И, наконец, необходимо формализовать, каким образом назначается коэффициент запаса. Эти проблемы в различных нормативных документах решаются по-разному, но логика этих решений часто остается неясной.

В данной работе предложен путь комплексного решения перечисленных вопросов. Для обоснованного назначения коэффициента запаса  $n_1$  в условии прочности (1.23) как функции характеристик статистических распределений величин  $J_{ст}$ , размеров возможного дефекта, параметров внешних воздействий и заданной технически приемлемой вероятности разрушения конструкции с учётом вероятностной природы и многофакторности явления не представилось возможным выполнить аналитическое представление и оказалось необходимым выполнение представительных численных экспериментов [123, 129]. Основной целью разработки является нахождение критериев для принятия решений при проведении ограниченного объёма испытаний на трещиностойкость сварных соединений – дорогостоящих и часто невыполнимых в статистически представительных объёмах.

Главной особенностью выполненного моделирования стал совместный учёт нескольких независимых случайных событий. Все случайные величины в модели задавались через независимые генераторы псевдослучайных чисел, которых потребовалось семь. Генераторы основаны на использовании дробной части произведения при последовательном умножении на простое число. Проверка равномерности псевдослучайного распределения производилась с помощью отдельного численного эксперимента с раскладкой получаемых значений по количеству попаданий в равномерно расположенные интервалы, а также последующим пересчётом в распределение Вейбулла, также раскладываемое по количеству попаданий в равномерно расположенные интервалы для анализа повторяемости наиболее удалённого от медианы значения.

«База» основных численных экспериментов выбиралась такой, чтобы обеспечить погрешность в пределах 5%, но не настолько большой, чтобы генераторы псевдослучайных чисел начали выдавать повторяющиеся значения. Пример проверки используемой базы первого этапа численного эксперимента приведён на рис. 5.1: при требуемой вероятности случаев «разрушения»  $10^{-5}$  в результате анализа было принято базовое значение  $2 \times 10^6$  опытов (получение точно 20ти случаев «разрушения» из них даёт ошибку менее 5%).

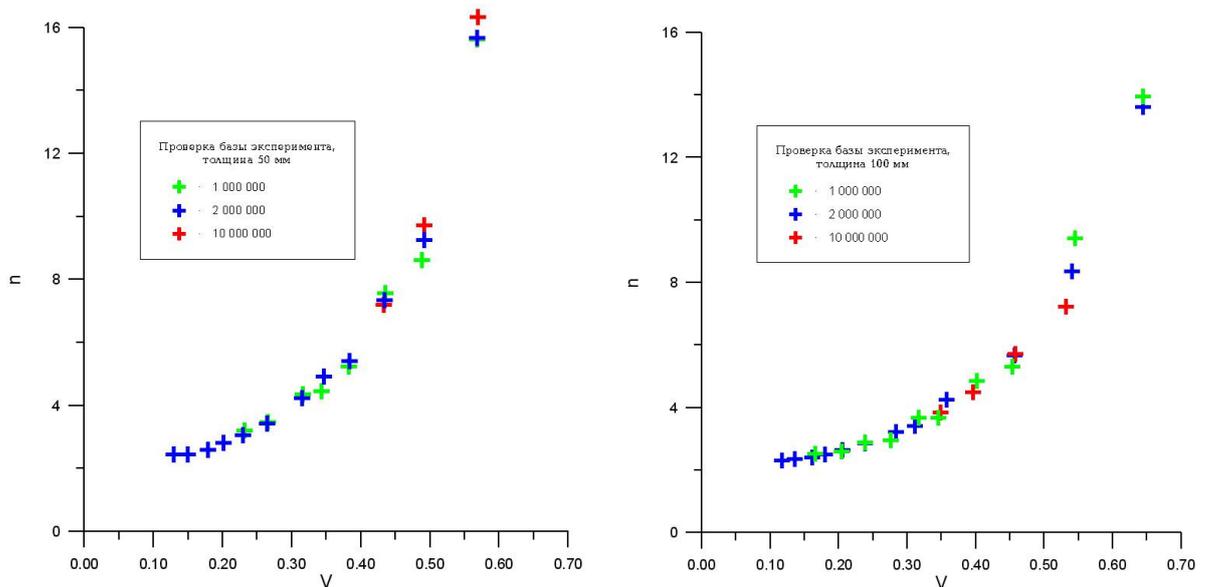


Рисунок 5.1 — Сравнение получаемых значений частного коэффициента запаса  $n$  в зависимости от коэффициента вариации данных  $V$  при разных количествах опытов.

## 5.1 Основные исходные допущения

### 5.1.1 Диапазон толщин конструктивных элементов

Для расчётов принят достаточно широкий диапазон толщин – от 12.5 до 100 мм. Расчёты проводились для четырёх толщин  $S$ , начиная с 12.5 мм и удваивая толщину: 25, 50 и 100 мм. 50 мм была взята за базовый вариант. До начала эксперимента предполагалось, что получаемые оценки не должны зависеть от толщины. Однако это оказалось не совсем так, поскольку размер расчётного дефекта при различных методах неразрушающего контроля по-разному зависит от толщины (см. главу 2).

### 5.1.2 Нагрузка, действующая на конструктивный элемент

#### 5.1.2.1 Детерминистический расчёт нагрузки

В соответствии с принятыми правилами проектирования судовых конструкций, буровых платформ и трубопроводов, подводомственных РМРС, интенсивность напряжений при их эксплуатации не должна превышать 0.7 от минимального гарантированного предела текучести материала  $\sigma_Y$ . При ожидаемой величине изгибной компоненты напряжений порядка  $\sigma_b=0.20\sigma_Y$  наибольшие мембранные напряжения составят  $\sigma_t=0.67\sigma_Y$  (то есть ожидаемое соотношение изгибных и растягивающих напряжений 0.3:1). Для определённости была задана величина предела текучести  $\sigma_Y = 500$  МПа, хотя позже было доказано дополнительным численным экспериментом, выполненным для материала с существенно отличным пределом текучести, что при таком способе задания нагрузок результат расчётов от предела текучести не зависит.

Детерминистическое значение относительной нагрузки для поверхностной полуэллиптической трещины определить из формулы (2.36):

$$L_{r(\text{determ})} = (\sigma_b / 3 + (\sigma_b^2 / 9 + \sigma_t^2)^{0.5}) / (1 - \zeta)^{0.42} / \sigma_Y, \quad (5.1)$$

где  $\zeta = a \times l / S / (1 + 2 \times S)$  – геометрический коэффициент,

$l = 3a$  – длина дефекта на поверхности.

При упомянутых максимальных значениях напряжений

$$L_{r(\text{determ})} = 0.74 + (0.09 - 0.22 \lg NN) / S. \quad (5.2)$$

Данная формула является аппроксимацией данных таблицы 5.1, рассчитанных по формуле (5.1), для различных значений относительной длины шва  $NN$  (в толщинах металла  $S$ ).

**Таблица 5.1 — Значения относительной нагрузки (детерминистический расчёт)**

Толщина, мм	$NN$	$L_r$
12.5	1	0.752
12.5	10	0.766
12.5	100	0.784
12.5	1000	0.806
25	1	0.747
25	10	0.754
25	100	0.764
25	1000	0.775
50	1	0.743
50	10	0.747
50	100	0.752
50	1000	0.759
100	1	0.742
100	10	0.744
100	100	0.747
100	1000	0.750

### 5.1.2.2 Распределение случайных нагрузок

При относительной нагрузке  $L_r \leq 0.5$  конструкция находится в состоянии номинально упругого нагружения, поэтому повышенные требования к трещиностойкости накладываться не должны.

Распределение действующих нагрузок за весь срок нагружения считается известным из опыта эксплуатации конструкций ответственного назначения [47]. Например, для таких типов конструкций, как трубопроводы и ледостойкие платформы, из числа случаев нагружения порядка  $10^8$  около 5000 относятся к нагружению при  $L_r = 0.74$  и выше (циклы полного снятия давления либо навал льда и судов), вплоть до  $L_r \approx 0.9$ , соответствующей натягу при монтаже или аварийным перегрузкам. Исходя из данного допущения, было выбрано распределение случайной относительной нагрузки

$$L_r = 0.5 \left[ 1 - 0.5 \ln \left( (1 - \text{RND})^{0.097} \right) \right], \quad (5.3)$$

где RND — псевдослучайная величина, равномерно распределённая в интервале (0, 1] (в каждой формуле, где подобная величина применяется, она задаётся независимым генератором). Результат программной реализации распределения (5.3) показан в табл. 5.2. Рассмотренные  $10^8$  случаев нагружения распределились следующим образом:

**Таблица 5.2 – Реализация распределения нагрузок в вероятностной модели**

$L_r$	Число случаев	$L_r$	Число случаев
0.50	28075692	0.74	1908
0.51	24227159	0.75	1260
0.52	16066560	0.76	841
0.53	10654815	0.77	554
0.54	7065788	0.78	368
0.55	4685773	0.79	250
0.56	3106992	0.80	162
0.57	2060540	0.81	108
0.58	1366583	0.82	72
0.59	906199	0.83	48
0.60	600952	0.84	30
0.61	398514	0.85	23
0.62	264202	0.86	12
0.63	175201	0.87	6
0.64	116228	0.88	6
0.65	77093	0.89	6
0.66	51109	0.90	6
0.67	33889	0.91	0
0.68	22485	0.92	0
0.69	14889	0.93	0
0.70	9879	0.94	0
0.71	6555	0.95	0
0.72	4365	0.96	0
0.73	2878	0.97	0
Итого для $L_r < 0.74$	99994340	Итого для $L_r \geq 0.74$	5660

В напряжениях полученное распределение выражается следующим образом:

$$\sigma_t = 0.452 \times \left[ 1 - 0.5 \ln \left( (1 - \text{RND})^{0.097} \right) \right] \cdot \sigma_Y, \quad (5.4)$$

$$\sigma_b = 0.129 \times \left[ 1 - 0.5 \ln \left( (1 - \text{RND})^{0.097} \right) \right] \cdot \sigma_Y.$$

Данная проверка также показала, что принятая база численного эксперимента  $2 \times 10^6$  опытов реализуется корректно (из табл. 5.2 видно, что при 108 опытах наблюдалось 6 повторений псевдослучайной величины без перезапуска генератора).

### 5.1.3 Вероятность обнаружения/пропуска дефекта определённых размеров

Эта вероятность для сварного конструкционного элемента связана с действующей системой неразрушающего контроля, что обсуждалось в главе 2.

Функция размера дефекта определена как обобщение результатов разрушающих испытаний типа «nick-break» металла производственных сварных соединений трубопроводов (1250 образцов), успешно прошедших неразрушающий 100% ультразвуковой контроль. В результате этих испытаний регистрировались пропущенные дефекты. Получено, что глубина дефекта  $a$ , принимаемого из соображений наибольшего консерватизма оценок как поверхностная полуэллиптическая трещина с отношением полуосей  $2/3$ , связана с вероятностью его выявления  $P_1$  соотношением (2.58). Приняв вероятность присутствия дефекта глубиной не более  $a$   $P_1 = 0.95$ , получим

$$a_{(\text{determ})} = -0.14 \times S^{0.5} \ln(1 - 0.95^{1/NN}), \quad (5.5)$$

где  $a_{(\text{determ})}$  – глубина дефекта, принимаемая для расчёта  $L_{r(\text{determ})}$  в детерминированной постановке,  $S$  – толщина конструкционного элемента,  $NN$  – относительная протяженность швов (в толщинах). Соответственно, длина дефекта  $l = 3a_{(\text{determ})}$ .

Величина  $NN$  с достаточной степенью консерватизма для конструкций с протяжёнными сварными швами может быть принята равной 500: для крупногабаритных секций судовых корпусов 3200 мм шва при толщине 12 мм составляет  $NN = 267$ , для обечайки диаметром 11 м при толщине 60 мм  $NN = 576$ , для трубы стандартной длины 12 м с толщиной стенки 25 мм  $NN = 480$ . Примечание: был выполнен численный эксперимент по исследованию влияния  $NN$  на величину коэффициента запаса  $n$ , который показал, что при увеличении  $NN$  «насыщение» наступает раньше, чем достигается значение  $NN = 500$ .

В случае применения иных методов НК, обсуждавшихся в главе 1, не обеспечивающих точность определения глубины дефекта, в соответствии с [92] принимается  $a_{(\text{determ})} = 0.25S$ .

Задаваемая случайная величина глубины дефекта, соответствующая  $P_1 = 0.95$  ( $1 - P_1 = 1/20$ ), составляет

$$a = -\ln(\text{RND}) \frac{a_{(\text{determ})}}{\ln 20}. \quad (5.6)$$

### 5.1.4 Приемлемая вероятность разрушения

В стандарте BS 7910 [149] имеется таблица К.3, где эта вероятность для конструкционных элементов с тяжёлыми и экстремально тяжёлыми последствиями разрушения составляет от  $7 \times 10^{-5}$  до  $10^{-7}$  в зависимости от наличия параллельных путей передачи нагрузки (дублированности элемента):

**Таблица 5.3 — Стандартная ежегодная вероятность разрушения конструкционных элементов в зависимости от последствий разрушения (таблица К.3 из [149])**

Последствия разрушения	Дублированные элементы	Недублированные элементы
Средние	$2.3 \times 10^{-1}$	$10^{-3}$
Тяжёлые	$10^{-3}$	$7 \times 10^{-5}$
Очень тяжёлые	$7 \times 10^{-5}$	$10^{-5}$
Экстремально тяжёлые	$10^{-5}$	$10^{-7}$

К данной таблице могут быть сделаны следующие пояснения:

– уровни допустимой вероятности разрушения конструкций определяются в зависимости от отрасли промышленности, исходя из допустимых последствий разрушения. Для этого в [149] в качестве примера имеется ссылка на результаты исследований [131] 1980х годов, см. рис. 5.2, откуда следует уровень фактически наблюдаемой годовой вероятности разрушения порядка  $10^{-3}$ ;

– понятия дублирования и «прочие факторы», как сообщается, взяты из стандарта ISO 13822 «Основы проектирования конструкций – Оценка существующих конструкций» [191], разработанного комитетом по надёжности конструкций. Тем не менее, изучение текста данного стандарта показало, что такое понятие, как «дублирование», в нём отсутствует;

– вероятности, приведённые в таблице 5.3, позиционируются как рассчитанные на основании документа ISO 2394 «Основные принципы надёжности конструкций» [186], где есть понятие дублирования, что означает множественность путей передачи нагружения (также этот термин применяется к системам безопасности, что не относится к конструкционному материалу). В этом документе имеется обзор критериев риска на основании анализа годовых отказов по странам ЕС. Указано, что на основании современной концепции ALARP (as low risk as practicable), допускаемая вероятность разрушения конструкции должна составлять  $10^{-5} \dots 10^{-6}$  (последнее – для новых конструкций, только по нормам Нидерландов).

При аттестации материалов заранее неизвестно, будут ли конструкционные элементы, изготовленные из них, дублированными в гипотетических конструкциях.

Уровень допускаемой вероятности разрушения конструкционного элемента в численных экспериментах был принят на основании следующих соображений:

– рассмотренные в данном пункте рассуждения из иностранных стандартов не относятся к трубопроводам. Для других конструкций можно принять количество наиболее нагруженных элементов порядка 100 (фермы, ноги, обечайки), тогда на основании рис. 5.1 для конструкционных элементов следует принять допускаемую вероятность на два порядка меньше  $10^{-3}$ ;

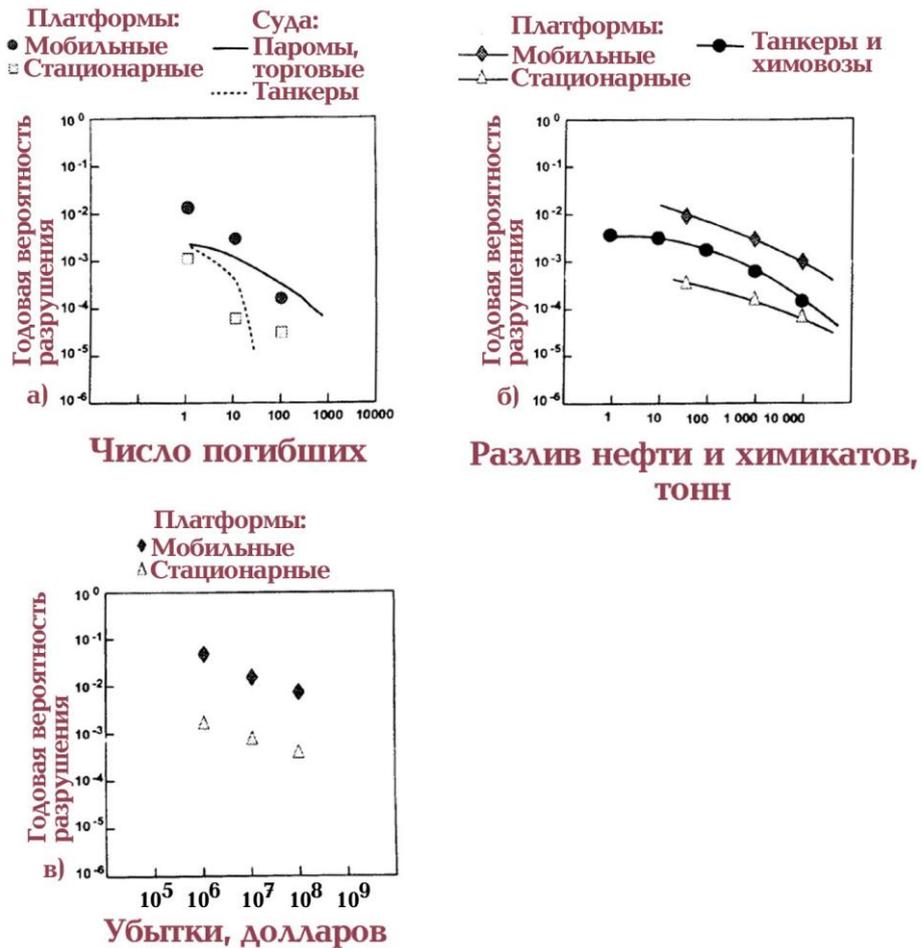


Рисунок 5.2 — Вероятность разрушения судов и морских сооружений по данным за 1980-1989 годы [186], в зависимости от:

а) числа погибших, б) разливов продукции, в) материального ущерба.

– для трубопроводов, если принять трубу за конструкционный элемент, таких элементов будет порядка 5000 или более, однако экстремальных эксплуатационных нагрузок не ожидается, нагрузки от внутреннего давления, как правило, соответствуют  $L_r < 0.5$ . К примеру, для трубопровода диаметром 559 мм с толщиной стенки 20.6 мм из стали Х60 (минимальный предел текучести 413 МПа) при рабочем давлении 10 МПа и полуэллиптическом дефекте глубиной 0.25 толщины получаем  $L_r = 0.34$ ; при гидроиспытании давление в 1.25 раза выше, соответственно,  $L_r = 0.425$ , то есть трубопроводы при эксплуатации и даже при гидроиспытаниях нагружаются исключительно в области общей упругости. Поэтому определяющим является случай монтажа (укладки), при котором количество труб поднятой плети, одновременно нагружаемых растяжением и изгибом, составляет менее 100. На основании этого и для трубопроводов следует принять допускаемую вероятность разрушения конструкционных элементов на два порядка меньше  $10^{-3}$ ;

– указания ISO 2394 не относятся к конструкциям, эксплуатируемым в экстремальных климатических условиях, для последних «practicable» вероятность разрушения не может быть слишком малой как раз по экономическим соображениям;

– что касается недублированных элементов с экстремально тяжёлыми последствиями разрушения, для них следует применять материалы, выбранные селекцией. Вряд ли любая фирма-строитель будет использовать материалы без дополнительной проверки.

На основании сказанного, для моделирования принята оценка допускаемой вероятности разрушения  $10^{-5}$  (20 случаев невыполнения условия прочности из  $2 \times 10^6$  опытов). Немаловажно и такое замечание. Если аттестуется сталь с индексом «Arc», применимая для любых конструкционных элементов без ограничений, для неё выбранное значение вероятности разрушения является достаточным. Если аттестуется судостроительная сталь без индекса «Arc», минимальная температура её применения в конкретной толщине зависит от степени ответственности конструкционного элемента (ПБУ, МСП) или группы связей (суда). Оказывается, что понижение степени ответственности конструкционного элемента, то есть повышение допускаемой вероятности его разрушения, может быть поставлено в соответствие снижению приемлемой трещиностойкости металла при одновременном понижении минимальной температуры эксплуатации. Таким образом, металл, аттестуемый для применения в специальных конструкционных элементах и удовлетворяющий требованиям по трещиностойкости, разработанным на основании допускаемой вероятности разрушения  $10^{-5}$ , может применяться в менее ответственных элементах при более низких температурах. Фактически, требования по трещиностойкости для металла конструкционных элементов различной степени ответственности, внесённые в Правила Регистра [109, 111], отражают её температурное изменение.

### **5.1.5 Процедура связи размеров дефекта и параметров нагрузки с величиной $J$ -интеграла**

Данная процедура принята в соответствии с основным алгоритмом расчёта, описанным в главе 2. Здесь величина  $J$  определяется по результату упругого решения – значению  $K_I$  для заданных напряжений и выбранных размеров дефекта, а также по величине относительной нагрузки  $L_r$ . Связь полного значения  $J$  с его упругой составляющей  $J_{el}$  осуществляется по формуле (1.31), предложенной Цербстом [239], которая используется в виде (2.20):

$$J = J_{el} \cdot f_2,$$

где  $f_2$  – функция, зависящая от  $L_r$ ,  $J_{el} = K_1^2(1 - \nu^2)/E$ ,  $\nu$  – коэффициент Пуассона, значения коэффициента интенсивности напряжений (КИН)  $K_1$  определяются по известным соотношениям линейной механики разрушения (ЛМР) для заданных полей эксплуатационных и остаточных напряжений. В модели использована формула (2.33) в виде

$$J = 1000 / E^* (K_{1d}^2 + K_{1res}^2 f_1) f_2 [\text{Н/мм, МПа, МПа} \cdot \text{м}^{0.5}], \quad (5.7)$$

где функции  $f_1$  и  $f_2$  определяются по формулам (2.34) и (2.35), соответственно.

$L_r$  определяется по формуле (5.1), причём в случае вероятностного расчёта в неё подставляются случайные значения напряжений по формулам (5.4);

$$Y_r = 1.6 \exp(-8.1 a / S), \text{ глубина трещины берётся по формуле (5.6),}$$

$$Y_t = 0.8 + 0.04(a / S) + 0.18(a / S)^2,$$

$$Y_b = -0.484 (a / S)^3 + 0.464 (a / S)^2 - 1.06 (a / S) + 0.79,$$

$$Y_a = (1 + 4.6 (a / l)^{1.65})^{-0.5},$$

$$\eta = 1 - 0.7 (10 / S)^2 \text{ для } S > 30 \text{ мм,}$$

$$K_{1res} = \eta \sigma_Y (0.001 \times \pi a)^{0.5} \times Y_r \times Y_a,$$

$$K_{1d} = (\sigma_t Y_t + \sigma_b Y_b) \times (0.001 \times \pi a)^{0.5},$$

$$E^* = E / (1 - \nu)^2 \text{ — эффективный модуль упругости.}$$

### 5.1.6 Распределение величины $J_{cr}$ .

Величина  $J_{cr}$  считается удовлетворяющей трёхпараметрическому распределению Вейбулла (как это принимается в большинстве современных нормативных документов). Функция распределения

$$F(x) = 1 - \exp \left[ - \left( \frac{x - J_{\min}}{J_{c0}} \right)^\beta \right], \quad (5.8)$$

плотность распределения

$$f(x) = \frac{\beta}{J_{c0}} \left( \frac{x - J_{\min}}{J_{c0}} \right)^{\beta-1} \exp \left[ - \left( \frac{x - J_{\min}}{J_{c0}} \right)^\beta \right], \quad x \geq J_{\min}.$$

Случайные значения определяются по формуле

$$J_{cr} = J_{\min} + (J_{c0} - J_{\min}) [-\ln(\text{RND})]^{1/\beta}, \quad (5.9)$$

где  $\beta$  — параметр формы распределения;  $J_{c0}$  — медианное значение (параметр масштаба),  $J_{\min}$  — минимальное значение. Тогда математическое ожидание

$$M = J_{c0} \cdot K_b + J_{\min}, \quad (5.10)$$

где  $K_b = \Gamma(1+1/\beta)$ ,

среднеквадратическое отклонение

$$\sigma = J_{c0} \cdot \sqrt{\Gamma(1+2/\beta) - K_b^2}, \quad (5.11)$$

коэффициент вариации

$$V = \sigma/M = \frac{J_{c0} \cdot \sqrt{\Gamma(1+2/\beta) - K_b^2}}{J_{c0} \cdot K_b + J_{\min}}, \quad (5.12)$$

где гамма-функция  $\Gamma(r) = \int_0^{\infty} x^{r-1} e^{-x} dx$ .

В качестве минимального значения J-интеграла принята величина, находящаяся на «нижнем шельфе» трещиностойкости, то есть области корректных значений  $K_{Ic}$ . Согласно стандарту BS 7448, часть 1 [148], при этом

$$S \geq 2.5 \left( \frac{K_{Ic}}{\sigma_{Y(T)}} \right)^2,$$

откуда  $K^2 \leq 0.4 \times S \times \sigma_{Y(T)}^2$ .

Однако это необходимое условие, а не достаточное. Достаточным условием можно считать уровень  $K_{\min} = 30 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{0.5}$  (ASME [136]) для образцов толщиной 25 мм из стали с минимальным пределом текучести 500 МПа, что в принципе не противоречит формулам (1.6), (1.7). Тогда можно принять

$$J_{\min} = K_{\min}^2 (1 - \nu^2) / E = 0.131 \times S \times \sigma_{Y(T)}^2 / E \text{ [Н/мм, мм, МПа]}, \quad (5.13)$$

где  $\sigma_{Y(T)}$  — предел текучести при минимальной температуре испытания, определяемый по формуле (2.4).

При численном эксперименте, моделирующем процесс аттестации материала (этап 2), альтернативно проверена возможность установления связи  $J_{\min}$  с математическим ожиданием экспериментальных значений трещиностойкости. Такое допущение было сделано по результатам анализа отчётов по аттестации сварных соединений судостроительных сталей, проводившихся с участием автора для проката категорий прочности от 36 до 690 в толщинах до 70 мм. Оказалось, что при минимальной температуре испытаний, при которой согласно заключениям отчётов выполняются действующие требования по трещиностойкости сварных соединений, отношение минимального значения трещиностойкости ЗТВ у линии сплавления к среднему значению (включая и те результаты, которые были забракованы по причине наличия дефектов сварки или количества целевой структуры по фронту трещины менее 15%), составило 0.15 минимум, 0.50 максимум, при количестве образцов в серии до 14. Однако использование данного допущения не привело к значимому изменению получаемых оценок

коэффициентов запаса, поэтому сделан возврат к более консервативному подходу с использованием формулы (5.13).

Частный коэффициент запаса (без учёта погрешности, вносимой процедурой оценки результатов испытаний) определялся как  $n = M/J$ .

### 5.1.7 Распределение температур

При вероятностном моделировании температура случаев нагружения задавалась в соответствии с нормальным распределением [47], параметры которого вычислены, исходя из следующих допущений:

– наименьшая температура эксплуатации конструкции  $T_d$  согласно нормам проектирования считается температурой, наблюдаемой 5 дней в году, то есть около 1% всех дней за период эксплуатации, что позволило определить одну из точек распределения, соответствующую вероятности того, что температура будет ниже  $T_d$ . На основании действующих Правил Регистра [108, 111], наименьшая температура применения проката хладостойких сталей в специальных конструкционных элементах сварных конструкций составляет от  $-60$  до  $0^\circ\text{C}$  в зависимости от марки и толщины, см. табл. 5.4. Большинство марок стали попадает в регион от  $-50$  до  $-25^\circ\text{C}$ , что позволяет использовать в качестве наиболее правдоподобной оценки  $T_d = T_{и} = -40^\circ\text{C}$  (равна температуре испытания образцов);

**Таблица 5.4 – Минимальная температура применимости судостроительных сталей [108, 111] для специальных конструкционных элементов, группы связей III, а также сталей «Arc», применимых без ограничений**

Максимальная толщина, мм	Марки стали / минимальная температура эксплуатации, °C												
	-60	-55	-50	-45	-40	-35	-30	-25	-20	-15	-10	-5	0
20	F32-F40		E32W, F500W	E36W	E40W-E460W	E32-E40					D	D500-D690	
30			F32-F460		E32W, F500W, F500-F690	E36W	E32-E40, E40-E460W	E, E420-E460					D32-D40
40				F40W-F460W	F32-F460	F				E- E40			
50			F32W, F36W		F40W-F460W		F- F40, F500W, F500-F690	E32W	F				E- E40
70					F32W, F36W								F- F40
80							F40W-F460W						
100							F32W, F36W						
150							F420-F690, TM и QT				E420-E960, TM и QT		
250							F420N, F460N				E420N, E460N		

– вторая точка (математическое ожидание среднегодовой температуры  $T_0$ ) выбиралась, задавая ожидаемую разность между среднегодовой и минимальной температурами, которая была принята равной  $30^\circ\text{C}$ . Таким образом,  $T_0 = -10^\circ\text{C}$ ;

– среднее квадратическое отклонение распределения температур, вычисленное по этим двум точкам, составило  $\sigma_T = 12.9^\circ\text{C}$ .

При выполнении расчётов температура каждого случая эксплуатационного нагружения определялась по формуле

$$T = T_0 + \sqrt{-2 \ln(\text{RND}_1)} \times \cos(4\pi \times \text{RND}_2) \times \sigma_T, \quad (5.14)$$

где  $\text{RND}_1$  и  $\text{RND}_2$  — независимые случайные величины в диапазоне  $[0, 1]$ .

При таких температурах сварные соединения низколегированных сталей очевидно находятся в области вязко-хрупкого перехода, что позволило использовать предложенную в главе 3 экстраполяционную температурную зависимость значений трещиностойкости (3.18) в виде

$$(J_{cr})_T = (J_{cr})_{T_d} \exp(0.04(T - T_d)), \quad (5.15)$$

где  $T$  — температура, соответствующая конкретному случаю нагружения.

## 5.2 Исходные экспериментальные данные для оценки диапазонов разброса и погрешностей

Рассмотрены серии результатов испытаний, выполненных в 2017-2018 годах, образцов сварных соединений проката E500 (ТМО) и E500W (закалка с отпуском) в толщине 40 мм. Они представлены в таблицах П5 и П6 Приложения А. Выполнена проверка отношения наблюдаемого минимального значения  $J_{cr}$  к среднему значению (математическому ожиданию трещиностойкости  $M$ ) и подтверждена возможность использования формулы (5.13). Определены систематическая относительная ошибка в случае пересчёта CTOD в J-интеграл по формуле (1.26) при  $m_8 = 1.65$  и соотношение  $J_{e1}/J$ , а также коэффициент вариации данных  $V$  по формуле (5.12).

Данные таблиц П5 и П6 показывают, что систематическая относительная ошибка пересчёта CTOD– $J_{cr}$  составляет порядка 1.5-3%, однако случайная ошибка весьма велика и имеет среднее квадратическое отклонение до 24%.

В выделенных сериях образцов, для которых металлографическим анализом после испытания подтверждено прохождение трещины через крупнозернистую ЗТВ у линии сплавления при температуре, интерпретируемой как минимальная температура применимости стали, интервал наблюдаемых значений коэффициента вариации данных  $V$  принимает значения от 0.26 до 0.76.

### 5.3 Последовательность выполняемых расчётов

Последовательно производятся следующие численные эксперименты:

#### 5.3.1 Определение частного коэффициента запаса $n$ в детерминированной постановке

Первый численный эксперимент проводится при постоянной (максимальной) нагрузке и постоянной температуре, равной минимальной температуре эксплуатации  $T_d$ . Случайными являются только размер дефекта, выбираемый по формуле (5.6) с учётом детерминированного значения по формуле (5.5), и трещиностойкость материала по формуле (5.9). Выясняется влияние толщины  $S$  и коэффициента вариации данных  $V$  (связанного с коэффициентом формы распределения  $\beta$ ) на величину частного коэффициента запаса  $n$ , без учёта особенностей процедуры аттестации материала.

Проверяется, что в принятой постановке задачи результат не зависит от предела текучести материала, так как нагрузка задаётся в его долях. Для этого дополнительный расчёт проводится при значительно отличном значении предела текучести, получаемые коэффициенты запаса не должны измениться.

#### 5.3.2 Определение частного коэффициента запаса $n$ в вероятностной постановке

Наибольшие нагрузки далеко не всегда соответствуют минимальным температурам эксплуатации (например, для конструкций арктических буровых платформ). Поэтому к предыдущей модели добавляются случайные сочетания нагрузки по формулам (5.4) и температуры по (5.14), считая, что материал находится в области вязко-хрупкого перехода, что позволяет применить формулу (5.15) для коррекции значения трещиностойкости. Ожидается снижение требуемого коэффициента  $n$ .

Результаты расчётов для различных толщин  $S$  представляются в виде аппроксимационных формул для частного коэффициента запаса  $n(V)$ , которые далее используются на следующем этапе в качестве исходной информации.

Альтернативный численный эксперимент проводится для случая применения рентгеновского контроля, когда детерминированное значение размера расчётного дефекта принимается равным  $a_{(determ)} = 0.25S$  [92].

Дополнительный численный эксперимент выполняется для оценки изменений зависимости  $n(V)$  для сильно нагруженного конструкционного элемента (при  $L_{T(determ)} \approx 0.95$ ), и для относительно слабо нагруженного элемента (при  $L_{T(determ)} \approx 0.50$ ).

### 5.3.3 Определение полного коэффициента запаса $n_1$ с учётом погрешностей, вносимых методикой получения экспериментальных данных по трещиностойкости

Цель данного шага моделирования – подобрать такой полный коэффициент запаса в условии прочности  $n_1$ , чтобы материал, обладающий минимально необходимой трещиностойкостью, определённой на предыдущем этапе, успешно проходил аттестацию с очень малой вероятностью, исключая влияние погрешностей, вносимых процедурой аттестации (принята вероятность 0.01). Это необходимо, поскольку погрешности, вносимые процедурой аттестации, не позволяют однозначно констатировать, что трещиностойкость исследуемого материала действительно соответствует заявленному уровню при ограниченном числе испытываемых образцов.

Считая, что экспериментальные значения трещиностойкости удовлетворяют трёхпараметрическому распределению Вейбулла, это распределение восстанавливается по значению коэффициента  $n$ , полученного на предыдущем этапе моделирования.

— находится  $M = n \cdot J$ , где  $J$  – детерминированное значение нагрузки,

— из 
$$\frac{VM}{M - J_{\min}} = \frac{1}{\Gamma(1 + 1/\beta)} \sqrt{\Gamma(1 + 2/\beta) - (\Gamma(1 + 1/\beta))^2}$$
 восстанавливается

значение  $\beta$  методом пошагового спуска,

— вычисляется медианное значение

$$J_{c0} = \frac{M - J_{\min}}{\Gamma(1 + 1/\beta)}.$$

Из восстановленного распределения псевдослучайным образом выбираются  $m$  штук (от трёх до семи) «экспериментальных» значений трещиностойкости  $J_{cri}$  по формуле (5.9). Программно реализован следующий алгоритм обработки результатов, обычно используемый в Программах сертификационных испытаний для получения Свидетельства о признании изготовителя Регистра: материал считается прошедшим аттестацию, если

– для любого  $m$  среднее арифметическое из  $m$  опытов  $M_c$  не менее  $[J] = n^* \cdot n_A \cdot J$ , где  $n_A$  – подбираемый множитель для достижения принятой вероятности аттестации материала, обладающего минимальной трещиностойкостью,  $n^*$  – коэффициент запаса при малом количестве экспериментальных данных, определяемый по той же аппроксимационной формуле, что и коэффициент  $n$ , при замене коэффициента вариации  $V$  на разброс данных  $V_c$  в  $m$  испытаниях

$$V_c = \sqrt{\sum_{i=1}^m J_{cri}^2 / (m \cdot M_c^2) - 1}, \quad (5.16)$$

при математическом ожидании

$$M_c = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m J_{cr i}, \quad (5.17)$$

- для  $m = 3, 4$  не более, чем одно значение менее  $[J]$ , но не менее  $0.7 [J]$ ,
- для  $m = 5 \dots 7$  не более, чем два индивидуальных значения менее  $[J]$ , из них одно в интервале от  $0.5 [J]$  до  $[J]$ , а другое от  $0.7 [J]$  до  $[J]$ .

Количество таких опытов по аттестации принимается равным  $10^6$  серий по  $m$  «экспериментальных» случайно выбранных значений трещиностойкости в каждой. Это обеспечивает достаточную точность (1% «прохождения аттестации» составляет 10000 событий, допуск на точность расчёта берётся равным 500 событий или 5%).

Таким образом, определяется влияние количества образцов (от трёх до семи), испытанных на трещиностойкость при минимальной температуре расчётного случая, на требуемый полный коэффициент запаса  $n_1$ , а также значения предельных коэффициентов разброса данных, при которых успешная аттестация материала в принципе возможна. При этом проверяется необходимость ограничения экспериментально получаемой трещиностойкости сверху, по формуле (3.15), – в программе численного эксперимента установлен счётчик количества превышений  $J_{max}$ .

Ожидается ли повышение  $n_1$  по сравнению с  $n$ ? Заранее сказать невозможно, поскольку коэффициент запаса назначается согласованно: для  $n$  по отношению к математическому ожиданию распределения, по  $n_1$  – к получаемому экспериментально среднему значению из ограниченного числа опытов, с учётом принятой процедуры интерпретации данных. В двух альтернативных вариантах расчёта, соответствующих различной детерминированной величине размера расчётного дефекта, коэффициенты запаса также ожидаются разными.

Результатом расчёта должна быть окончательная аппроксимационная формула для полного коэффициента запаса  $n_1$  в условии прочности, которая дополняется ещё одним сомножителем, последний связывается с методическими погрешностями определения  $J_{cr}$ . В дополнительных численных экспериментах выясняется влияние случайной и систематической ошибок определения «экспериментального»  $J_{cr}$ . Для проверки влияния систематической ошибки в численную модель вносится постоянный сомножитель «экспериментального» значения трещиностойкости  $J_{cr i}$  (относительная систематическая погрешность). В качестве случайной погрешности вводится нормальное распределение  $J_{cr i}$ , накладываемое на «экспериментальное» значение трещиностойкости (применяется формула такого же вида, как для задания случайного распределения температур —

(5.14)), с параметрами распределения, также заданными в относительных величинах  $J_{cr}$ . Используемые величины погрешностей должны коррелироваться с наблюдаемыми экспериментально при аттестации материала, раздел 5.2.

Итоговая формула коэффициента запаса  $n_1$  может быть использована при назначении требований к трещиностойкости материалов при их аттестации.

## 5.4 Результаты численного моделирования

### 5.4.1 Определение частного коэффициента запаса $n$

Искомый частный коэффициент запаса  $n$  (то есть коэффициент запаса без учёта погрешности метода определения трещиностойкости материала) определялся как отношение математического ожидания множества экспериментальных значений  $J_{cr}$  к требуемому значению  $J$ , рассчитанному в детерминистической постановке, при условии получения заданного количества случаев «разрушения», то есть невыполнения условия прочности, из базового количества численных опытов.

Пробное численное моделирование проводилось при детерминированной величине напряжений и температуры, распределением задавались только глубина трещины  $a$  по формулам (5.5) и (5.6) и трещиностойкость материала  $J_{cr}$ . В результате получена круто возрастающая зависимость коэффициента запаса, рис. 5.3.

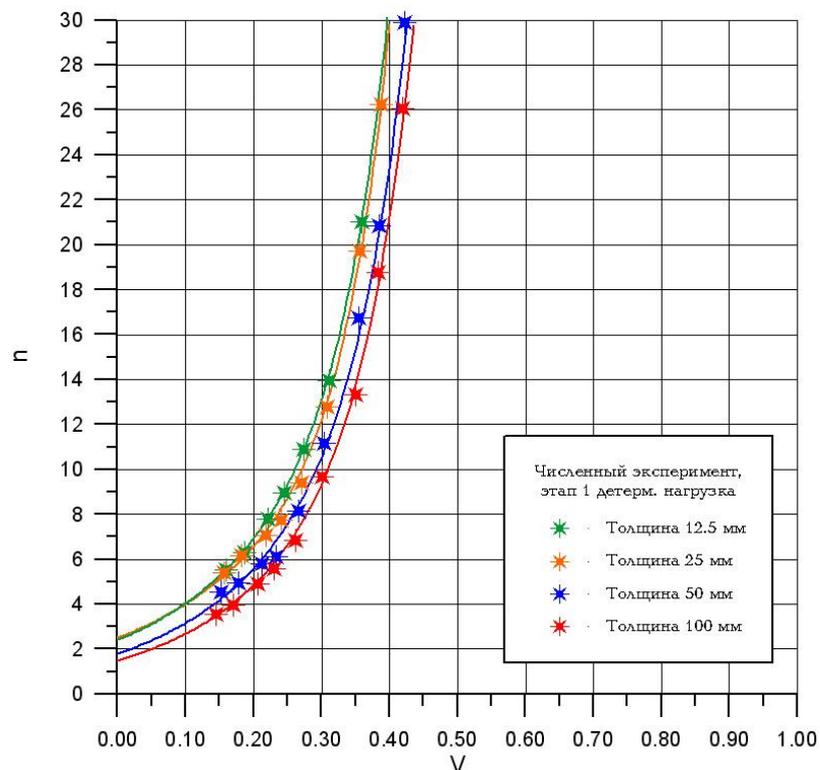


Рисунок 5.3 — Частный коэффициент запаса  $n$  в зависимости от коэффициента вариации данных  $V$ , полученный в результате пробного численного эксперимента при детерминированной нагрузке и температуре.

Подобный подход к оценке трещиностойкости сварных соединений судостроительной и трубной стали фактически исключает возможность корректной аттестации материалов, показывающих высокий разброс значений трещиностойкости: при коэффициенте вариации  $V = 0.4$   $n = 20...30$ . Зависимость полученных оценок от толщины незначительна.

Полученные значения частного коэффициента запаса хорошо аппроксимируются формулами вида

$$n = D(1 + A \cdot V^5) \exp(C \cdot V). \quad (5.18)$$

Общая формула для всех исследуемых толщин не выводилась намеренно, чтобы повысить точность дальнейших расчётных оценок. Коэффициенты зависимостей вида (5.18) перечислены в таблице 5.5.

**Таблица 5.5 — Коэффициенты в аппроксимациях (5.18)**

Толщина, мм	12.5	25	50	100	
УЗК, $a_{(determ)}$ по (5.5). Решение при постоянной нагрузке и температуре					
<i>A</i>	60	80	38	38	
<i>C</i>	5.2	4.7	5.6	5.8	
<i>D</i>	2.4	2.5	1.8	1.5	
УЗК, $a_{(determ)}$ по (5.5). Вероятностное сочетание нагрузок и температур					
<i>A</i>	12	6	7.5	60*	5.5
<i>C</i>	2.6	2.8	2.25	0.60*	2.4
<i>D</i>	1	1	1	1*	1
РК, $a_{(determ)} = 0.25 S$ . Вероятностное сочетание нагрузок и температур					
<i>A</i>	7.2	7.2	5.0	5.0	
<i>C</i>	2.60	2.75	2.75	2.70	
<i>D</i>	1	1	1	1	

\* дополнительный расчёт для случая высокой нагрузки,  $L_{T(determ)} = 0.95$ .

В соответствии с принятым планом, далее выполнялся аналогичный расчёт, но при случайных комбинациях нагрузки и температуры, для двух вариантов задания величины  $a_{(determ)}$ , соответствующих применению УЗК или РК. Получены аппроксимации вида (5.18) с коэффициентами по табл. 5.5, показанные на рис. 5.4, значительно снижающие консерватизм оценок по сравнению с пробным расчётом.

Показано, что оценки для различных способов задания  $a_{(determ)}$  совпадают для толщины 25 мм, при меньших толщинах предположение о том, что глубина трещины составляет 0.25 толщины, становится неконсервативным. При больших толщинах меньший коэффициент запаса требуется в случае применения УЗК.

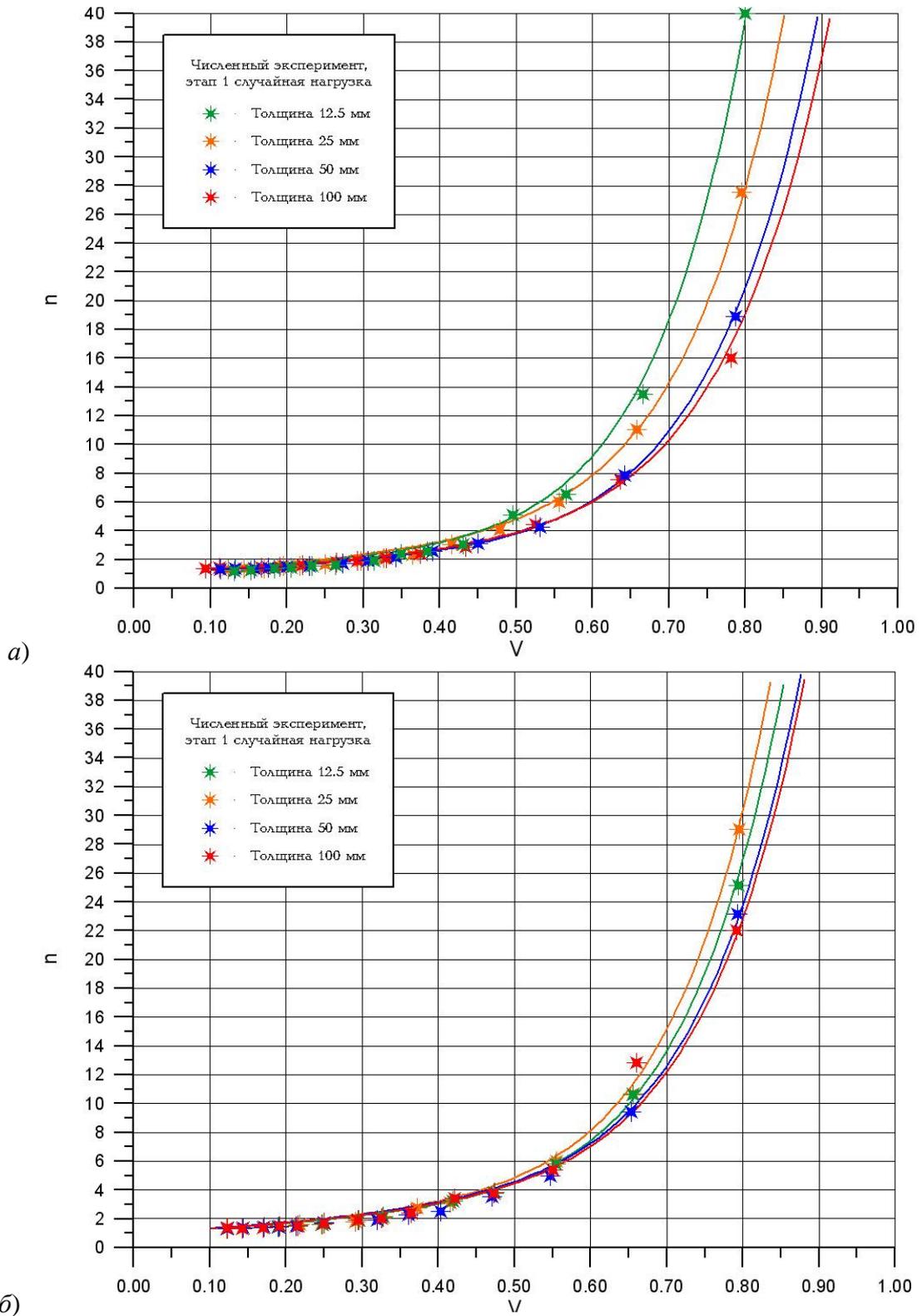


Рисунок 5.4 — Частный коэффициент запаса  $n$  в зависимости от коэффициента вариации данных  $V$  при решении задачи в вероятностной постановке: а) УЗК,  $a_{(determ)}$  по (5.5); б) РК,  $a_{(determ)} = 0.25S$ .

На этом этапе были выполнены дополнительные расчёты влияния высоких или низких нагрузок  $L_r$  (при заданной толщине 50 мм). Для сильно нагруженной конструкции было принято: компонента растяжения  $\sigma_t = 0.85 \sigma_Y$ , компонента

изгиба  $\sigma_b = 0.25 \sigma_Y$ ,  $L_r = 0.95$ . Результаты расчёта показаны на рис. 5.5, получен частный коэффициент запаса, который выше рассчитанного ранее только для случая больших значений коэффициента вариации данных ( $V > 0.5$ ), превышение достигает 60% при  $V = 0.8$ , что можно описать соотношением

$$n_{high} = n_{базовый} (1.6 - 7(V - 0.79)^2) \text{ при } V > 0.5, \quad (5.19)$$

где  $n_{базовый}$  можно принять по формуле (5.18).

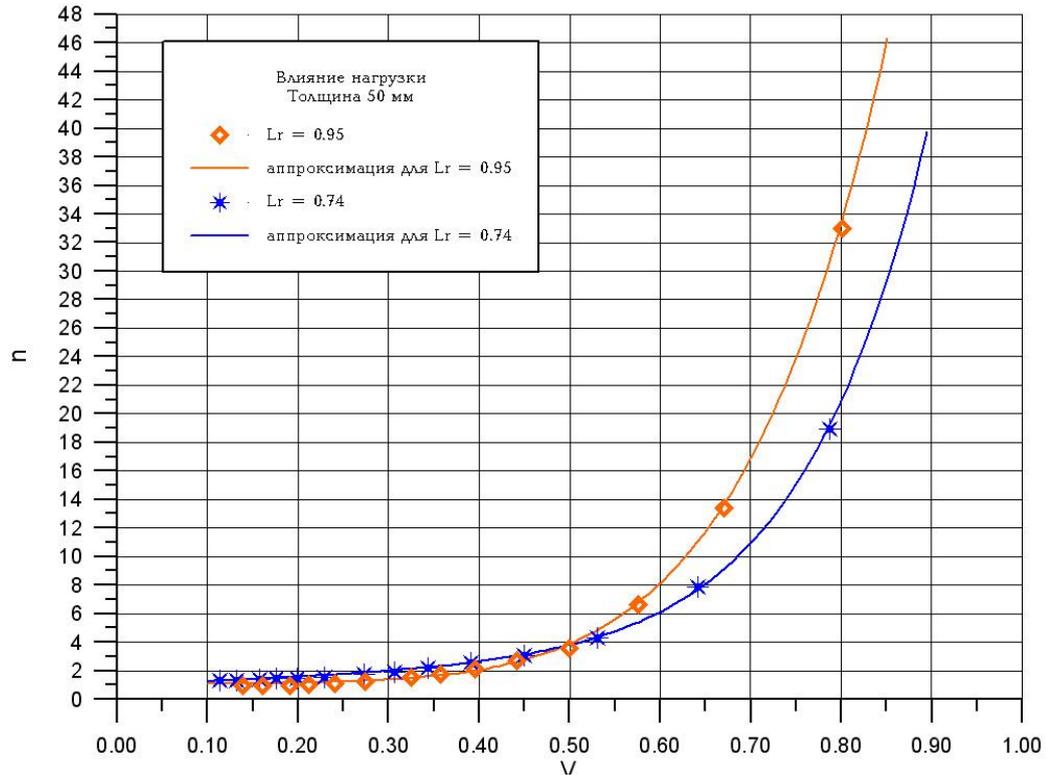


Рисунок 5.5 — Частный коэффициент запаса  $n$  в зависимости от коэффициента вариации данных  $V$  при решении задачи в вероятностной постановке, УЗК,  $a_{(determ)}$  по (5.5), толщина 50 мм.

Полученный результат позволяет использовать основную расчётную процедуру для определения требований по трещиностойкости сварных соединений сильно нагруженных конструкций, эти требования будут пропорциональны нагруженности, рассчитанной в детерминистической постановке.

Для слабо нагруженной конструкции, в основном находящейся в зоне упругого нагружения, были приняты компонента растяжения  $\sigma_t = 0.45 \sigma_Y$ , компонента изгиба  $\sigma_b = 0.10 \sigma_Y$ , тогда  $L_r = 0.5$ . Получено, что установленная вероятность разрушения  $10^{-5}$  не достигается при любых возможных значениях  $V$ . Разрушение материала с минимальной трещиностойкостью наступает с вероятностью  $2 \times 10^{-6}$  при  $V = 0.4$ ,  $5 \times 10^{-6}$  при  $V = 0.5$ . Данный факт подтверждает возможность принятия уровня нагрузки  $L_r = 0.5$  в качестве минимально рассматриваемого.

#### 5.4.2 Определение полного коэффициента запаса $n_1$

На втором этапе расчёты выполнялись, принимая частный коэффициент запаса по формуле (5.18) с коэффициентами по таблице 5.5. Количество образцов в серии  $m$  от 3 до 7. Результаты расчёта представлены в таблице П7 Приложения А, аппроксимированы формулой (5.20), пример таких результатов приведён на рис. 5.6, а. Получено, что в толщинах свыше 50 мм рассчитанный коэффициент запаса перестаёт зависеть от толщины. Также из таблицы П7 следует, что при значениях коэффициента вариации  $V_c$  до 0.6 не требуется вводить ограничение по величине  $J_{\max}$ .

$$n_1 = (0.6 + 11 V_c^5) \times \exp((9.3 - 0.94 \ln S) V_c) \times (1 - (m - 3)/7 \times \sqrt{V_c}) + 0.3, \quad (5.20)$$

при  $S > 50$  мм следует подставлять  $S = 50$  мм.

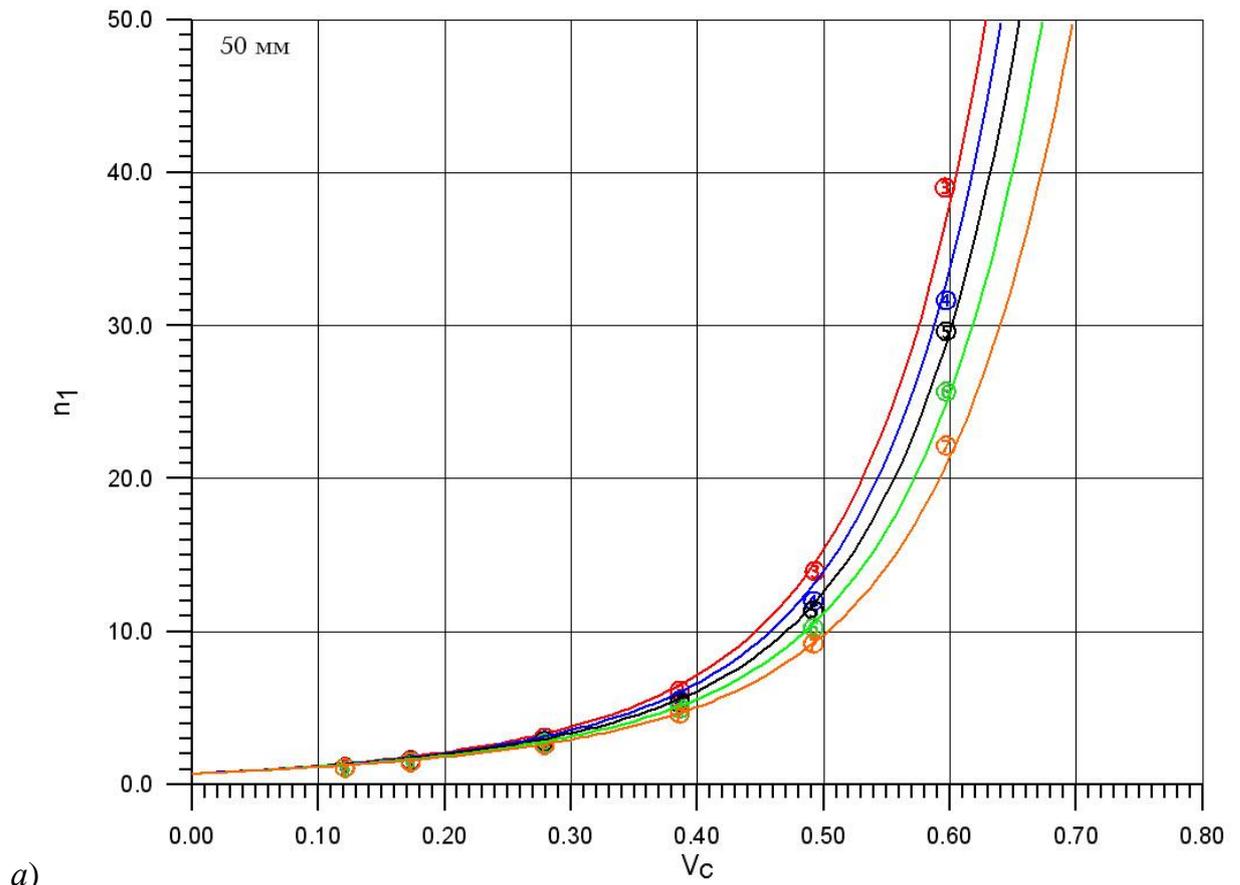
Аналогичный расчёт выполнен для случая РК,  $a_{(\text{determ})} = 0.25S$ . Результаты представлены в таблице П8 Приложения А, аппроксимированы формулой (5.21), пример этого показан на рис. 5.6, б.

$$n_1 = (0.7 + 9 V_c^5) \times \exp((6.6 - 0.0112 S) V_c) \times (1 - (m - 3)/7 \times \sqrt{V_c}). \quad (5.21)$$

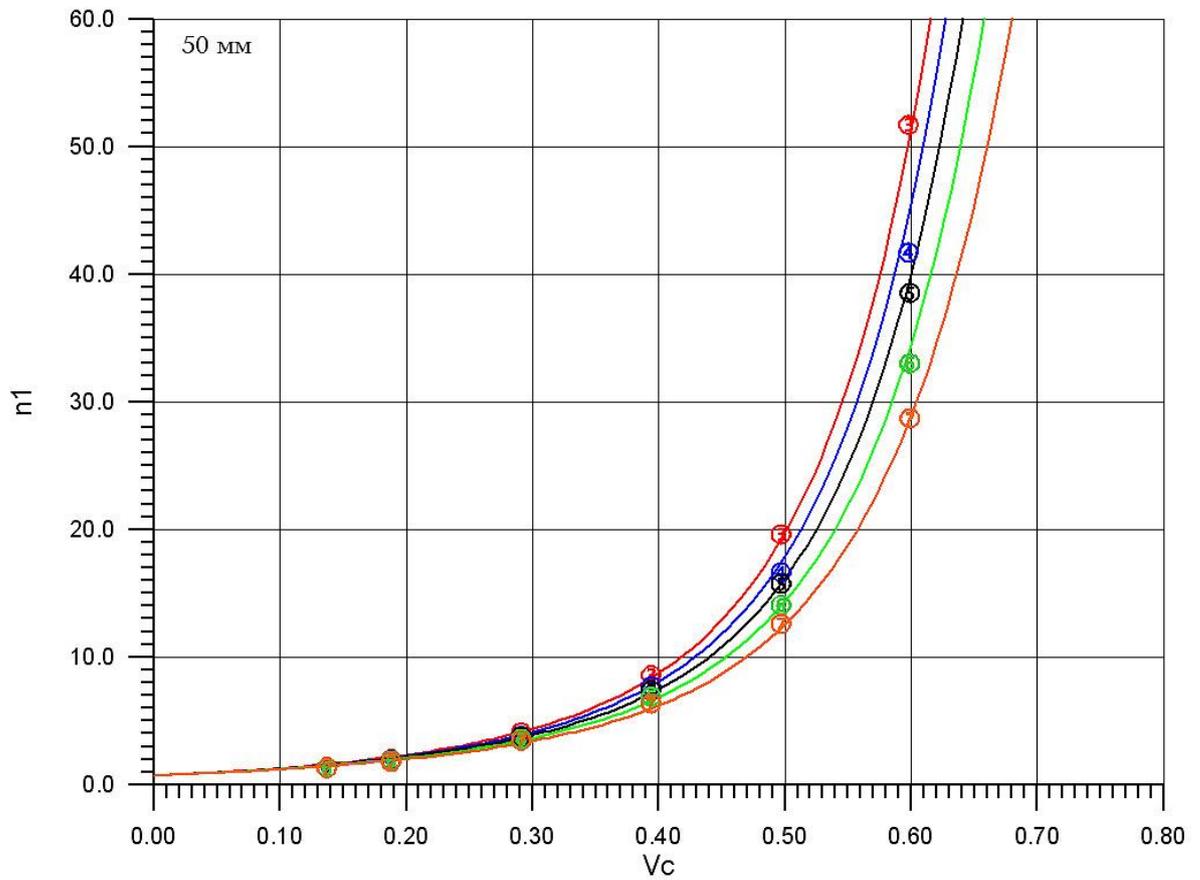
Подтверждено, что получаемый коэффициент запаса выше, чем в предыдущем случае, для больших толщин, и ниже для толщин менее 25 мм. Поэтому для малых толщин рекомендуется использовать формулу (5.20).

Формула (5.20) далее применялась к оценке экспериментальных результатов, приведённых в таблицах П5 и П6 Приложения А. В них выделены группы результатов, признанные корректными по результатам металлографического исследования после испытания. В таблице 5.6 представлены оценки экспериментальных значений  $J_{\text{cr}}$  с использованием формулы (5.20). Необходимо отметить, что значения  $J$ -интеграла определялись в рассматриваемых экспериментах непосредственно, без пересчёта из CTOD, поэтому поправка на погрешность пересчёта не требуется.

Показано, что для материалов со сравнительно высокой трещиностойкостью, но и её большим разбросом возникает проблема корректной оценки результатов: часть образцов показывает значения, выходящие на «верхний шельф» трещиностойкости, которые не могут быть отнесены к области вязко-хрупкого перехода. Если (и исключительно) при определении коэффициента вариации для серии не учитывать отдельные результаты, соответствующие событиям типа «М» (достижение плато максимальных нагрузок без срывов диаграммы нагружения) и значения  $J_{\text{cr}}$ , превышающие  $J_{\max}$  по формуле (3.15), проблема успешно решается, что также показано в табл. 5.10. Таким образом, требуется минимальное цензурирование экспериментальных данных, только в части расчёта  $V$ . Никакие низкие полученные значения из рассмотрения не исключаются.



a)



б)

Рисунок 5.6 — Коэффициент запаса в условии прочности для металла толщиной 50 мм: а) УЗК,  $a_{(\text{determ})}$  по (5.5), б) РК,  $a_{(\text{determ})} = 0.25S$ .

**Таблица 5.6 — Интерпретация результатов испытаний аттестационных сварных соединений на трещиностойкость металла ЗТВ**

Тепловложение при сварке, кДж/мм	Статический под-рост, мм	Критическое событие*	CTOD, мм	$J_{cr}$ , Н/мм
1.0	0.17	C	0.20	213
	0.36	U (pop-in 13.1%)	0.34	339
	0.17	C	0.32	299
	0.42	U	0.73	711
	0.53	U	0.68	702
	0.16	C	0.22	182
	0.22	U	0.34	306
<i>m</i> = 7, $M_c$ = 393 Н/мм, $V_c$ = 0.52 – удовлетворительно (требуется $M_c$ = 218 Н/мм, $n_1$ = 13.3)				
1.0	0.30	U	0.31	330
	0.24	U	0.45	436
	0.37	U	0.57	577
	0.48	U	0.29	286
	0.21	U (pop-in 5.6%)	0.27	252
<i>m</i> = 5, $M_c$ = 376 Н/мм, $V_c$ = 0.32 – удовлетворительно (требуется $M_c$ = 66 Н/мм, $n_1$ = 4.0)				
1.0	0.20	C pop-in 11%	0.14	160
	0.30	U	0.24	283
	<0.05	max	0.22	135
	0.26	max	0.21	192
	0.15	C	0.23	235
<i>m</i> = 5, $M_c$ = 201, $V_c$ = 0.26 – удовлетворительно (требуется $M_c$ = 46 Н/мм, $n_1$ = 2.6)				
3.5	0.06	C	0.13	114
	0.23	U	0.31	279
	0.12	C	0.21	187
	0.93	<b>M</b>	1.37	1332
	1.07	<b>M</b>	0.98	1036
	0.25	U	0.39	367
	0.40	U	0.61	605
Без цензурирования данных: <i>m</i> = 7, $M_c$ = 560 Н/мм, $V_c$ = 0.76 <b>неудовлетворительно</b> (требуется $M_c$ = 1900 Н/мм, $n_1$ =116). После цензурирования данных: <i>m</i> = 7, $M_c$ = 560 Н/мм, $V_c$ = 0.55 – удовлетворительно (требуется $M_c$ = 278 Н/мм, $n_1$ = 17.0)				
3.5	0.15	C pop-in 8.9%	0.24	276
	<0.05	<b>C pop-in 11%</b>	<b>0.04</b>	<b>46.8</b>
	0.48	max	0.3	340
<i>m</i> = 3, $M_c$ = 221 Н/мм, $V_c$ = 0.57 – <b>неудовлетворительно</b> (требуется $M_c$ = 565 Н/мм, $n_1$ =34.5) Смысл проводить дальнейшие испытания отсутствует, так как при <i>m</i> = 7 требуемое $M_c$ = 331 Н/мм (в полтора раза выше, чем полученное на трёх образцах), что вряд ли будет достигнуто.				
3.5	<2.36	<b>M</b>	0.96	1101
	0.4	U	0.34	363
	1.24	<b>U</b>	1.09	1274
	0.50	U	0.57	655
	0.10	C pop-in 11%	0.12	116
	0.30	U	0.32	338
Без цензурирования данных: <i>m</i> = 6, $M_c$ = 641 Н/мм, $V_c$ = 0.66 <b>неудовлетворительно</b> (требуется $M_c$ = 911 Н/мм, $n_1$ =55.9). После цензурирования данных: <i>m</i> = 6, $M_c$ = 641 Н/мм, $V_c$ = 0.52 – удовлетворительно (требуется $M_c$ = 250 Н/мм, $n_1$ =15.3)				

Полученные результаты позволяют сделать следующие выводы:

1) Показана возможность успешной аттестации материала с  $V_c > 0.4$ , в отличие от стандарта BS 7910, где рассматриваются материалы, показывающие коэффициент вариации данных по трещиностойкости в пределах 0.3 (без указания, как был определён этот интервал). При аттестации материалов с высокой трещиностойкостью необходимо цензурирование данных, выходящих на «верхний шельф» трещиностойкости (исключительно при расчёте коэффициента вариации  $V_c$ ).

2) Определены источники снижения требований по трещиностойкости. первый источник — применение УЗК, позволяющего достаточно точно определить размеры дефекта (для толщин свыше 25 мм).

3) Второй источник снижения уровня требований по трещиностойкости — увеличение количества испытываемых образцов в случае, если после испытания трёх образцов не достигнут требуемый уровень трещиностойкости, но есть вероятность удовлетворить требованиям, которые могут быть снижены с увеличением количества корректных результатов в серии.

4) Предлагается процедура аттестации материала, начиная с получения трёх корректных результатов при минимальной температуре. Если требуемое среднее значение  $J_c$  (CTOD) не достигнуто, а полученное среднее значение трещиностойкости позволяет надеяться на удовлетворительный результат при повышении количества испытанных образцов в серии, можно продолжать испытания, получая выигрыш в коэффициенте запаса до 1/3. При этом никакие экспериментальные результаты из рассмотрения не исключаются, цензурирование данных минимально.

5) Согласно результатам выполненного тестирования, разработанная математическая модель адекватно оценивает результаты испытания сварных соединений, формализуя существующую практику аттестации материалов.

## 5.5 Влияние способа получения значений J-интеграла

Выбранный вариант второго этапа численного моделирования с «испытанием» серий образцов исследовался на устойчивость получаемых результатов при наличии случайной или систематической ошибки в определении значений  $J_{cr}$ .

Ошибка определения индивидуальных значений J-интеграла задавалась накладываемым на распределение Вейбулла независимым нормальным распределением в значениях, относимых к текущей величине  $J_{cr}$ .

Параметры этого распределения были выбраны по результатам анализа ошибок пересчёта  $CTOD-J_{cr}$ , представленным в таблицах 5.5 и 5.6, где сравниваются непосредственно определённые в эксперименте значения  $J_{cr}$  с пересчитанными из  $CTOD$ . Показано, что систематическая ошибка (её математическое ожидание) является однозначной переоценкой значений  $J_{cr}$  при их пересчёте из экспериментальных значений  $CTOD$ . Случайная ошибка связана с рассеянием данных.

Выполнены численные эксперименты на базе  $m \cdot 10^6$  опытов, принимая математическое ожидание ошибки в 3%, а среднеквадратическое отклонение в 24%, для различных толщин материала.

Получено, что при исключении данных, соответствующих выходу на «верхний шельф» трещиностойкости, дополнительное увеличение коэффициента запаса не превышает 15% и может быть оценено следующей аппроксимацией:

$$n_{доп} = 1 + 0.26/S^{0.2}/(m-2)^{0.8}, \quad (5.22)$$

тогда окончательная формула при назначении требований по среднему значению  $CTOD$  в рамках принятой процедуры оценки результатов выглядит следующим образом:

$$CTOD = [(0.6 + 11V_c^5) \times \exp((9.3 - 0.94 \ln S) V_c) \times (1 - (m - 3)/7 \times \sqrt{V_c}) + 0.3] \times \\ \times \left[ 1 + \frac{0.26}{S^{0.2} (m - 2)^{0.8}} \right] \times \frac{J_{(detem)}}{1.65 \sigma_Y}. \quad (5.23)$$

При  $S > 50$  мм следует подставлять 50 мм.

Здесь  $CTOD$  – требуемая средняя величина критического раскрытия в вершине трещины по  $m$  экспериментальным результатам, имеющим коэффициент вариации  $V_c$ . При расчёте последнего не учитываются события типа «М» и индивидуальные значения  $CTOD > 0.027S$  (в последнем неравенстве коэффициент снижен на 10% по сравнению с формулой (3.15), так как обычно точность определения  $CTOD$  ниже, чем  $J_{cr}$ ,  $CTOD$  обычно определяют с точностью до 0.01 мм, J-интеграл – до трёх значащих цифр).

Далее, оценён необходимый уровень  $CTOD$ , полученные значения представлены в таблице 5.7 для нескольких уровней разброса экспериментальных данных. Получено, что, во-первых, оценки для  $V_c = 0.35$  и  $m = 3$  оказываются практически идентичными определяемым по формуле (1.20) при  $m_1 = 1.09$  ( $1.8/1.65$ ), однако в той формуле не учтены особенности аттестации материала!

Разработанный уровень требований внесён в Судовые Правила Регистра [109] для сварных соединений Arc-сталей, нормативная оценка также соответствует  $V_c = 0.35$ .

**Таблица 5.7 – Требуемые средние значения СТОД***Получено численным моделированием для  $V_c = 0.35$  и  $m=3$* 

Толщина, мм, не более	Уровень прочности (требуемое минимальное значение предела текучести, МПа)									
	235	315	355	390	420	460	500	550	620	690
20	0.05	0.07	0.08	0.09	0.10	0.11	0.12	0.13	0.15	0.17
30	0.06	0.08	0.09	0.10	0.11	0.12	0.13	0.14	0.16	0.18
40	0.06	0.09	0.10	0.11	0.12	0.13	0.14	0.15	0.18	0.20
50	0.07	0.09	0.10	0.12	0.13	0.14	0.15	0.17	0.19	0.21
70	0.09	0.12	0.13	0.15	0.16	0.18	0.19	0.21	0.24	0.26

*Внесено согласно данным результатам в Судовые Правила Регистра для металла  
ЗТВ Arc-сталей: [109], таблица 3.5.2.5.5, с 2012г.*

Толщина, мм, не более	Уровень прочности (требуемое минимальное значение предела текучести, МПа)					
	235	315-355	390-420	460-500	550-620	690
25-30	-	0.10	0.10	0.10	0.15	0.20
31-50	0.10	0.10	0.15	0.15	0.20	0.25
>50	0.10	0.15	0.20	0.20	0.25	0.30

*Получено численным моделированием для  $V_c = 0.50$  и  $m=3$* 

Толщина, мм, не более	Уровень прочности (требуемое минимальное значение предела текучести, МПа)									
	235	315	355	390	420	460	500	550	620	690
20	0.15	0.20	0.24	0.26	0.29	0.32	0.35	0.39	0.44	0.50
30	0.17	0.23	0.26	0.29	0.31	0.35	0.38	0.43	0.49	0.55
40	0.18	0.24	0.28	0.30	0.33	0.36	0.40	0.44	0.50	0.56
50	0.18	0.25	0.28	0.31	0.33	0.37	0.40	0.45	0.51	0.57
70	0.24	0.33	0.37	0.41	0.44	0.48	0.53	0.58	0.66	0.74

*Получено численным моделированием для  $V_c = 0.50$  и  $m=7$* 

Толщина, мм, не более	Уровень прочности (требуемое минимальное значение предела текучести, МПа)									
	235	315	355	390	420	460	500	550	620	690
20	0.10	0.14	0.16	0.18	0.19	0.21	0.23	0.26	0.30	0.33
30	0.11	0.15	0.17	0.19	0.20	0.22	0.25	0.27	0.31	0.35
40	0.11	0.16	0.18	0.20	0.21	0.23	0.26	0.28	0.31	0.36
50	0.12	0.16	0.19	0.21	0.22	0.25	0.27	0.30	0.34	0.38
70	0.16	0.21	0.24	0.26	0.28	0.31	0.34	0.38	0.43	0.48

Однако реальный уровень коэффициента вариации  $V_c$  при испытаниях сварных соединений может быть выше. Новые предложения в Правила Регистра основаны на применении формулы (5.23). Выполнена оценка достижимости предлагаемых требований, которая показала (табл. 5.10), что с внедрением практики цензурирования данных, выходящих на «верхний шельф» трещиностойкости, возможна корректная аттестация металла сварных соединений при большом разбросе наблюдаемых

значений трещиностойкости, при  $V_c = 0.4...0.5$  может оказаться необходимым увеличить количество испытываемых образцов в серии. Цензурирование в предлагаемой процедуре, тем не менее, оказывается минимальным, в отличие от подхода, принятого в BS 7910. Никакие экспериментальные данные не изменяются и не исключаются из рассмотрения, что повышает точность оценок.

Из данных таблицы 5.8 следует, что при  $V_c > 0.5$  для толщин менее 50 мм, и  $V_c > 0.6$  для толщин 50 мм и более требуемые значения  $J_{cr}$  достигают и даже превышают  $J_{max}$ . Для таких разбросов корректное проведение аттестации остаётся невозможным. С другой стороны, в результате расчётов получены достижимые требования по CTOD для материалов с уровнем  $V_c$  до 0.5, не применимых согласно BS 7910.

Сравнивая полученные значения с известными зарубежными требованиями по трещиностойкости, необходимо отметить:

- для COD-стали офшорных конструкций в толщинах более 50 мм согласно DNV-OS-B101 [161] требуется минимальное значение CTOD 0.18 мм и минимальное среднее значение 0.20 мм при расположении надреза в крупнозернистой ЗТВ. Данное требование приблизительно соответствует разработанному уровню, несколько превышая его для сталей меньшей прочности;

- для ЗТВ пазовых сварных соединений труб газопровода «Северный поток-2» из стали с минимальным пределом текучести 485 МПа (марка стали SAWL485FDU) и толщиной стенки 26.8 мм требуется минимальное значение CTOD 0.15 мм. Данное требование значительно выше разработанных норм.

Можно ли учесть неопределённость, связанную с использованием образцов иной конфигурации, чем SENB прямоугольного сечения в полной толщине? Данные автора по данному вопросу, приведённые в главе 3, позволяют сделать вывод, что наблюдаемый разброс средних значений критического J-интеграла, получаемых на сварных образцах SENB различной геометрии (прямоугольного сечения полной и половинной толщины и образцах квадратного сечения) составляет порядка 2х. Увеличения трещиностойкости при снижении вдвое размеров образца, когда материал находится в области вязко-хрупкого перехода, не происходит, поскольку попадание в целевую структуру становится более вероятным при меньших размерах образца. Таким образом, на данном этапе можно заключить, что применение сварных образцов в полной толщине, как прямоугольного, так и квадратного сечения, не должно требовать внесения дополнительного коэффициента запаса.

Ниже рассматривается возможность получения оценок трещиностойкости при наличии только результатов по работе удара. В таблице 5.8 выполнено сравнение результатов испытаний на трещиностойкость при  $-40^{\circ}\text{C}$  и на ударный изгиб при  $-60^{\circ}\text{C}$  «по линии сплавления» обсуждаемых в настоящей главе (п. 5.2) сварных соединений стали E500W толщиной 40 мм.

**Таблица 5.8 — Оценка ошибки определения J-интеграла по данным испытаний на ударный изгиб**

Маркировка	Статический подрост, мм	Критическое событие	Пластическое перемещение берегов надреза $V_{pc}, V_{pu}, V_{pm}$ , мм	CTOD $-40^{\circ}\text{C}$ , мм	$J_{cr}$ $-40^{\circ}\text{C}$ , Н/мм	$J_{av}$ и $V$ по $J$	KV $-60^{\circ}\text{C}$ , Дж	$J$ по KV	$J_{av}$ и $V$ по KV Ошибка по $J_{av}$ , %
45B7	<0.05	C	0.05	0.04	36.4	47.0 0.20	41.5	74.7	85.4
45B12	<0.05	C	0.1	0.06	59.6		49.2	88.56	0.10
45B13	<0.05	C pop-in 7.6%	0.06	0.04	40.4		51.7	93.06	82%
45B14	<0.05	C	0.09	0.06	51.0		-	-	
45B15	<0.05	C pop-in 20%	0.04	0.03	37.1		-	-	
45B21	<0.05	C pop-in 38%	0.09	0.06	57.6		-	-	
45H3	0.05	C	0.16	0.08	99.8	158.4 0.83	157.3	283.14	293.4
45H7	<0.05	C pop-in 10%	0.11	0.05	54.2		148.1	266.58	0.09
45H10	0.26	U pop-in 51%	1.08	0.39	417		183.6	330.48	85%
45H23	0.1	C pop-in 26%	0.13	0.07	105.8		-	-	
45H29	0.15	C	0.22	0.1	115.2		-	-	
46B6	0.52	U	2.21	0.68	732.4	235.4 1.16	74.2	133.56	128.5
46B18	0.1	C pop-in 5.9%	0	0.01	17.6		76	136.8	0.07
46B24	0.19	C	0.9	0.31	324.5		63.9	115.02	-45%
46B27	0.05	C pop-in 29%	0.11	0.07	62.0		-	-	
46B31	0.05	C pop-in 16%	0.05	0.04	40.4		-	-	
46H12	0.18	Max	0.34	0.11	91.9	122.7 0.25	169.5	305.1	342.1
46H19	<0.05	C	0.32	0.12	136.7		201	361.8	0.07
46H22	0.12	C pop-in 26%	0.15	0.08	95.6		199.6	359.28	180%
46H25	0.15	C pop-in 23%	0.5	0.17	166.4		-	-	

Показано, что известная корреляция [106]

$$J_c [\text{Н/мм}] = 1.8 \text{ KV} [\text{Дж}] \quad (5.24)$$

даёт значительную ошибку (до трёх раз в обе стороны), при этом при испытаниях на ударный изгиб исчезает значительный разброс данных, характерный для испытаний на трещиностойкость. Получается, что коэффициент запаса в условии прочности необходимо увеличить минимум в 3 раза, что говорит о возможности использования результатов на ударный изгиб только для прикидочных оценок трещиностойкости.

## 5.6 Выводы по главе

Предложено комплексное решение вопросов к определению параметров, входящих в условие прочности по отношению к хрупкому разрушению. Под величиной  $J_{cr}$  понимается математическое ожидание трещиностойкости материала; размер расчётного дефекта принят с достаточно большой но произвольно выбранной доверительной вероятностью (0.95), поскольку согласованно с ним назначен коэффициент запаса  $n_1$  на неопределённость случайного значения трещиностойкости при большом разбросе и малом количестве экспериментальных данных, определённый численным экспериментом при случайных сочетаниях приложенных нагрузок и температур их реализации. При этом приемлемая вероятность разрушения конструкции принята на уровне  $10^{-5}$ . В проведённом исследовании учтены все предложения по корректировке формул расчёта прочности по отношению к хрупкому разрушению, сделанные в главе 2.

Достоверность экспериментальной информации о трещиностойкости материала, в свою очередь, связана с принятой процедурой проведения и оценки результатов испытаний. Оценены погрешности, вносимые косвенными методами определения  $J$ -интеграла при испытаниях образцов на трещиностойкость. Систематическая относительная ошибка составила 1.5-3%, случайная ошибка до 24%. Данные погрешности учтены при разработке требований по трещиностойкости, их учёт также необходим при анализе экспериментальных данных, полученных третьей стороной.

На основании выполненных численных экспериментов разработаны нормы по трещиностойкости материала сварных соединений, которые внесены в Судовые Правила Регистра и Правила МПТ Регистра.

Показана возможность снижения консерватизма оценок и предложена новая процедура испытаний сварных соединений, где полученные результаты определяют необходимость проведения дополнительных испытаний. Разработан алгоритм принятия решений при проведении аттестации сварных соединений по трещиностойкости, позволяющий снизить предъявляемые требования с увеличением числа испытанных образцов и корректно аттестовать материалы, показывающие большой разброс результатов. Полное описание предлагаемой процедуры представлено в главе 7.

## Глава 6. Обоснование критериев применимости материала по результатам определения температур вязко-хрупкого перехода

В случае старта нестабильного разрушения последним барьером, препятствующим разрушению конструкции, является способность основного металла тормозить трещину. Как прямые методы определения температуры остановки хрупкой трещины, так и разнообразные методики определения критических температур вязко-хрупкого перехода, которые позволяют косвенно определить указанную температуру, описаны в главе 1.

Опасность хрупких разрушений ОЦК-металлов связана с присутствием зон высокой жёсткости напряженного состояния, характеризуемого величиной  $\chi = \sigma_1/\sigma_i$ , то есть высокого отношения первых главных напряжений  $\sigma_1$  к интенсивности напряжений  $\sigma_i$ . Поэтому вязкость материала, то есть способность обеспечивать высокую деформацию при разрушении при наличии острых дефектов, слабо коррелирует с показателями прочности и пластичности, определяемыми при испытаниях на осевое растяжение при одноосном напряженном состоянии. Часто используется термин «хладостойкость», под ним следует понимать способность материала обеспечивать вязкие разрушения при наличии острых дефектов при низких климатических температурах. Количественное определение этого параметра связано с конкретным видом испытания. В терминах механики разрушения то же свойство определяется величиной трещиностойкости при низких температурах, а в терминах локальных критериев разрушения – высоким сопротивлением отрыву (или микросколу) по отношению к значению предела текучести.

Определение критической температуры вязко-хрупкого перехода, ниже которой использование конструкции из данного материала опасно из-за возможности хрупких разрушений, длительное время базировалось исключительно на эмпирических методиках и критериях, основанных на опыте эксплуатации конструкций-прототипов. С развитием аппарата механики разрушения, физических методов исследований процессов разрушения и технологий компьютерного моделирования появилась возможность теоретически обосновывать выбор той или иной методики испытаний и критерия качества (хотя эта работа оказывается гораздо сложнее, чем представляется на первый взгляд). Проблема установления связи температуры торможения разрушения и критических температур, определяемых различными методами, с толщиной образца и характеристиками материала анализируется во втором разделе настоящей главы с использованием численного моделирования нестабильного распространения трещины методом конечных

элементов в трёхмерной постановке при задании локальных критериев хрупкого и вязкого разрушения.

## 6.1 Проблемы, возникающие при определении критических температур для сталей, производимых по современным технологиям

### 6.1.1 Испытания по методике NDT

При испытаниях сталей ТМО трещина в образце обычно распространяется не в плоскости надреза, перпендикулярной поверхности проката, а зигзагообразно (рис. 6.1,а). Стали ТМО отличаются неоднородностью структуры в направлении толщины, которая приводит к расщеплениям при разрушении, которые обычно параллельны прокатной поверхности, и могут остановить трещину, распространяющуюся от поверхности, что способно привести к ошибке в опасную сторону при оценке температурного диапазона применимости стали. Ещё в 1950х годах материалы, расщепляющиеся при разрушении, были известны, и такое их поведение считалось преимуществом. Однако при этом снижается энергия разрушения, и возможно нежелательное изменение его направления.

Критическая температура NDT может оказаться неконсервативной для стали большой толщины, так как при стандартном расположении образцов трещина стартует от поверхности (рисунок 6.1,б), а металл в средней части по толщине проката не проверяется. Исследования, выполненные с участием автора [5], показали, что величина NDT, полученная на образцах, вырезанных в положениях 2 и 3 (рис. 6.1,в) может оказаться намного выше, чем показанная стандартными образцами, вырезанными в положении 1, см. таблицу 6.1.

**Таблица 6.1 — Результаты испытаний NDT на образцах, вырезанных в различных положениях**

Марка материала, толщина, термообработка	Температура NDT на стандартных образцах (положение 1), °С	Температура NDT на образцах по толщине, °С
F500W, 80 мм, ТМО	-95	-55 (положение 2, край) -45 (положение 3, середина)
Опытный прокат с пределом текучести до 1200 МПа, 50 мм, 3+О	-180	-165 (положение 3, середина)
F460W, 60 мм, ТМО (из него изготовлены крупногабаритные образцы, описанные в главе 3)	-70	-45 (положение 3, середина)
F500W, 70 мм, 3+О	-65	-55 (положение 3, середина)

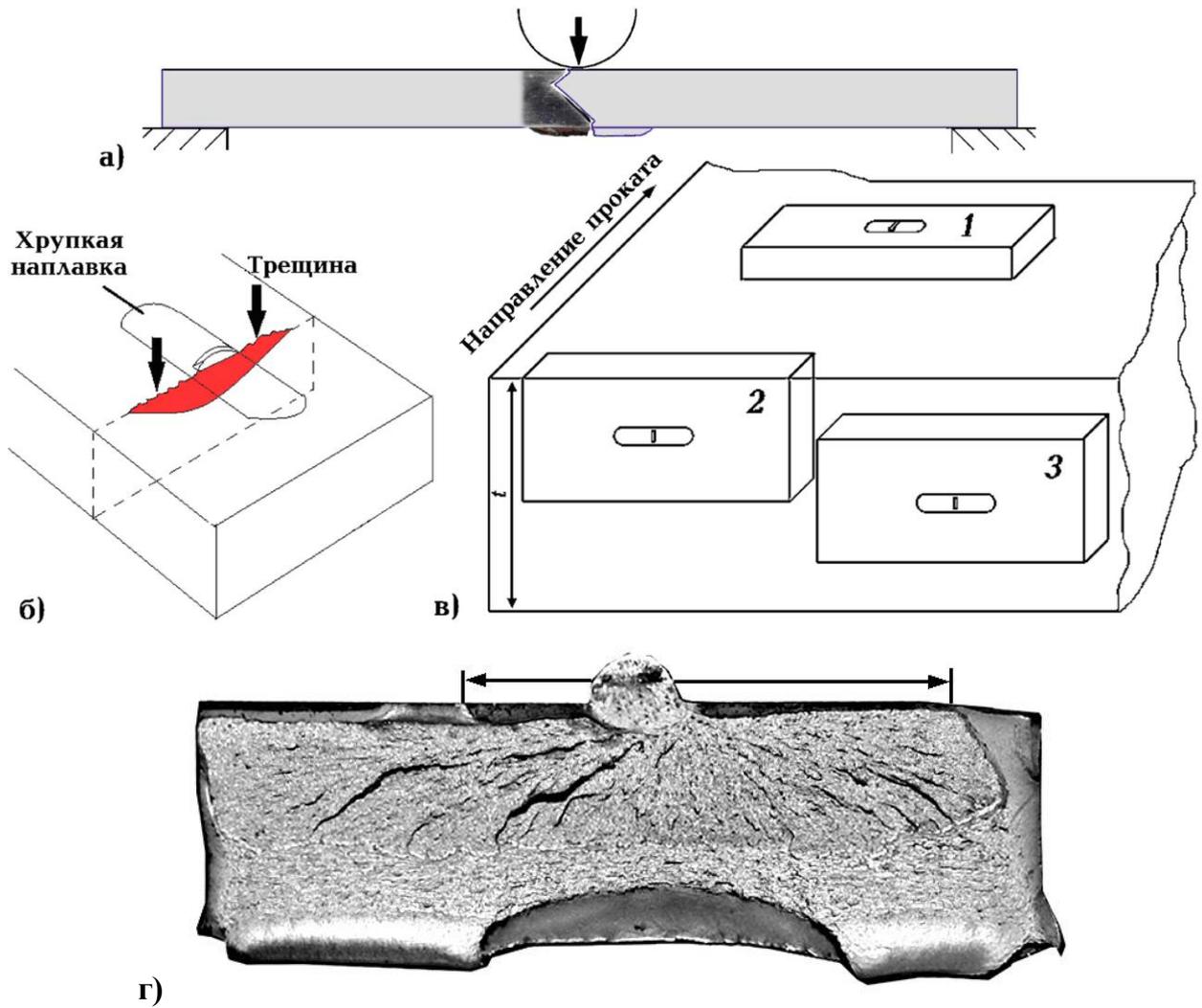


Рисунок 6.1 — Неточности при определении NDT:  
 а — путь трещины в стали ТМО,  
 б — стандартная ориентация образцов NDT и предполагаемая форма трещины,  
 в — альтернативная ориентация образцов в толстолистовой стали,  
 г — подповерхностное распространение трещины в стали после закалки с прокатного нагрева и отпуска.

Из данных таблицы 6.1 следует, что для сталей, изготовленных по технологии термического улучшения, разница температур NDT, полученных для различных положений образцов, не превысила  $15^{\circ}\text{C}$ , тогда как для сталей ТМО достигла  $50^{\circ}\text{C}$  (например, можно предложить аппроксимацию величины запаса на температуру вязко-хрупкого перехода, определяемую на стандартных образцах:  $\Delta T = 16 \cdot (S - 50)^{1/3} \text{ }^{\circ}\text{C}$ ). В связи с этим для проката толщиной 50 мм и выше предложен арбитражный вид испытаний NDT с расположением образцов по толщине проката, что обеспечивает то же направление распространения разрушения, что и в крупномасштабных образцах на температуру торможения трещины, а также  $T_{\text{КБ}}$  и трещиностойкость.

На рисунке 6.1,з показана поверхность разрушения образца NDT, изготовленного из стали после закалки с прокатного нагрева и отпуска. Образец был доломан статическим трёхточечным изгибом после испытания ударным нагружением. Длины трещины, которые были видны на поверхности после испытания, показаны стрелками. Таким образом, возможна ещё одна ошибка в опасную сторону: образцы могут выглядеть не разрушенными.

Причина этого явления была изучена с участием автора [91]. Фрактографический анализ показал, что в зоне распространения трещины по хрупкому механизму в стали после закалки с прокатного нагрева и отпуска характерно наличие значительно меньшей доли вязкого зернограницного разрушения (ВЗГ) по сравнению с металлом после закалки с печного нагрева и отпуска. ВЗГ-разрушение является тормозом распространения хрупкой трещины в глубину образца. Напротив, после закалки с прокатного нагрева с отпуском трещины в образцах NDT стремятся распространяться по телу образца, а на поверхности образуются губы среза, как показано на рис. 6.1,з.

Чтобы избежать ошибки в опасную сторону, образцы NDT, показавшие сомнительные результаты, следует доламывать для анализа изломов. При необходимости может быть использовано термическое окрашивание перед доломом.

### 6.1.2 Испытания по методике $T_{KB}$

Методы испытаний по определению критических температур вязко-хрупкого перехода были разработаны применительно к углеродистым и низколегированным сталям с феррито-перлитной структурой, в отличие от современных сталей с мелкозернистой структурой бейнитного типа. Основной проблемой для методик испытаний, где требуется анализ вида излома, является корректная оценка различных областей как волокнистых (разрушение сдвигом) или хрупких (кристаллических, разрушение отрывом). На рис. 6.2 представлены наблюдаемые типы разрушения образцов проката различных сталей, на рис. 6.3 — примеры их появления в реальных изломах. Типы разрушения *IV*, *VII* и *VIII* характерны для сталей ТМО. Обычно наблюдается комбинация типов разрушения, в любом случае измеряют общую площадь кристаллических пятен и вычисляют процент волокнистой составляющей по следующей формуле:

$$B = (F - F_{xp})/F \times 100\%, \quad (6.1)$$

где  $F = t \times (W - a)$  — площадь нетто-сечения перед испытанием,  $F_{xp}$  — общая площадь кристаллической составляющей в изломе.

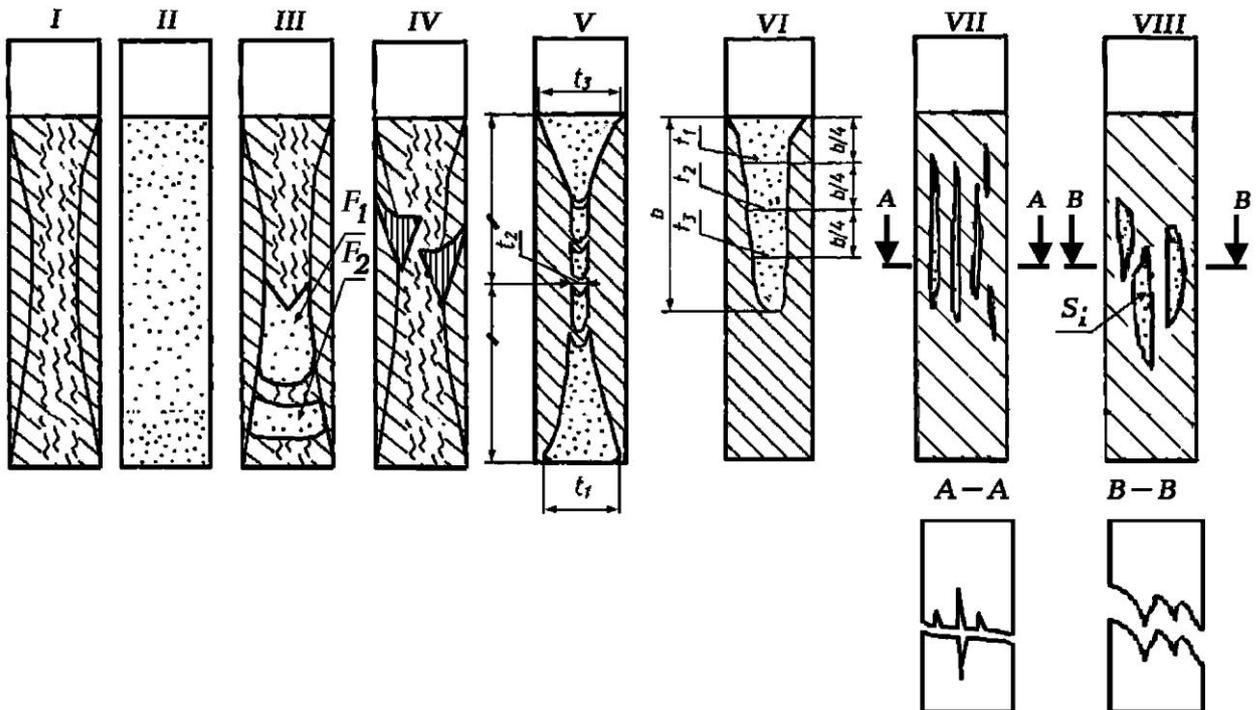


Рисунок 6.2 — Типы разрушения образцов  $T_{KB}$  и DWTT. Графическое представление

Типы разрушения можно описать следующим образом:

*I* — Вязкое разрушение, матовая поверхность.  $F_{xp} = 0$ ,  $B = 100\%$ .

*II* — Разрушение отрывом,  $F_{xp} = F$ ,  $B = 0\%$ . Губы среза, если имеются, не принимаются в расчёт, если их ширина менее 0.5 мм на сторону. Разрушение отрывом — это не синоним кристаллического типа разрушения.

*III* — Отдельные пятна кристалла.  $F_{xp} = \sum F_i$ .

*IV* — Разрушение в виде стрелок. Его оценка может потребовать проведения фрактографического анализа. Если таковой не проводился, следует относить данную область к кристаллической составляющей только в случае, когда «стрелка» находится в средней по толщине части излома, вне губ среза, подробнее см. в пункте 6.1.3.

*V* — Чередующееся разрушение,  $F_{xp} = F \times ((t_1 + t_3)/2 + t_2)/(2t)$ ,  $t$  измеряют до испытания. Волокнистые перемычки не принимают в расчёт, если полоса кристалла занимает всю высоту нетто-сечения ( $W-a$ ), иначе такое разрушение относят к типу *III*.

*VI* — Язык кристалла,  $F_{xp} = (t_1 + t_2 + t_3)b/3$ , где  $b$  — длина языка.

*VII* — Расщепления, параллельные исходной поверхности металла, которые появляются в процессе испытания (отлично от расслоений) на поверхностях разрушения с одной или обеих сторон образца,  $F_{xp} = 0$ ,  $B = 100\%$ . Расщепления высотой более  $0.5(W-a)$  могут быть соотнесены с наличием проблем технологии производства проката. Данный тип локального разрушения связан с особенностями структурного состояния сталей ТМО — наличием структурной неоднородности по

толщине листового проката с пониженным сопротивлением отрыву в Z-направлении (рис. 6.4), где при испытаниях на трёхточечный изгиб возникает высокий уровень напряжений.

VIII — Площадь кристаллических пятен, расположенных под различными углами к поверхности надреза, учитывают в проекции на эту плоскость.

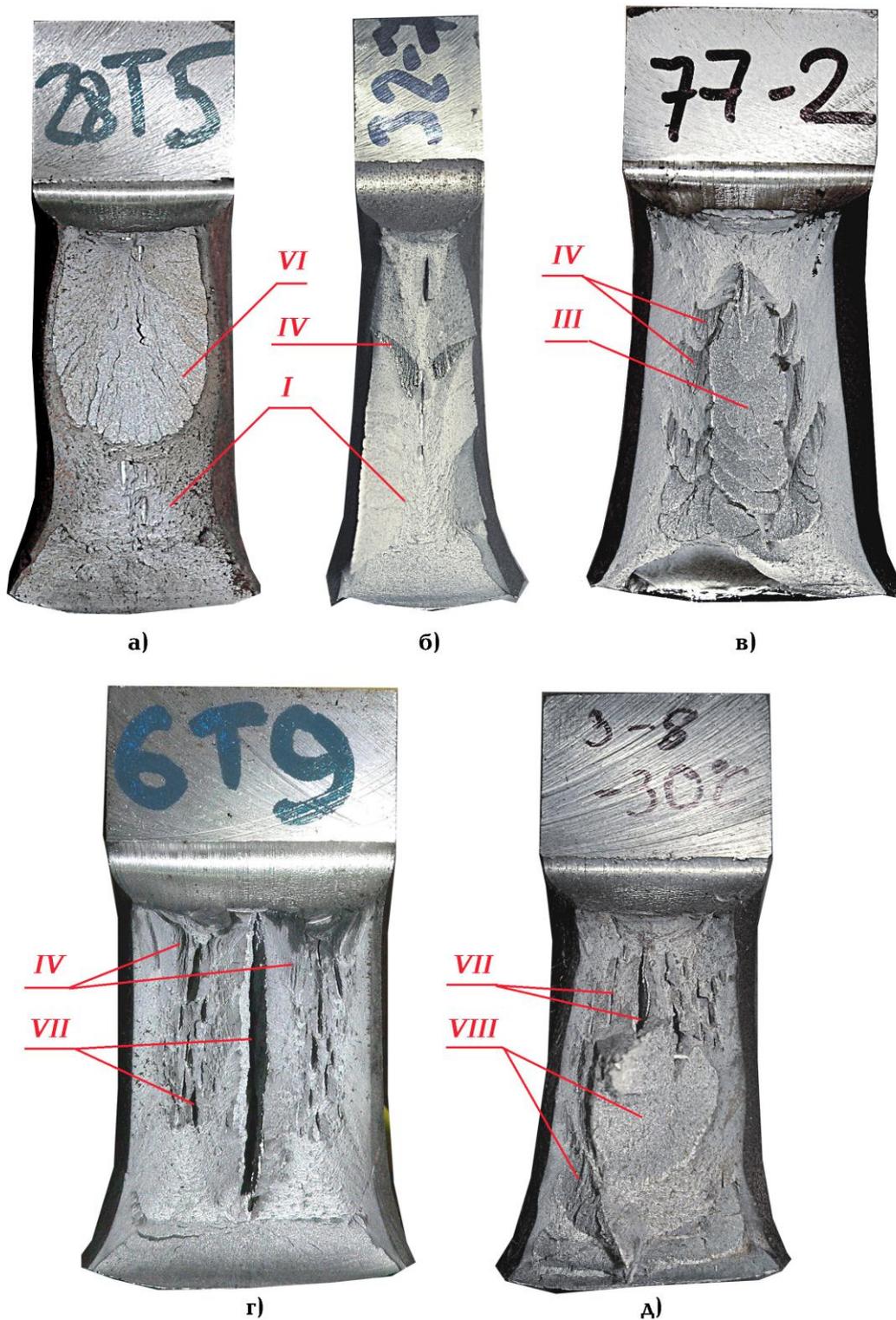


Рисунок 6.3 — Типы разрушения образцов для определения температуры вязко-хрупкого перехода  $T_{\text{КВ}}$ , реальные изломы судостроительных сталей. Аналогичные особенности разрушения наблюдаются в изломах образцов DWTT.

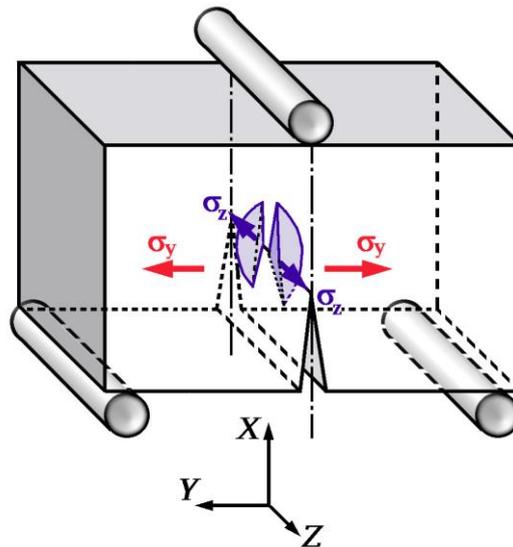


Рисунок 6.4 — Распространение разрушения по механизму расщепления.

Необходимо исследовать обе половины образца, особенно для типов разрушения *VII* и *VIII*. Расщепления типа *VII*, параллельные поверхности проката, не учитывают, для типа *VIII* площадь кристаллических пятен учитывают в проекции на плоскость надреза. Данный подход основан на предположении о большей опасности разрушения типа *VIII*, исходящем из результатов испытаний на трещиностойкость, где разрушения типа *VII* приводят к скачкам (pop-in) на диаграммах деформирования с дальнейшим ростом нагрузки на стадии вязкого разрушения, а разрушения типа *VIII* означают потерю несущей способности образца.

Предложенные методы оценки наблюдаемых видов разрушения образцов современных хладостойких сталей позволяют корректно учесть наличие особенностей механизма разрушения современных судостроительных и трубных сталей. Данные предложения распространяются также на методику DWTT.

На основании накопленных статистических данных отмечено, что испытания по методике  $T_{KB}$  в большинстве случаев дают наиболее консервативную оценку хладостойкости металла листового проката, в этом отношении они удобны для исследовательских целей при разработке новых технологий производства судостроительных сталей и штрипса. Тем не менее, они не могут заменять другие виды испытаний при аттестации указанных материалов.

### 6.1.3 Испытания по методике DWTT. Перспективы использования для исследования вязкого разрушения

Определение критической температуры DWTT по визуальному контролю вида излома не представляло особых трудностей применительно к трубной продукции 60-х...80-х годов прошлого века, когда использовались, в основном, нормализованные стали относительно небольших толщин. Для этих ситуаций характерен резко

выраженный вязко-хрупкий переход, а участки кристаллического и волокнистого излома имеют чёткие границы, рис. 6.5.

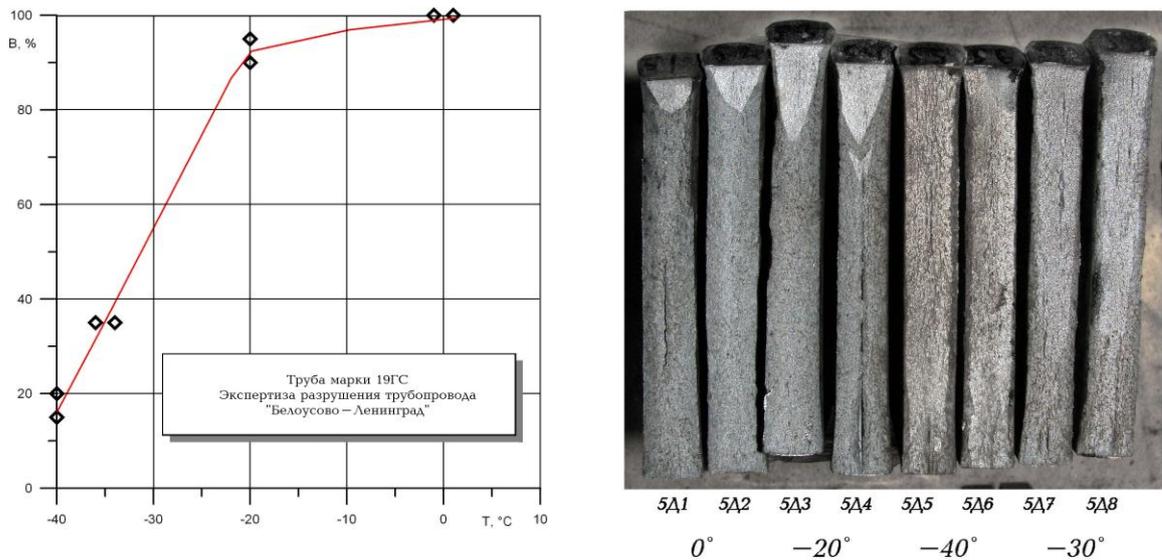


Рисунок 6.5 — Температурная кривая процента волокна и «классический» вид изломов нормализованной трубопроводной стали.

Стандартизован соответствующий вид испытаний [27, 133, 138], описанный в главе 1, критерием качества является количество волокнистой составляющей в изломах. В настоящее время для производства трубных сталей высоких категорий прочности (X70 или K60 и выше, с пределом текучести более 480 МПа) в толщинах более 14 мм, а также судостроительных сталей марок до F500 в толщине до 70 мм применяются процессы ТМО. Для этих сталей вязко-хрупкий переход оказывается «размытым», рис. 6.6, а морфология изломов характеризуется появлением особенностей разрушения, вызывающих разногласия в определении доли волокнистой составляющей. К настоящему времени при участии автора накоплен большой объём результатов фрактографических исследований изломов проб DWTT судостроительных сталей в толщинах до 40 мм, произведённых по процессу ТМО, и трубных сталей категорий прочности до X100.

На рис. 6.7 представлены характерные морфологические элементы таких изломов, практически всегда присутствующие на начальной стадии перехода от вязкого разрушения к хрупкому [127].

Одним из характерных элементов таких изломов является разрушение в виде «стрелок», как и для образцов  $T_{KB}$ . В европейском стандарте EN 10274 [169], впервые стандартизовавшем особенности разрушения сталей, производимых методами ТМО, предложено считать разрушение в виде «стрелки» хрупким. Однако металлографические исследования, представленные участниками рабочей группы по доработке ГОСТ 30456 [22], в том числе автора, показали, что такие «стрелки»

бывают двух типов — в центральной части излома по толщине (а) и на губах среза (б). Первые имеют участки квазискола (в), для вторых характерно вязкое транскристаллитное разрушение (з), но в обоих случаях присутствует вязкий срез или расщепление по межфазным границам (показано стрелкой на рисунке (в)).

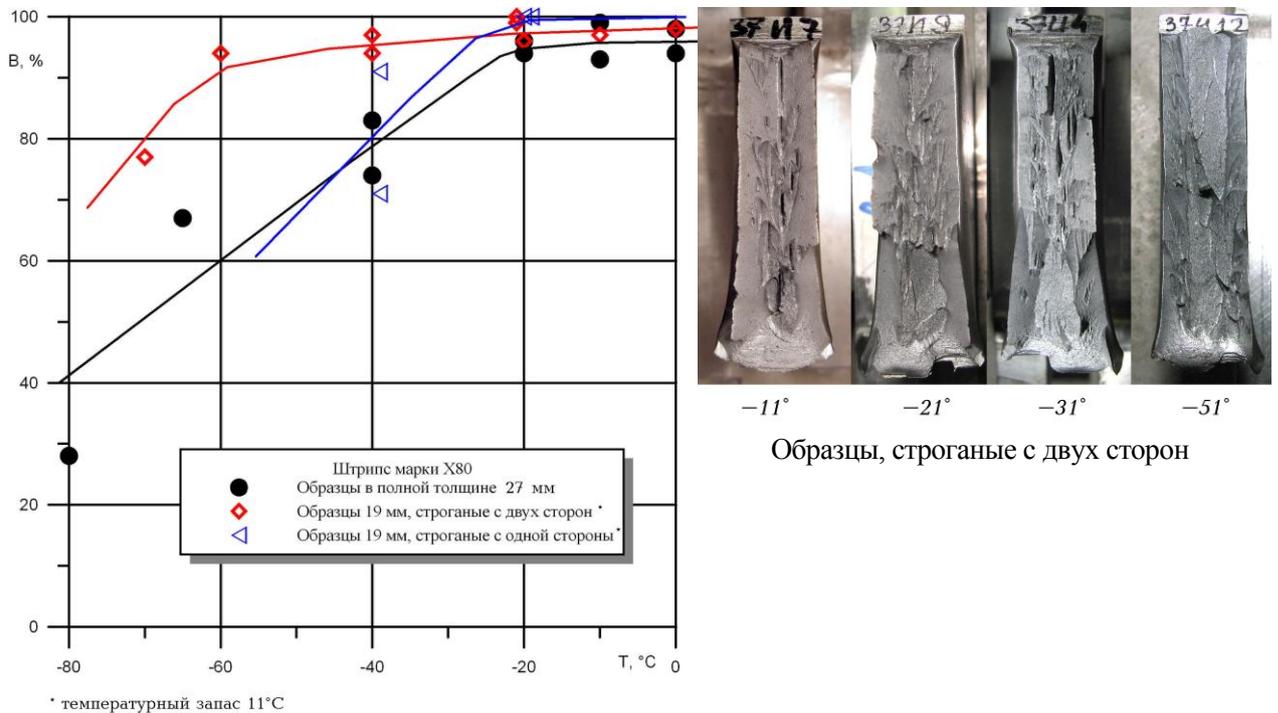


Рисунок 6.6 — Температурная кривая процента волокна и явление «обратного излома» трубопроводной стали ТМО

Для образцов DWTT характерен также так называемый «обратный излом» (рис. 6.7,д), учёт которого как кристаллической составляющей противоречит изначальной идее применения данной методики испытаний — хрупкому разрушению от надреза в образце, торможение которого и является предметом исследований [185]. При наличии «обратного излома» для сталей ТМО под надрезом излом вязкий, а с противоположной стороны имеется блестящая площадка, расположенная под углом к плоскости излома [177]. Такой излом образуется после значительной пластической деформации металла образца и при фрактографическом исследовании представляет собой участки квазискола с вязкими прослойками по межфазным границам, подобные представленным на рис. 6.7,в.

Таким образом, сложилась следующая ситуация: испытания падающим грузом DWTT в настоящее время по-прежнему являются сдаточными и общепринятыми в трубной промышленности, а также внесены в Правила Регистра [109, 111, 112] в качестве одной из методик контроля хладостойкости судостроительного проката и штрипса. Однако визуальная трактовка вида излома современных марок сталей согласно редакции ГОСТ 30456 1997 года [23] оказывается дискуссионной.

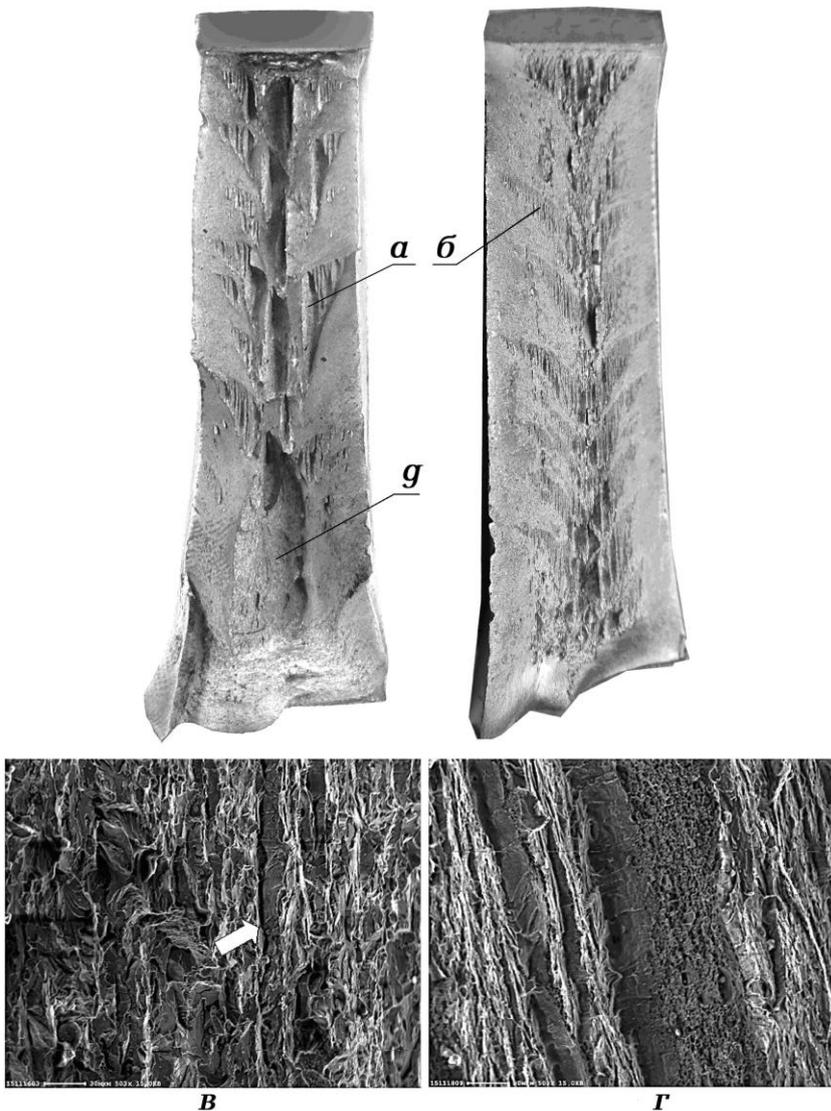


Рисунок 6.7 —  
 Особенности  
 поверхностей разрушения  
 для сталей ТМО:  
 а, в — «стрелки» в  
 центральной части излома  
 (квазискол с полосами  
 вязкого разрушения по  
 межфазным границам —  
 показано стрелкой на рис.  
 (в)),  
 б, г — «стрелки» на губах  
 среза (вязкое  
 транскристаллитное  
 разрушение с  
 расщеплениями по  
 границам зёрен),  
 д — «обратный излом».

Можно выделить следующие вопросы:

– отсутствует согласованное понимание, к какому типу разрушения относить при визуальном контроле блестящие пятна, которые при фрактографической оценке не имеют характера скола и микроскола, а также рельефные участки с чередующимися полосами, параллельными направлению распространения трещины;

– если хрупкое разрушение не стартует от надреза, то для его старта требуется внести значительную пластическую деформацию металла. При этом «классическое» хрупкое разрушение, захватывающее весь излом образца, происходит при температурах испытаний, существенно более низких, чем минимальная температура эксплуатации. Тогда возникает вопрос, является ли появление рельефа типа «стрелок» и «обратного излома» с площадью более 15% браковочным признаком;

– достичь 85% волокнистой составляющей (принятый уровень требований) в сталях ТМО оказывается крайне затруднительно, так как образование расщеплений и «стрелок» с элементами квазискола наблюдается еще на «верхнем шельфе» температурных зависимостей процента волокна в изломе. Ситуация усугубляется

современными требованиями заказчиков обеспечить уже не 85%, а 90% волокнистой составляющей в штрипсе (прокате для изготовления сварных труб), внося запас на потерю деформационной способности металла в процессе последующего изготовления из него трубы. Хотя ещё в 1979 году Эйбером и Макси [168] было показано, что при полномасштабных испытаниях труб, при скорости распространения трещины менее 450 м/с её торможение может быть достигнуто при температуре, соответствующей 40% волокнистой составляющей в изломах DWTT;

– отсутствуют какие-либо количественные оценки допустимых размеров и количества расщеплений в изломах.

С целью исключения большой деформации металла образцов в зоне контакта с бойком неоднократно предлагалось изменить конструкцию образца. Например, Б.Хванг и др. [182] предложили применять образцы с жёсткой вставкой шириной 3 и высотой 19 мм, вставляемой в пропил в образце со стороны, противоположной надрезу (рис. 6.8). Испытания таких образцов показали значительное изменение вида излома, однако «обратный излом», наблюдавшийся на образцах стандартной геометрии, полностью исключить не удалось. Кроме того, любое изменение конструкции образцов не позволяет использовать ранее накопленные данные и требует получения новых корреляций с поведением материала в конструкциях.

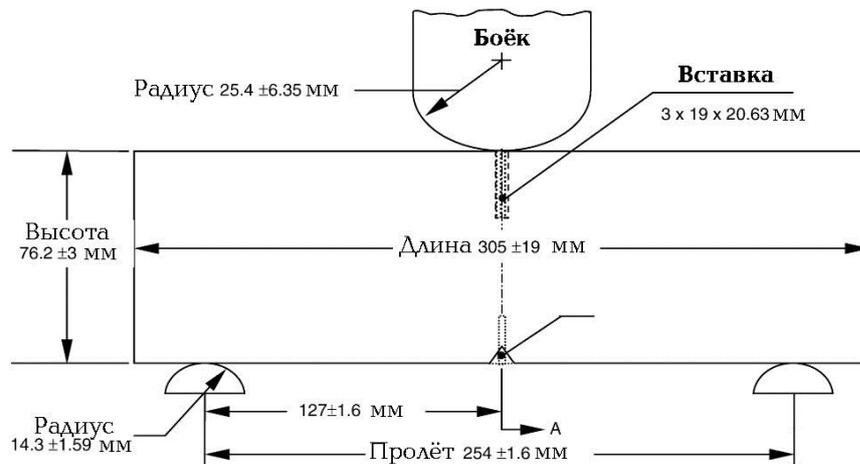


Рисунок 6.8 — Образец с жёсткой вставкой [182].

В связи с изложенным, понятно желание исследователей найти количественный критерий сопротивления разрушению, который можно получить при испытаниях DWTT. Учитывая это, в Правила Регистра [112] внесена формулировка: «кроме процента волокнистой составляющей целесообразно регистрировать работу, затрачиваемую на разрушение образца», и в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» были предприняты исследования по измерению этой величины, [203].

Наиболее простым является применение маятниковых копров, по аналогии с испытаниями на ударный изгиб, однако такие копры требуемой энергоёмкости (десятки тысяч джоулей) не производятся. Для испытаний DWTT применяют вертикальные копры. Например, серийные копры фирмы IMATEK имеют запасённую энергию до 100 кДж (рис. 6.9), и для измерения работы разрушения образца оснащаются средствами измерения усилия и перемещения.



Рисунок 6.9 – Современный копёр с энергией падающего груза 100 кДж и высокоскоростная оптическая измерительная система

К принципиальным техническим решениям следует отнести: а) размещение силоизмерителя на бойке, б) применение высокоточных магнитных датчиков перемещения груза, в) применение лазерной системы измерения скорости груза. Последнее решение реализовано на копре ZWICK/ROELL DWT 60, установленном в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», рис. 6.10. Методика измерений, проводимых с использованием программного обеспечения фирмы ZWICK «Универсальная программа испытаний – инструментированные ИПГ / маятники», описана в работе [203]. Инструментированные испытания позволяют с точностью до нескольких процентов определить работу разрушения, хотя сохраняются некоторые проблемы, связанные с колебательной природой взаимодействия бойка с образцом и определением момента окончания разрушения образца.

Часть работы разрушения образцов DWTT затрачивается на зарождение трещины из надреза, поэтому не должна учитываться в корреляционных соотношениях с параметрами механики разрушения. В литературе описаны случаи применения специальных образцов DWTT для оценки работы распространения и зарождения трещины. Обычно применяют предварительное статическое или циклическое нагружение образцов [175, 222] для старта трещины из надреза.

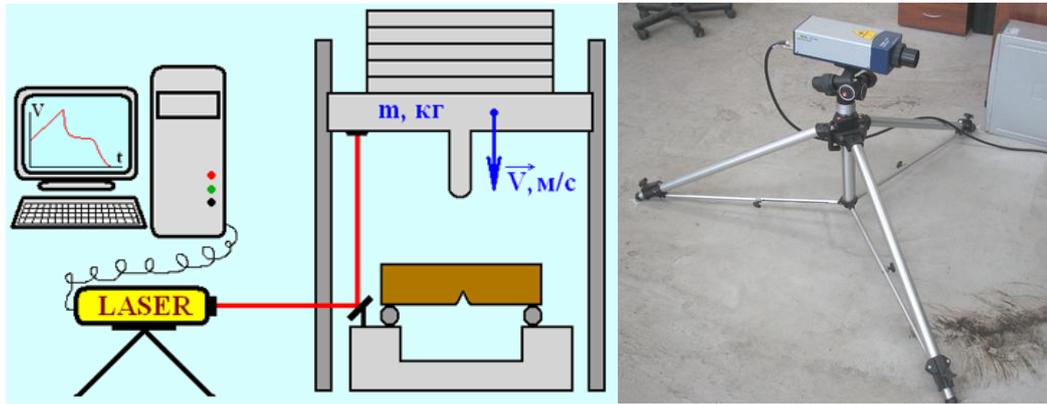


Рисунок 6.10 — Лазерная регистрирующая система, используемая на копре ZWICK/ROELL DWT 60.

В НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» для этого были проведены сравнительные испытания стандартных образцов DWTT и образцов с хрупкой наплавкой, идентичной наплавке образцов NDT [128], рис. 6.11. Испытывали полнотолщинные образцы из металла труб категории прочности K65 с толщиной стенки 27 мм. Чтобы исключить влияние пластической деформации при правке образцов на результаты испытаний, была выбрана схема правки «крыло чайки», описанная в главе 3. Испытания проводили в температурном диапазоне от 0 до  $-60^{\circ}\text{C}$ .

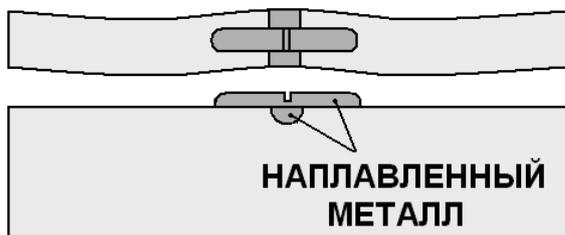


Рисунок 6.11 – Образец DWTT с хрупкой наплавкой и вид его излома

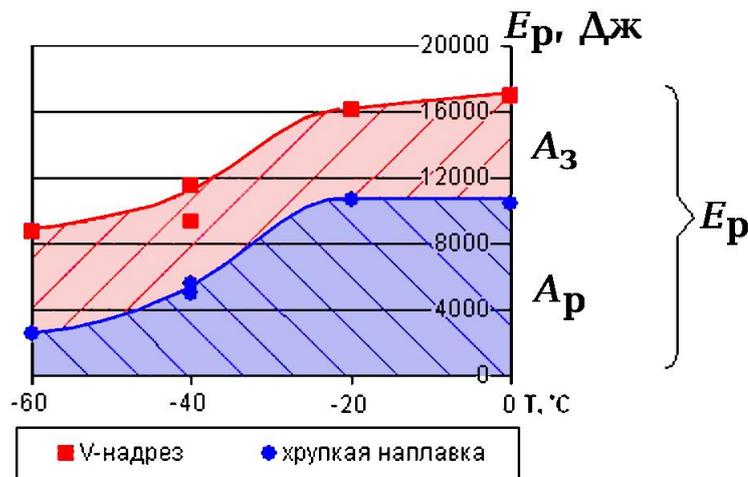


Рисунок 6.12 – Температурные зависимости энергии разрушения образцов с V-образным надрезом и с хрупкой наплавкой.  $A_3$  – работа зарождения,  $A_p$  – работа распространения трещины.

На рис. 6.12 представлены температурные зависимости работы разрушения стандартных образцов и с хрупкой наплавкой. Получено, что работа зарождения трещины от стандартного прессованного надреза в широком температурном диапазоне приблизительно постоянна и для образцов толщиной 27 мм составляет ~5 кДж. По-видимому, данная величина начинает зависеть от температуры только на нижнем шельфе, при хрупком разрушении образцов.

Специалистами Nippon Steel и Sumitomo, Япония [209] предложен подход к оценке вязкого разрушения высокопрочных сталей на основе сравнения результатов полигонных испытаний труб, DWTT и KV на образцах Шарпи, и численных методов расчёта. В рамках данного подхода рассматривается скорость распространения магистрального вязкого разрушения  $v_c$ . При этом полигонными испытаниями доказано, что снижение  $v_c$  до величин порядка 100-150 м/с обеспечивает торможение магистрального разрушения в пределах одной трубы. Корреляция

$$E_p = 3.29t^{1.5}KV^{0.544} \quad (6.1)$$

может быть использована как для оценки работы разрушения образцов DWTT, так и для определения работы удара. Например, при толщине 27 мм полученные экспериментально значения  $E_p$  порядка 16000 Дж по данной формуле соответствуют  $KV = 677$  Дж, что нереально. Это очевидно показывает, что формула имеет ограниченное применение.

С другой стороны, невозможность достичь столь высоких показателей работы удара означает, что торможение магистрального разрушения в газопроводах из высокопрочной стали не обеспечивается. Зарубежные фирмы предлагают использовать муфты-арресторы из композитных материалов, которые устанавливают на трубопровод на некотором расстоянии друг от друга. Арресторы не дают трубе раскрываться при прохождении трещины и тем самым тормозят последнюю [66].

Более обоснованным выглядит подход, основанный на механике разрушения, где предлагается определять параметр СТОА – критический угол раскрытия вершины трещины, характеризующий способность материала к совершению работы пластического деформирования при разрушении. Этот параметр рассматривается как трещиноподвижная сила при вязком разрушении на его установившейся стадии [216], коррелирующий со скоростью распространения разрушения. Для обеспечения торможения магистрального разрушения скорость движения трещины в металле должна быть меньше, чем скорость декомпрессии газа в трубе (фактически тот же тезис лежит в методе «двух кривых» Battele, [114]).

К настоящему времени достаточно много работ выполнено по изучению этой характеристики при её определении в условиях квазистатического нагружения, например, в РОСНИТИ, г. Челябинск. Такие исследования выполнялись и в НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» [14]. Получено, что существенное влияние на величину СТОА оказывает наличие расщеплений в изломе – с увеличением суммарной протяженности расщеплений СТОА падает. Согласно [237], величина СТОА может быть связана с параметром  $W_{pl}$  формулой

$$(\text{СТОА})_c [^\circ] = \frac{180}{\pi} (2571) \frac{W_{pl}}{\sigma_{0d}}, \quad (6.2)$$

где  $\sigma_{0d} = 0.65 (\sigma_Y + \sigma_U)$  [МПа] – аналог  $\sigma_{flow}$  при динамическом нагружении,

$W_{pl}$  – работа пластического деформирования на губах среза [Дж/мм<sup>3</sup>], согласно [180] определяемая из соотношения

$$E_p = t(W-a)A_n, \quad A_n = R_c + W_{pl}(W-a), \quad (6.3)$$

где  $E_p$  – работа разрушения образца DWTT,  $W$  – ширина образца,  $a$  – глубина надреза,  $A_n$  – удельная работа разрушения,  $R_c$  [Дж/мм<sup>2</sup>] – работа образования новых поверхностей.

Для определения  $W_{pl}$  в [180] предложено испытывать образцы DWTT разной высоты; тогда  $W_{pl}$  представляет собой угол наклона прямой в координатах: « $(W-a)$  [мм] –  $E_p/(t(W-a))$  [Дж/мм<sup>2</sup>]», как это показано в качестве примера на рис. 6.13. Интересно, что О’Донахью и др. [216] указывают, что результаты испытаний на ударный изгиб образцов Шарпи могут ложиться на ту же линию для определения  $W_{pl}$ .

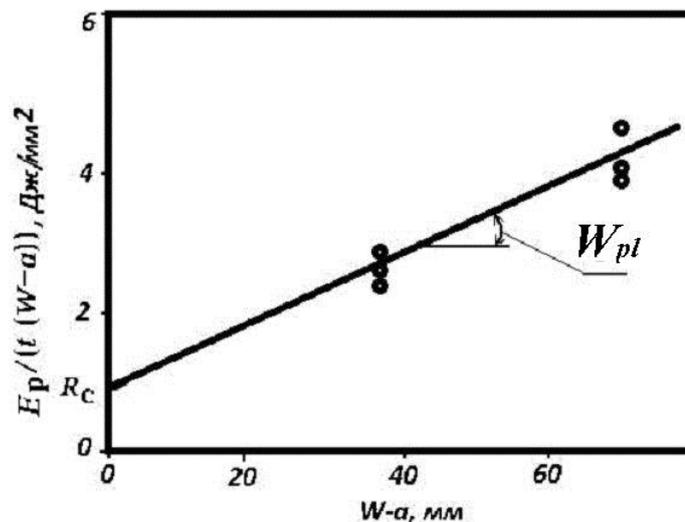


Рисунок 6.13 — Определение  $W_{pl}$  с помощью образцов DWTT с разной высотой нетто-сечения ( $W-a$ ) = 38 и 66 мм.

Согласно «концепции СТОА» условие торможения вязкого разрушения в трубе газопровода формулируется в виде

$$(\text{СТОА})_c \geq (\text{СТОА})_{\max}, \quad (6.4)$$

где  $(\text{СТОА})_c$  – критическое значение угла раскрытия трещины,  $(\text{СТОА})_{\max}$  — наибольшая трещинодвижущая сила. На основе серии модельных расчётов разрушения газопроводов в работе [216] получено следующее аппроксимирующее соотношение:

$$(\text{СТОА})_{\max} = 106 \cdot \left( \frac{PD}{2tE} \right)^{0.753} \left( \frac{PD}{2t\sigma_{flow}} \right)^{0.778} \left( \frac{D}{t} \right)^{0.65} [^\circ]. \quad (6.5)$$

Раскрывая скобки, учитывая погрешность аппроксимации 8% [216], получим

$$(\text{СТОА})_{\max} = 39.6 \cdot \frac{P^{1.531}}{\sigma_{flow}^{0.778} E^{0.753}} \left( \frac{D}{t} \right)^{2.181} [^\circ]. \quad (6.6)$$

Для нашего примера ( $P = 12$  МПа,  $D = 1020$  мм,  $t = 27$  мм,  $\sigma_{flow} = 670$  МПа) получается  $(\text{СТОА})_{\max} = 3.2^\circ$ . Данная оценка выглядит несостоятельной, так как даже для сталей, обладающих величиной СТОА порядка  $15^\circ$ , наблюдаются магистральные разрушения.

Более точным способом исключения из рассмотрения работы образования трещины является использование описанных выше образцов с хрупкой наплавкой. Связь работы распространения трещины  $A_p$ , указанной на рис. 6.12, с СТОА может быть установлена исходя из принципа постоянства коэффициента поворота  $r^*$  при росте трещины, как при квазистатических испытаниях, — отношения расстояния от вершины трещины до предполагаемого центра поворота сечений образца, параллельных плоскости трещины, к текущему размеру нетто-высоты образца ( $W - a$ ), где  $a$  в данном случае – длина трещины. Согласно данным работы [237], величина СТОА может быть определена по диаграмме «нагрузка – перемещение по линии нагружения», считая максимум нагрузки моментом старта трещины, как

$$(\text{СТОА})_c = \frac{8 \cdot r^*}{\xi} \cdot \frac{180}{\pi}. \quad (6.7)$$

где  $\xi$  – тангенс угла наклона спадающего участка диаграммы нагружения.

Принимая согласно данным работы [14]  $r^* = 0.52$ , можно получить формулу, аналогичную (6.2), в которой роль величины  $W_{pl}$  имеет отношение  $A_p / [(W - a_0)^2 t]$ :

$$\text{СТОА} [^\circ] = \frac{180^0}{\pi} \cdot \frac{3.08 \cdot 10^3 \cdot A_p}{(W - a_0)^2 t \cdot \sigma_Y}, [\text{Дж, мм, МПа}]. \quad (6.8)$$

Согласно (6.8), работе распространения разрушения  $A_p = 10000$  Дж в нашем примере соответствует  $\text{СТОА} = 22^\circ$ , что примерно равно величине, наблюдаемой на поверхности образцов на трещиностойкость, показывающих вязкое разрушение при

комнатной температуре [14]. В целом можно заключить, что корреляция (6.8), связывающая СТОА с результатами испытаний DWTT образцов с хрупкой наплавкой, выглядит приемлемой [127]. Явными преимуществами динамических испытаний по сравнению с испытаниями на статическую трещиностойкость являются меньшая трудоёмкость, особенно при низких температурах испытаний, и большая близость к условиям деформирования металла в вершине быстро распространяющейся трещины. Однако остаются два проблемных момента:

1. Минимально допускаемое критическое значение  $(СТОА)_c$  до настоящего времени является предметом обсуждения. В работе [146] в результате численных экспериментов получено, что давление остановки трещины в трубопроводе  $P_{arrest}$  значительно возрастает при росте СТОА, меньшем  $10^\circ$ , и гораздо менее возрастает при дальнейшем увеличении СТОА. По мнению авторов [146], приемлемое значение  $(СТОА)_c$  должно составлять  $15-20^\circ$ .

2. Работа разрушения образцов DWTT не определяется с должной точностью.

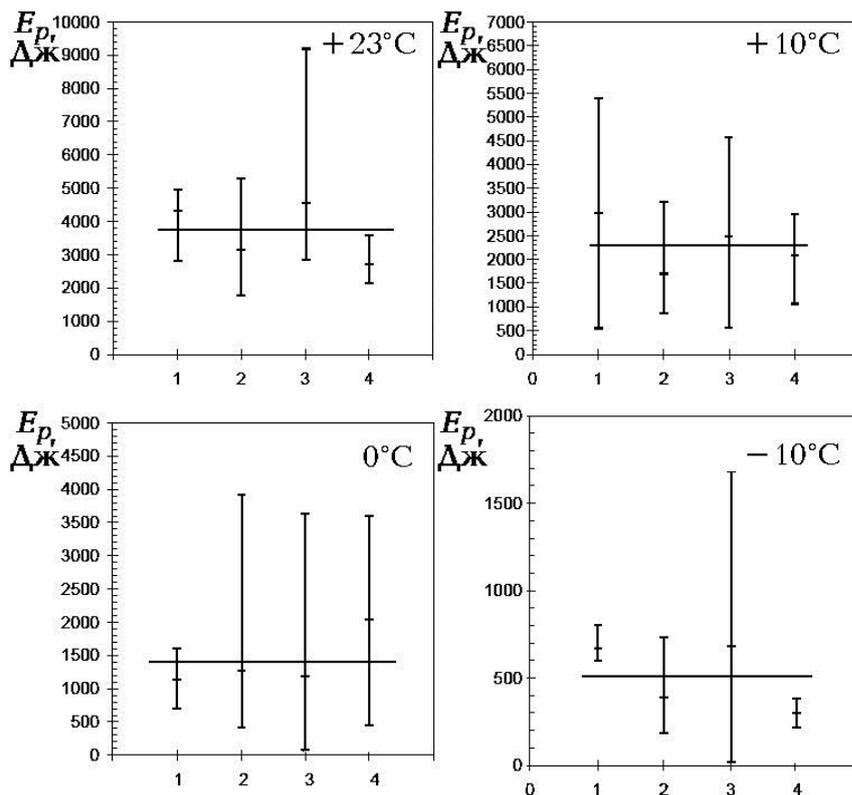


Рисунок 6.14 —  
Результаты  
сравнительных  
испытаний в  
лабораториях EPRG  
[230].  
По абсциссе показаны 4  
лаборатории,  
оснащённые:  
1 – маятниковым  
копром мощностью  
9 кДж,  
2-4 – копрами с  
падающим грузом с  
максимальной энергией  
50, 16 и 11 кДж,  
соответственно.

Н.Торвела и др. [230] организовали сравнительные испытания образцов DWTT (по 5 образцов в каждой серии, испытываемой при одной температуре) из трубы с толщиной стенки 10 мм в нескольких лабораториях. Использовали маятниковый копёр с энергией 9 кДж и копры с падающим грузом с различной максимальной энергией удара. На рис. 6.14 показаны результаты, которые позволяют сделать вывод, что при температурах вязко-хрупкого перехода наблюдается **десятикратный** разброс

значений работы разрушения, а при комнатной температуре, предположительно соответствующей «верхнему шельфу», двукратный разброс работы разрушения.

Дальнейшие исследования в части критериев вязкого разрушения выходят за рамки настоящей работы.

## 6.2 Критическая температура вязко-хрупкого перехода с позиции механики разрушения

При соблюдении критериев корректности линейной механики разрушения (что может считаться приемлемым для конструкций при низких температурах эксплуатации), условие торможения трещины отрыва формулируется в виде

$$K_I < K_{Ia}, \quad (6.9)$$

где  $K_I$  – значение коэффициента интенсивности напряжений для возможной в конструкции трещины;  $K_{Ia}$  – характеристика материала – критическое значение коэффициента интенсивности напряжений при торможении трещины нормального отрыва [ $\text{МПа}\sqrt{\text{м}}$ ], приписываемое обычно выполнению условий плоской деформации. Методика определения величины  $K_{Ia}$  описана, например, в стандарте [139]. В рамках такого подхода понятие температуры торможения трещины, казалось бы, не должно иметь смысла, поскольку такая температура, соответствующая определённой величине  $K_{Ia}$  для рассматриваемого материала, должна зависеть от уровня действующих напряжений и размера трещины.

Эффект торможения трещины связывают со скачкообразным возрастанием разрушающих напряжений, что требует анализа, учитывающего наличие смешанного типа деформирования на фронте трещины (плоская деформация, ПД/плоское напряжённое состояние, ПНС), что подтверждается известным фактом резкого возрастания  $T_{хр}$  с увеличением толщины образца  $t$  при одновременном сглаживании скачка перехода по мере приближения к условию ПД. Соотношение волокнистой составляющей в изломе проб натурной толщины с величиной  $K_{Ia}$  также невозможно без учёта смешанного типа деформирования и фактора толщины.

В работе [38] представлены результаты моделирования МКЭ процесса разрушения в образцах-пластинах при номинально упругом нагружении в присутствии исходной трещины. Целью анализа являлось определение связи принятых критериев хрупкого и вязкого разрушения и толщины пластины с возможностью распространения трещины после её старта и видом излома.

Численные исследования выполнялись применительно к низколегированной стали с пределом текучести 400 и 600 МПа, со степенной аппроксимацией диаграммы

деформирования за пределами упругого нагружения (за рубежом известной как уравнение Рамберга-Осгуда), из расчёта  $\sigma_Y/\sigma_U = 0.85$ , что для  $\sigma_Y = 600$  МПа даёт

$$\sigma = \sigma_Y \left( \frac{E\varepsilon}{\sigma_Y} \right)^{0.06}. \quad (6.9)$$

Нагружение осуществлялось поэтапным заданием перемещений в направлении, перпендикулярном плоскости трещины. Продвижение трещины моделировалось раскреплением узлов сетки, принадлежащих элементам, для которых выполнялся тот или иной критерий разрушения. Ключевым моментом при моделировании распространения трещины является выбор критерия разрушения. Точное воспроизведение локальных критериев разрушения требует чрезвычайно подробной сеточной аппроксимации для отображения физической и геометрической нелинейности задачи и нарушения симметрии задачи при моделировании губ среза у поверхностей образца. Из-за этих сложностей известные по литературе результаты ограничены рассмотрением старта трещины, но не её распространения. Поэтому были приняты следующие упрощенные условия разрушения:

1. Разрушение считается хрупким, если в объёме элемента **фиксированного размера** максимальные главные напряжения  $\sigma_1$  превосходят величину  $\chi\sigma_Y$ , где  $\chi$  – задаваемый коэффициент объёмности. Величина  $\sigma_1$  нормальна плоскости трещины. Исходя из известных данных по распределению напряжений в вершине трещины, с возрастанием КИН растёт зона, где достигается заданное условие. Следовательно, заданием пары чисел – размера элемента равномерной сеточной аппроксимации и значения  $\chi$  постулируется, что хрупкое разрушение воспроизводится в вершине трещины при определенном значении КИН.

Ближайший к вершине трещины элемент сетки осредняет напряжения на своём размере. Поэтому уменьшение размера элемента приводит к тому, что критерий хрупкого разрушения будет выполнен при меньших нагрузках, так как эти средние напряжения растут, приближаясь к бесконечности при стягивании элемента к нулю. В то же время величина КИН является сеточным инвариантом.

Калибровка задачи была выполнена моделированием условий ММТ. Применяемые при моделировании локальные условия хрупкого разрушения связывались с определённой трещиностойкостью материала. При моделировании условий ММТ в вершине трещины было, например, показано, что выполнение в объёме  $0.5 \times 0.5 \times 0.5$  мм критерия  $\sigma_1 \geq 2.4 \sigma_Y$  при  $\sigma_Y = 600$  МПа соответствует критическому значению  $K_{Ia} \approx 79$  МПа·м<sup>1/2</sup>, а критерия  $\sigma_1 \geq 2.7 \sigma_Y$  —  $K_{Ia} \approx 111$  МПа·м<sup>1/2</sup>.

2. Разрушение считается вязким, если в каком-либо элементе достигается критическая интенсивность деформации  $\varepsilon_{cr}$ . Раскрепление узлов сетки производится в плоскости трещины, чтобы не нарушать симметрию задачи.

Первый вариант численного эксперимента МКЭ проводился поэтапным нагружением образца-пластины до нагрузки, соответствующей выполнению условия хрупкого разрушения, после чего дальнейшее нагружение прекращалось и выполнялось поэтапное раскрепление узлов либо до итерации, после которой фронт хрупкого разрушения не изменялся (трещина «тормозилась»), либо проходил всю исследуемую зону (трещина «распространялась»). Во всех рассмотренных случаях наблюдался эффект туннелирования трещины отрыва (рис. 6.15). При этом критерий вязкого разрушения либо не выполнялся, либо выполнялся в приповерхностных элементах с большим отставанием от фронта хрупкого разрушения. Представленные результаты моделируют распространение трещины после её старта в нестабильном режиме, так как раскрепление узлов сетки КЭ осуществлялось без дальнейшего приращения перемещений точек приложения нагрузки.

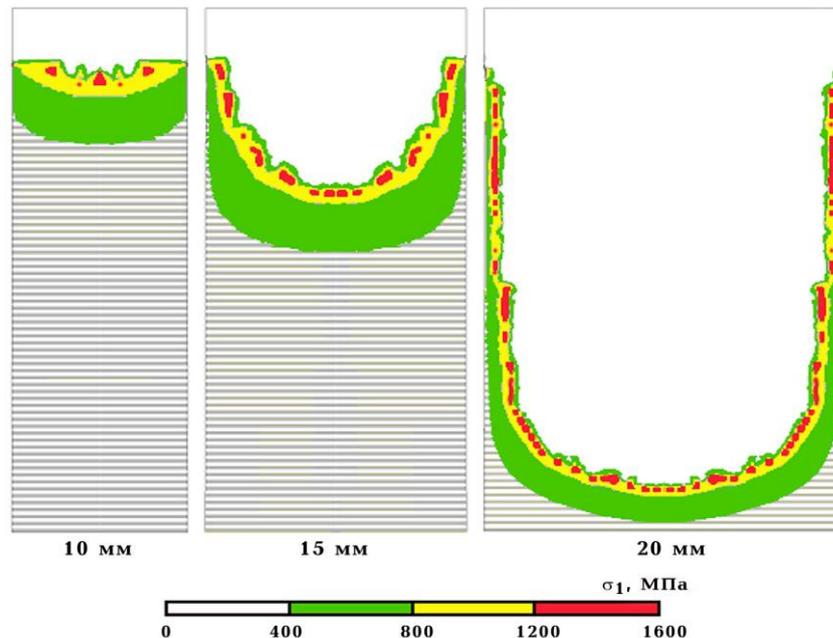


Рисунок 6.15 — Результаты моделирования продвижения трещины: торможение хрупкого разрушения для толщины 10 и 15 мм и распространение для толщины 20 мм (справа). Горизонтальной штриховкой выделена зона нераспространения трещины.

В реальном образце или конструкционном элементе величина параметра нагрузки  $K_I$  при продвижении трещины может возрастать. В общем виде условие распространения трещины (в пределах корректности описания НДС в её вершине параметром  $K_I$ ) должно формулироваться в виде

$$\partial K_I / \partial(\Delta a) \geq dK_a(\Delta a) / d(\Delta a), \quad (6.10)$$

где  $\partial K_1 / \partial(\Delta a)$  – характеристика условий нагружения,

$\Delta a$  – приращение длины трещины,

$K_a(\Delta a)$  – функция, характеризующая свойства материала в данной толщине и определяемая набором заданных условий локального разрушения (то есть стартовым значением  $K_{Ia}$  и величиной  $\varepsilon_{cr}$ ) и значением  $t$ .

При вязком механизме разрушения на всём фронте трещины эти зависимости хорошо известны, и их экспериментальное определение описывается в современных стандартах по определению трещиностойкости [141]. При доминировании хрупкого механизма разрушения и смешанном типе деформирования ПД/ПНС анализ таких зависимостей, соответствующих распространению трещины скачками при монотонном возрастании нагрузки, в литературе отсутствует.

Для определения зависимостей  $K_a(\Delta a)$  при заданных локальных условиях разрушения второй вариант численного эксперимента МКЭ проводился пошаговым увеличением перемещений точек приложения нагрузки (нагружением) до достижения условия хрупкого разрушения хотя бы в одном элементе по фронту трещины, затем поэтапно раскреплялись узлы «разрушенных» элементов до прекращения продвижения трещины, после чего выполнялось последующее увеличение перемещений, и т.д. В результате можно вычислить зависимость приложенных брутто-напряжений  $\sigma$  от максимального подраста трещины на участке туннелирования  $\Delta a$  и вычислить  $K_a = \sigma \sqrt{\pi(a + \Delta a)}$ . Эта оценка будет завышенной из-за кривизны фронта трещины, для криволинейного её фронта получить точное решение затруднительно. Однако предлагаемый подход достаточен для качественного анализа «торможения» либо «распространения» трещины.

Результаты моделирования представлены распределением интенсивностей пластической деформации в плоскости излома, рис. 6.16. Для малой толщины моделирование позволило воспроизвести экспериментально наблюдаемые пятна кристаллического излома с волокнистыми перемычками. В модели образца промежуточной толщины преобладают участки хрупкого разрушения, но имеются и фрагменты вязкого; монотонное возрастание ширины неразрушенных участков у поверхности (губ среза) показывает, что трещина затормозится. Для больших толщин наблюдается постоянная ширина губ среза, что свидетельствует о близости рассматриваемого варианта к выполнению условия неограниченного распространения трещины;  $dK_a / d(\Delta a) \approx 0$ . Указанные особенности изломов хорошо соответствуют наблюдаемым в изломах образцов (рис. 6.17).

Аналитическая модель, описывающая результаты, получаемые при моделировании МКЭ, впервые предложена в работе [38].

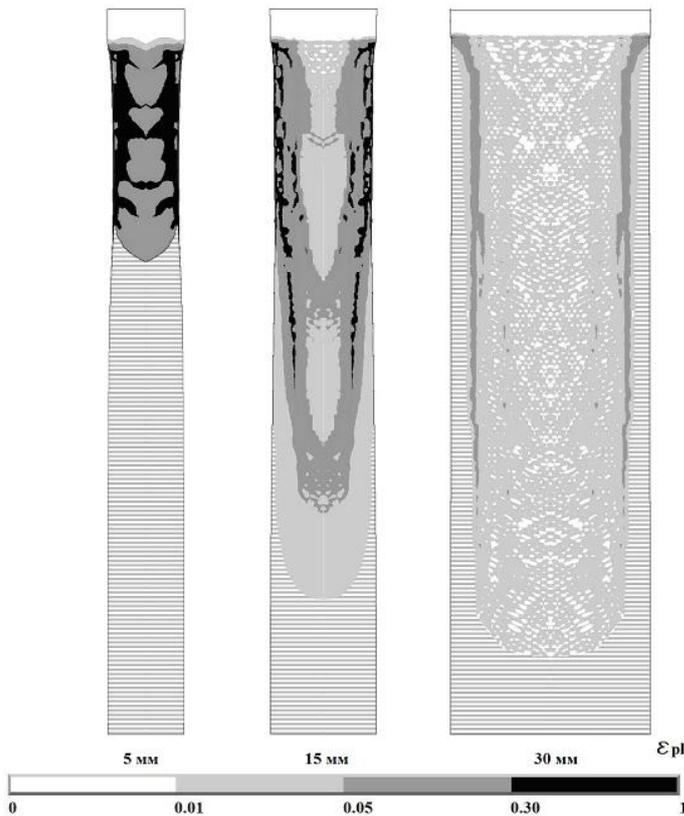


Рисунок 6.16 — Распределение интенсивности накопленной пластической деформации в плоскости трещины для пластин толщиной от 5 до 30 мм. Горизонтальной штриховкой выделена зона нераспространения трещины.

Можно предположить, что условия распространения трещины отрыва однозначно определяются значением безразмерного параметра относительной трещиностойкости  $\omega$  (входящие в него величины измеряются в [м, МПа $\sqrt{м}$ , МПа]):

$$\omega = \frac{1}{S} \left( \frac{K_{Ia}}{\sigma_Y} \right)^2. \quad (6.11)$$

Эта величина пропорциональна отношению радиуса зоны пластической деформации в вершине трещины  $r_{pl}$  к толщине. Если считать, что  $r_{pl} = C(K_{Ia}/\sigma_Y)^2$ , где  $C$  – коэффициент, получается

$$\omega = \frac{1}{C} \cdot \frac{r_{pl}}{S}. \quad (6.12)$$

Коэффициент  $C$  по известным оценкам [9] равен  $1/\pi$  для ПНС и  $1/(9\pi)$  для ПД. По результатам моделирования МКЭ, при старте и распространении хрупкого разрушения при постоянстве перемещения точек приложения нагрузки неразрушенными остаются приповерхностные участки фронта трещины, которые можно рассматривать как зону доминирования ПНС и последующего формирования «губ среза». Их ширина  $\tau$  находится в диапазоне между величинами  $r_{pl}$  для ПД и ПНС,



Рисунок 6.17 — Вид изломов образцов DWTG из стали 09Г2С толщиной 8-27 мм.

что по полученным МКЭ оценкам соответствует значениям коэффициента  $C = 0.14...0.16$ . Для дальнейших расчётов принято значение  $C = 0.15$ .

В результате выполненной серии численных экспериментов по распространению трещины исходной длиной 160 мм при  $S = var$  и  $\sigma_Y = 600$  МПа получено, что для вариантов критериев хрупкого разрушения 1 и 2, соответствующих стартовым значениям  $K_{Ia}$ , равным 76 и 57 МПа·м<sup>0.5</sup>, условие «абсолютного» торможения трещины выполняется для толщин не более 15 мм и 8 мм, соответственно, а «абсолютное» распространение хрупкого разрушения  $dK_a / d(\Delta a) \approx 0$ , где  $\Delta a$  – подрост трещины, — для толщин более 20 и 35 мм, соответственно. Таким образом, отношения граничных толщин, действительно, оказываются близки к отношению квадратов величины  $K_{Ia}$ , и оба условия в пересчёте на значения  $\omega$  приближённо соответствуют неравенствам:

— для «абсолютного» торможения разрушения по хрупкому механизму,

$$\omega \geq 1.10, \quad (6.13)$$

— для «абсолютного» распространения (трещина, распространяющаяся по хрупкому механизму, не останавливается без приложения дополнительной нагрузки)

$$\omega < 0.45. \quad (6.14)$$

Промежуточные значения соответствуют ситуациям, когда распространение трещины по хрупкому механизму может привести или не привести к разрушению образца конкретных размеров в зависимости от этих размеров и приложенных напряжений, то есть результат испытания определяется неравенством (6.10). В то же время исход для бесконечной по длине пластины с трещиной не ясен.

Чтобы проанализировать принципиальную взаимосвязь зависимости  $K_a(\Delta a)$  с переменными задачи – толщиной  $S$ , пределом текучести  $\sigma_Y$  и стартовым КИН  $K_{Ia}$ , определяемым заданным локальным критерием хрупкого разрушения, предложено её аналитическое выражение [38]. Приняв, что продвижение трещины при её туннелировании описывается энергетическим балансом, когда снижение упругой энергии при подходе трещины  $dW_{el} = -K_a^2 / E$  равно сумме приращения работы деформирования  $dW_{pl}$ , совершаемой в неразрушенных приповерхностных зонах в условиях ПНС, и приращения работы разрушения  $dW_{cl}$  на участке туннелирующего хрупкого разрушения, то есть

$$-dW_{el} / d(\Delta a) = dW_{pl} / d(\Delta a) + dW_{cl} / d(\Delta a), \quad (6.15)$$

одновременно учитывается, что при подходе трещины на величину  $\Delta a$  ширина губ среза  $\tau$  зависит от текущего значения  $K_a$ ,

$$\tau = C(K_a / \sigma_Y)^2. \quad (6.16)$$

Также предполагается, что деформационное упрочнение материала незначительно, а пластическое деформирование происходит в зонах ПНС в сечении с площадью, пропорциональной  $2\tau$ . Плотность работы пластического деформирования в таких условиях равна  $\sigma_Y \cdot \varepsilon(x)$ , где  $\varepsilon(x)$  – средняя деформация в зонах ПНС рассматриваемого сечения, расположенного на расстоянии  $x$  от вершины туннелирующей трещины отрыва (то есть  $x$  увеличивается в направлении, противоположном росту трещины). Тогда равенство (6.15) представимо в виде

$$\frac{K_a^2}{E} \left( S - 2C \left( \frac{K_a}{\sigma_Y} \right)^2 \right) = \frac{K_{Ia}^2}{E} \left( S - 2C \left( \frac{K_a}{\sigma_Y} \right)^2 \right) + \frac{d}{d(\Delta a)} \left( 2 \int_0^{\Delta a} \sigma_Y \varepsilon(x) \tau^2(x) dx \right). \quad (6.17)$$

Далее, предполагается, что функция  $\varepsilon(x)$  может быть представлена отношением

$$\varepsilon(x) = u / \tau, \quad (6.18)$$

где  $u$  – раскрытие берегов трещины в сечении с координатой  $x$ , которое согласно известным упругим решениям для перемещений в окрестности вершины трещины составляет

$$u = \frac{2K_{Ia}(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{x}{2\pi}}.$$

Считая, что раскрытие берегов туннелирующей трещины должно определяться стартовым, а не текущим значением  $K_a = K_{Ia}$ , а также что  $2(1+\nu)/\sqrt{2\pi} \approx 1$ , получено

$$\varepsilon(x) \approx \frac{K_{Ia}}{EC} \left( \frac{\sigma_Y}{K_a} \right)^2 \sqrt{x}. \quad (6.19)$$

Тогда, применяя теорему о производной по верхнему пределу интегрирования определённого интеграла, получено

$$\frac{dW_{pl}}{d(\Delta a)} = \frac{2CK_{Ia}}{\sigma_Y E} \cdot \frac{d}{d(\Delta a)} \left[ \int_0^{\Delta a} K^2(x) \sqrt{x} dx \right] = \frac{2CK_{Ia}^3}{\sigma_Y E} \sqrt{(\Delta a)}. \quad (6.20)$$

Искомая зависимость  $K_a(\Delta a)$  определяется как наименьший положительный корень биквадратного уравнения (знак «плюс» в формуле (6.21)),

$$K_a(\Delta a) = \sqrt{\frac{-b + \sqrt{b^2 - 4Ac}}{2A}}, \quad (6.21)$$

где  $A = -2C/\sigma_Y^2$ ,  $b = S + \frac{2C \cdot K_{Ia}^2}{\sigma_Y^2}$ ,  $c = -\frac{2C \cdot K_{Ia}^3}{\sigma_Y} \sqrt{(\Delta a)} - K_{Ia}^2 \cdot S$ .

Полученные по формуле (6.21) зависимости  $K_a(\Delta a)$  качественно подтверждают результаты численного моделирования, а именно влияние толщины  $S$  и исходного значения  $K_{Ia}$  на характер определяемых зависимостей. При увеличении  $\Delta a$  величина  $K_a$  монотонно возрастает до значения

$$(K_a)_{\max} = \sqrt{\frac{-b}{2A}} = \sqrt{\frac{\left(S + \frac{2CK_{1a}^2}{\sigma_Y^2}\right) \cdot \sigma_Y^2}{4C}}. \quad (6.22)$$

Используя величину относительной трещиностойкости  $\omega$ , формула (6.11), а также соотношение (6.20), получено

$$(K_a)_{\max} = \sigma_Y \sqrt{S(1 + 2C\omega)/(4C)}. \quad (6.23)$$

Из (6.21)– (6.23) следует, что величина  $(K_a)_{\max}$  достигается при условии  $b^2 = 4Ac$ . Физически это можно интерпретировать как невыполнение энергетического условия хрупкого разрушения при превышении  $(K_a)_{\max}$ , то есть как условие торможения трещины. Однако данное условие выполняется при различных длинах туннелирующей трещины отрыва для различных комбинаций исходных параметров, поскольку в коэффициент  $c$  входит величина подроста трещины  $\Delta a$ . Используя величину  $\omega$ , получено

$$(1 + 2C\omega)^2 = 8C\omega \left( 2C\sqrt{\omega} \sqrt{\frac{(\Delta a)}{S}} + 1 \right). \quad (6.24)$$

Для того, чтобы найти значение  $\omega$ , обеспечивающее условие торможения трещины, необходимо задаться конкретным значением  $\sqrt{(\Delta a/S)}$ . Например, приняв  $\sqrt{(\Delta a/S)} = 1$  (то есть, что длина «языка» трещины равна толщине металла), получено  $\omega = 1.13$ , что близко к оценке (6.13).

Возможность выполнения условия «абсолютного распространения» трещины из сделанных предположений не следует: трещина рано или поздно остановится из-за возрастания величины  $dW_{pl}/d(\Delta a)$  и нарушения энергетического баланса. Неограниченное распространение хрупкого разрушения возможно лишь в случае, когда ранее достижения нагрузки, соответствующей  $(K_a)_{\max}$ , произойдет старт вязкого разрушения участков ПНС (дорыв губ среза исходного фронта трещины). Необходимо введение дополнительного параметра – средней критической деформации на участках ПНС  $\varepsilon_{cr}^*$ . С использованием формулы (6.19) при значениях  $K_a = K_{1a}$  и  $x = \Delta a$ , получено

$$\sqrt{(\Delta a)} = \frac{\varepsilon_{cr}^* E C K_{1a}}{\sigma_Y^2}.$$

При введении обозначения  $\Phi = \varepsilon_{cr}^* E / \sigma_Y$  из (6.24) следует

$$(1 + 2C\omega)^2 = 8C\omega(2C^2\omega\Phi + 1). \quad (6.25)$$

Искомая величина  $\omega$  является положительным корнем полученного квадратного уравнения (6.25):

$$\omega = \frac{1 - 2\sqrt{C\Phi}}{2C - 8C^2\Phi} = \frac{1 - 0.775\sqrt{\Phi}}{0.3 - 0.18\Phi}.$$

Считая среднее значение  $\varepsilon_{cr}^*$  равным 0.06, можно получить соотношение

$$\omega = \frac{1 - 84.9 / \sqrt{\sigma_Y}}{0.3 - 2160 / \sigma_Y}, \quad (6.26)$$

которое даёт для рассчитанных МКЭ примеров оценку  $\omega = 0.75$ , лежащую в середине между (6.13) и (6.14). Для диапазона пределов текучести судостроительных и трубных сталей 300–900 МПа уравнение (6.26) можно упрощённо представить линейной зависимостью

$$\omega \geq 0.0005 \sigma_Y + 0.44. \quad (6.27)$$

Минимальная температура  $T_{xp}$ , при которой отношение  $K_{Ia}/\sigma_Y$  не ниже, чем следующее из условия (6.11), то есть  $\omega \geq const$ , может рассматриваться как наиболее значимая температура вязко-хрупкого перехода для рассматриваемой стали толщиной  $S$ , характеризующая безопасную эксплуатацию в отношении хладостойкости основного металла, то есть минимальная допускаемая температура эксплуатации  $T_d$ .

### 6.3 Определение критериев вязко-хрупкого перехода для косвенных методов определения хладостойкости

#### 6.3.1 Методика NDT

Температура NDT рассматривается в литературе как референсная температура для определения величины  $K_{Ia}$ . В стандарте ASME [136] приводятся графики нижних огибающих зависимостей  $K_{Ic}(T-NDT)$  и  $K_{Ia}(T-NDT)$  для реакторных сталей с пределом текучести 550-890 МПа, где референсной температуре NDT соответствует  $K_{Ia} = 45 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$  (см. рис. 1.4), а также аппроксимация, которая, будучи пересчитанной в метрические единицы измерения, выглядит следующим образом:

$$K_{Ia} = 29.4 + 15.6 \exp(0.025(T - \text{NDT})) \text{ [МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}, \text{ }^\circ\text{C}], \quad (6.28)$$

однако возможность использования этого соотношения ограничена, так как значения  $K_{Ia}$  специально выбирались слишком консервативными, чтобы стимулировать их измерение на реальной продукции [136].

Для решения проблемы обоснования корреляции критических температур вязко-хрупкого перехода в программном комплексе ANSYS выполнены численные исследования МКЭ [37], результаты которых представлены ниже. Развитие разрушения рассматривалось в условиях смешанного напряжённого состояния на фронте трещины (ПД/ПНС), поэтому задачи решались в трёхмерной постановке.

Целью выполнения расчётов МКЭ для образца NDT стало определение условия старта трещины из хрупкой наплавки и её распространения в образце в терминах механики разрушения. Для этого использована расчётная модель образца типа P-1 по ASTM E208 [137], рассматривалась 1/4 образца, нагружение моделировалось в

квазистатической постановке. Для исключения пластического деформирования у линии опор и линии приложения нагрузки в модель введены вставки из упругого материала. Деформационное упрочнение описывалось формулой (6.9). Рассмотрены минимальная и максимальная высота наплавки  $h$  – 4 мм и 8 мм в соответствии со стандартом на испытания [137]. Наибольшая глубина проплавления принималась равной 2 мм по наблюдениям фактической геометрии образцов (см. рис. 1.30,д).

Применительно к образцам типа Р-1 максимальный стандартный прогиб составляет 7.6 мм [137]. При моделировании, по достижении предельного прогиба перемещение фиксировалось и осуществлялось виртуальное продвижение трещины закреплением узлов в плоскости симметрии (рис. 6.18).

Получено, что старту трещины в основном металле образца предшествует достижение условия «пластического шарнира»: зависимость «нагрузка – прогиб» выходит на плато, соответствующее предельной несущей способности образца при изгибе. Зависимости  $K_I$  от размера трещины  $a$ , измеряемого по оси «X» от линии сплавления, получаемые при фиксированном прогибе, оказываются монотонно возрастающими. Это означает, что трещина, стартовавшая из хрупкой наплавки, не может остановиться, как минимум, на нескольких миллиметрах своей траектории. Дальнейшее распространение хрупкого разрушения зависит, в том числе, от анизотропии свойств материала [91]. На рис. 6.19 приведены данные, полученные для сталей с различными пределами текучести при значениях высоты наплавки  $h = 4$  мм и 8 мм. Влияние высоты  $h$  на зависимости  $K_I(a)$  оказалось незначительным.

Из факта возрастания зависимостей  $K_I(a)$  следует, что их начальные значения могут рассматриваться как значения  $K_{Ic}$ , соответствующие температуре NDT. Они примерно пропорциональны величине  $\sigma_Y$  (рис. 6.19), так как максимальный прогиб образца приблизительно соответствует нагрузке пластического шарнира, которая также пропорциональна  $\sigma_Y$ .

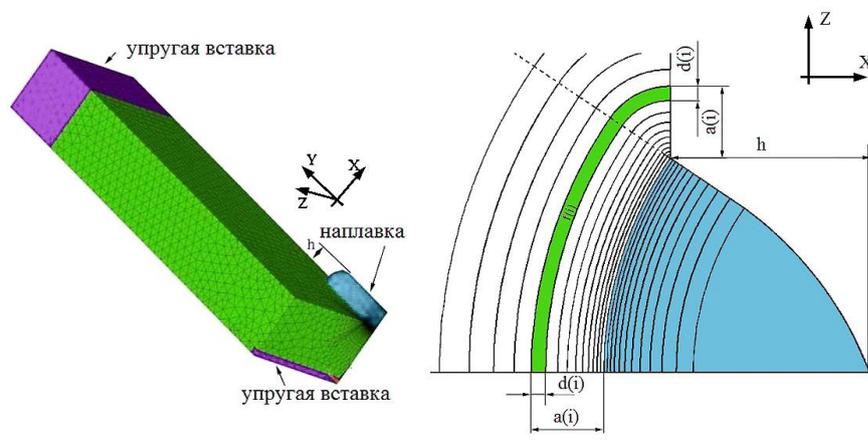


Рисунок 6.18 — Моделирование образца NDT: а) общий вид модели МКЭ (1/4 образца), б) схематизация фронта распространения трещины; (i) - номер шага расчёта.

Данная корреляция описывается формулой, очевидной с физической стороны (поскольку величина упругой деформации пропорциональна пределу текучести)

$$K_{Ia}|_{T=NDT} = 0.14 \sigma_{Y(NDT)} \quad [\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}], \quad (6.29)$$

которая даёт результат в 1.7...2.6 раза больше, чем формула (6.28), следовательно, минимальная и средняя оценки  $K_{Ia}$  отличаются примерно в 2 раза (что не относится к нижнему шельфу трещиностойкости).

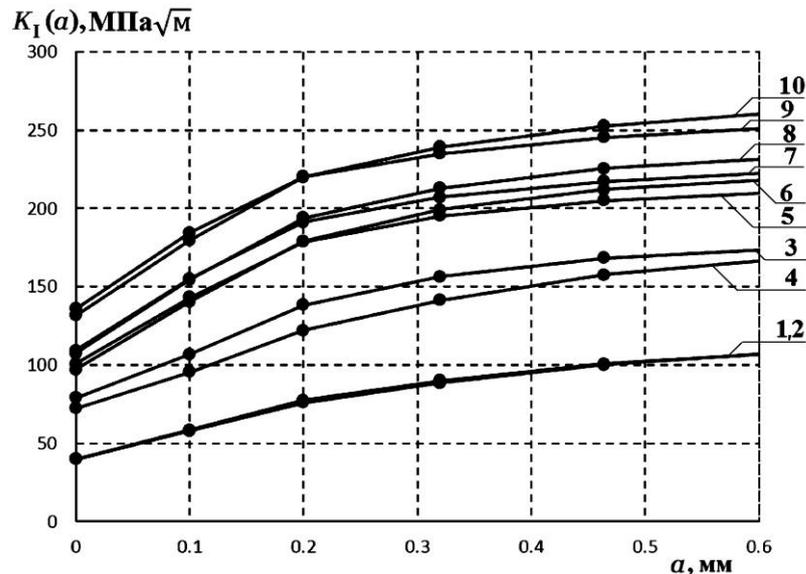


Рисунок 6.19 — Расчётные зависимости  $K_I(a)$ . Нечётные номера кривых соответствуют  $h = 8$  мм, чётные —  $h = 4$  мм.  $\sigma_Y = 300$  МПа (1, 2), 500 МПа (3, 4), 700 МПа (5, 6), 800 МПа (7, 8) 1100 МПа (9, 10).

В работе [220] приведены результаты определения  $K_{Ia}$  судостроительной стали и металла сварного шва с пределом текучести в диапазоне 480 – 540 МПа по методике Кросли-Риплинга [157], близкой к методике ESSO. При температуре NDT найденные значения  $K_{Ia}$  находятся в диапазоне 70...90 МПа $\sqrt{\text{м}}$ , что соответствует оценкам автора настоящей работы.

На рис. 6.20 показаны данные полномасштабных испытаний ESSO стали с пределом текучести  $\sigma_Y \approx 500$  МПа толщиной  $S = 100$  мм, имеющей температуру  $NDT = -80^\circ\text{C}$ , любезно предоставленные Регистром, контролировавшим испытания. Согласно представленным данным,  $K_{Ia(NDT)} \approx 90$  МПа $\sqrt{\text{м}}$ .

По данным рис. 6.20 получено

$$K_{Ia} = K_{Ia}|_{T=NDT} ((1-C) + C \exp(0.0134C^{0.45}(T - NDT))) \quad [\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}, ^\circ\text{C}], \quad (6.30)$$

где  $C$  — константа, отвечающая за соотношение температурозависимой и температурнезависимой составляющих. Корреляция оказывается устойчивой к величине  $C$ , поэтому формулу можно упростить,

$$K_{Ia} = K_{Ia(NDT)} \exp(0.0134(T - NDT)) \quad [\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}, ^\circ\text{C}]. \quad (6.31)$$

Примечание: возвращаясь к главе 1, вспомним, что для  $K_{Ic}$  согласно BS 7910 [149], ASTM E1921 [142], основываясь на формуле Валлина [231], было получено  $K_{Ic} \sim \exp(0.019 \Delta T)$ , это соответствует и данным рисунка 1.4 [136], который показывает, что температурный коэффициент для  $K_{Ia}$  ниже, чем для  $K_{Ic}$ .

В общем виде формулу (6.31) можно представить как

$$K_{Ia} = 0.14 \sigma_{Y(NDT)} \exp(0.0134(T - NDT)) \text{ [МПа} \sqrt{\text{м}}, \text{МПа}, \text{°C}]. \quad (6.32)$$

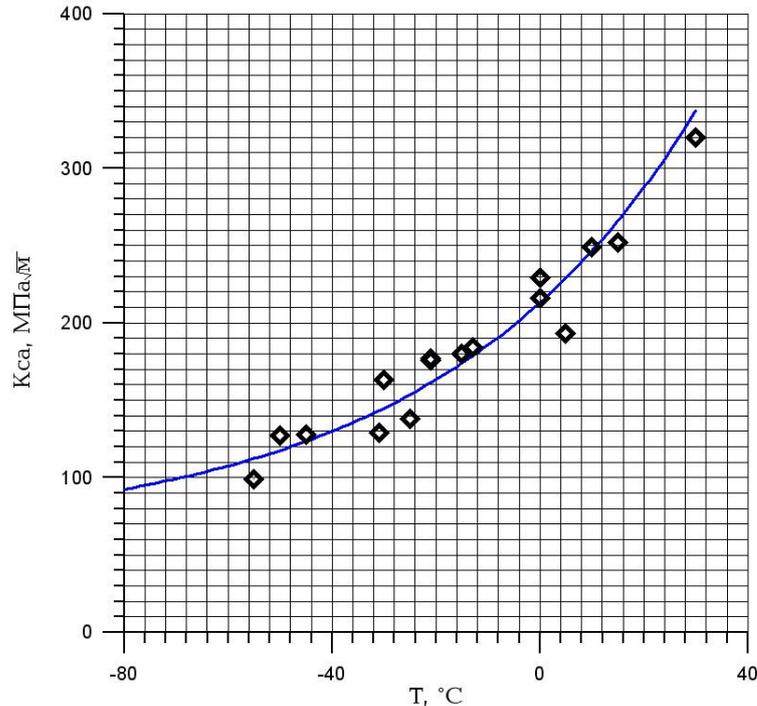


Рисунок 6.20 — Критические значения коэффициентов интенсивности напряжений, соответствующие торможению трещины при испытаниях по методике ESSO.

Требуемая величина  $K_{Ia}$  при температуре  $T_d$  из (6.11), (6.27):

$$K_{Ia}|_{T=T_d} = \sqrt{(0.0005 \sigma_{Y(NDT)} + 0.44) \times S / 1000} \cdot \sigma_{Y(NDT)} \text{ [МПа} \sqrt{\text{м}}, \text{МПа}, \text{мм}]. \quad (6.33)$$

Исходя из формул (6.32) и (6.33), можно получить расчётную корреляцию между температурой NDT и температурой  $T_d$ :

$$T_d = NDT + 74.6 \ln(0.226 \sqrt{(0.0005 \sigma_{Y(NDT)} + 0.44) \times S}) \text{ [°C, МПа, мм]}. \quad (6.34)$$

Примечание: эта формула применима, когда даёт  $T_d - NDT > 0$ . Результаты расчёта по формуле (6.34) представлены в табличном виде, табл. 6.2.

Как было показано в работе [32] и п. 6.1.1, подобные оценки будут справедливы для случая, когда материал достаточно изотропен, иначе возможна ошибка оценки  $T_d$  по NDT в опасную сторону. Для последующих оценок также потребуется формула

$$K_{Ia} = \sqrt{(0.0005 \sigma_{Y(NDT)} + 0.44) \times S / 1000} \cdot \sigma_Y \exp(0.0134 (T - T_d)) \text{ [МПа} \sqrt{\text{м}}, \text{МПа}, \text{°C}]. \quad (6.35)$$

Таблица 6.2 — Расчётный температурный сдвиг для испытаний NDT

Толщина, мм	$T_d$ по формуле (6.34)	
	$\sigma_Y = 390$ МПа	$\sigma_Y = 690$ МПа
20	NDT	NDT
30	NDT	NDT + 11°C
40	NDT + 10°C	NDT + 22°C
50	NDT + 19°C	NDT + 31°C
60	NDT + 26°C	NDT + 38°C
70	NDT + 32°C	NDT + 44°C
100	NDT + 46°C	NDT + 58°C

Что касается требований к результатам стандартных испытаний по методике NDT, оказалось, что существует их зависимость от прочности материала, которая, тем не менее, не настолько значительна. Поэтому в нормативную документацию можно включить единые требования, также принимая во внимание, что для сталей повышенной прочности реальный предел текучести стали, как правило, выше минимального гарантированного значения.

### 6.3.2 Методика ТКБ

Для температуры  $T_{КБ}$  на основе экспериментальных данных, полученных для термически улучшенных судостроительных сталей в толщинах до 40 мм ранее была предложена корреляционная формула [1]

$$T_{хр} = 0.9T_{КБ} - 10^\circ\text{C}. \quad (6.36)$$

Теоретическое обоснование этой корреляции отсутствует, и её соблюдение нарушается для современных сталей ТМО [52].

Целью моделирования МКЭ испытаний для определения температуры вязко-хрупкого перехода  $T_{КБ}$  было нахождение связи вида излома этих образцов с результатами анализа условий распространения или торможения трещины в образцах-пластинах, рассмотренных выше. Применена та же методика и критерии моделирования продвижения трещины. В главе 1 был представлен эскиз образца и пример экспериментального определения температуры  $T_{КБ}$  ( $B$  – процентное содержание вязкой составляющей в изломе).

Основные отличия рассматриваемой модели от пластины с трещиной: вместо исходной трещины образец имеет боковой надрез с большим радиусом притупления (не менее 2 мм), поэтому старт разрушения происходит по вязкому механизму, что наблюдается экспериментально. Разрушение образца происходит в области больших номинальных пластических деформаций, то есть в условиях, когда однозначная связь принятых локальных критериев хрупкого разрушения с параметрами механики

разрушения отсутствует.

Методика численного эксперимента заключалась в следующем:

— Для модели образца использована равномерная сетка КЭ, аналогичная рассмотренной в п. 6.2. Калибровка задачи была, как и ранее, выполнена моделированием условия ММТ. При моделировании условий маломасштабной текучести проверялось выполнение в объёме  $0.5 \times 0.5 \times 0.5$  мм критерия  $\sigma_1 \geq \chi \sigma_Y$ , где  $\chi = 2.4 \dots 2.7$ . Полученные оценки  $K_{Ia}$  представлены в табл. 6.3.

— Проводилось поэтапное решение упругопластической задачи при монотонно возрастающем перемещении точек приложения нагрузки вплоть до выполнения в каких-либо элементах в плоскости симметрии условия хрупкого или вязкого разрушения.

— При «замороженных» перемещениях выполнялось поэтапное раскрепление узлов «разрушенных» элементов в плоскости симметрии до прекращения продвижения разрушения.

— После прекращения развития разрушения при зафиксированном перемещении возобновлялось нагружение с заданными приращениями перемещений, и т.д.

В качестве параметра нагрузки использовались номинальные напряжения  $\sigma_{\text{ном}}$  в нетто-сечении образца

$$\sigma_{\text{ном}} = \frac{PL}{4} \cdot \frac{6}{t(W-a)^2}. \quad (6.37)$$

где  $P$  – нагрузка,  $t$  – толщина образца,  $(W-a)$  – высота нетто-сечения,  $L$  – пролёт между опорами.

Основные результаты моделирования:

1. Старту разрушения предшествует достижение предельной несущей способности образца. Максимальные значения  $\sigma_{\text{ном}} \approx 2\sigma_Y$  за счёт формирования «пластического шарнира» и глубокого краевого надреза, тормозящего развитие пластических деформаций в нетто-сечении образца. Поэтому, несмотря на достаточно большой радиус надреза  $R$ , жёсткость напряженного состояния в нетто-сечении образца  $T_{\text{КБ}}$  при старте трещины не ниже, чем в стандартных образцах на трещиностойкость (типа SENB).

2. Начало разрушения образца прогнозируется по выполнению критерия вязкого разрушения на поверхности надреза в зоне максимальных деформаций, что соответствует экспериментально наблюдаемому участку волокнистого излома, примыкающему к надрезу даже при последующем хрупком разрушении (рис. 6.21,а).

3. При увеличении толщины образца и/или снижении уровня критических напряжений хрупкого разрушения при проведении численного эксперимента

наблюдаются «проскоки» хрупкого разрушения, соответствующие наблюдаемым при испытаниях локализованным кристаллическим участкам излома (рис. 6.21,б).

4. Как и при моделировании образцов-пластин, наблюдается туннелирование трещины и вязкие губы среза, а также влияние толщины образца.

Аналогично предыдущему разделу, на основе полученных результатов можно проанализировать корреляцию между температурами  $T_{КБ}$  и  $T_d$ . Если допустить возможность торможения трещины на протяжённом участке конструкции, регламентация температуры  $T_d$  по выполнению неравенства  $T_{КБ} \leq T_d$  выглядит чрезмерно консервативной. То есть предполагается, что температурный запас между выполнением критерия  $T_{КБ}$  и  $T_d$  оказывается противоположным по знаку температурному запасу, определённом для образцов NDT.



Рисунок 6.21 — Вид излома образцов  $T_{КБ}$ : а) преимущественно кристаллический, б) чередующийся.

В таблице 6.3 приведены результаты расчётов МКЭ, полученные следующим образом: область разрушения делится на «вязкую» составляющую, разрушенную по достижению критических деформаций, и «хрупкую», разрушенную по достижению критических напряжений. Остальная часть излома, где трещина «вязнет» или не распространяется практически до достижения её вершиной тыльной стороны образца, приписывается вязкой составляющей (в основном, к губам среза).

Полученные результаты МКЭ представимы линейной зависимостью (рис. 6.22)

$$K_{Ia}|_{T_{КБ}} = 0.0054 \sigma_{Y(T_{КБ})} (S + 14) [\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}, \text{мм}, \text{МПа}]. \quad (6.38)$$

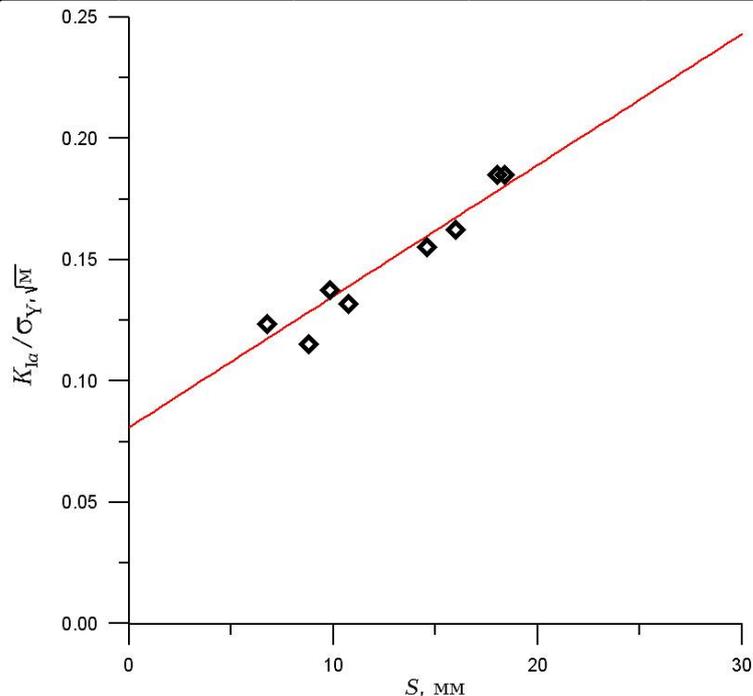
Тогда, с учётом (6.35) и температурного изменения предела текучести,

$$T_{\text{КБ}} = T_{\text{д}} + 74.6 \ln \left[ \frac{0.17(S + 14)}{\sqrt{(0.0005 \sigma_{\text{Y(NDT)}} + 0.44)S}} \times \left( 1 - \frac{-16 + 2.1S - 0.01S^2}{\sigma_{\text{Y(NDT)}}} \right) \right]. \quad (6.39)$$

Второй сомножитель в (6.39) упрощённо учитывает температурное изменение предела текучести, его отсутствие даёт погрешность в пределах 10%. Полученные значения температурного запаса приведены в таблице 6.4.

**Таблица 6.3 — Результаты расчётов распространения трещины в образцах  $T_{\text{КБ}}$ .**

Толщина, мм	$\sigma_{\text{Y}}$ , МПа	$K_{\text{Ia}}$ , МПа $\cdot$ м $^{1/2}$	Критерий $\sigma_{\text{I}} \geq \chi \sigma_{\text{Y}}$	% узлов, раскрепившихся по величине напряжений	Доля разрушенной площади излома, %	Процент волокна В, %
7	400	46	2.2	83	42.7	78
14	400	46	2.2	93	57.0	47
8	400	55	2.4	0	-	100
10	400	55	2.4	54	63.1	66
10	400	65	2.6	37	57.2	79
14	400	65	2.6	47	58.1	73
18	400	74	2.7	63	45.0	72
20	400	74	2.7	82	43.8	64
6	600	74	2.2	63	47.8	76
8	600	74	2.2	77	52.0	60
10	600	74	2.2	89	45.1	60
10	600	79	2.4	63	43.6	73
12	600	79	2.4	69	51.0	65
12	600	93	2.5	51	56.7	71
14	600	93	2.5	65	42.5	72
16	600	93	2.5	76	46.3	65
18	600	93	2.5	75	57.5	57
20	600	93	2.5	78	63.8	50
18	600	111	2.7	61	48.9	70
20	600	111	2.7	57	57.1	67



**Рисунок 6.22 — Линейная аппроксимация результатов расчёта.**

В таблице 6.5 представлены экспериментальные данные для термически улучшенных судостроительных сталей по данным автора и оценка применимости материала, выбранная как наибольшее («тёплое») значение  $T_d$  из формул (6.34) и (6.39). Показано, что расчётные величины могут быть применены для разработки нормативов.

**Таблица 6.4 — Расчётная величина максимального температурного запаса по температуре вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$ , °C.**

Расчёт для $\sigma_Y$ , МПа	$T_{KB}-T_d$ , °C, для толщины $t$ , мм						
	20	30	40	50	60	70	100
390	33	34	36	38	40	42	50
690	22	28	31	34	38	41	45

**Таблица 6.5 — Экспериментальные данные по критическим температурам хрупкости термически улучшенных судостроительных сталей и оценка применимости материала**

Марка стали	$\sigma_Y$ , МПа	Толщина, мм	NDT, °C	$T_{KB}$ , °C	$T_{KB}-NDT$ , °C	Оценка $T_d$ , °C
D32	350	35	-40	-8	32	-40
	400	40	-55	-5	50	-51
		40	-55	-10	45	-51
F36W- F40W	450	30	-55	-5	50	-50
		30	-55	-5	50	-50
		30	-60	-27	33	-60
		30	-60	-22	38	-60
		40	-60	+5	65	-41
		40	-65	-5	60	-51
		45	-60	-10	50	-50
		45	-65	-12	53	-55
		50	-55	0	55	-41
		50	-65	-18	47	-51
		50	-55	0	55	-41
		60	-40	+30	70	-20
	60	-45	+35	80	-19	
F450W	500	20	-75	-55	20	-75
		30	-65	-25	40	-65
		40	-70	-30	40	-63
		45	-50	-15	35	-38
		50	-70	-23	47	-54
F500W	560	20	-65	-25	40	-61
		25	-80	-67	13	-80
		25	-65	-40	25	-65
		30	-70	-38	32	-70
		30	-50	-15	35	-50
		30	-70	-40	30	-70
		30	-95	-45	50	-86
		35	-75	-25	50	-64
		40	-65	-11	54	-52
		40	-65	-5	60	-46
		60	-40	+20	60	-15
		70	-65	-2	63	-34
	70	-70	-15	55	-39	
F690W	700	35	-55	-10	45	-41
	760	35	-55	-17	38	-38

Несмотря на то, что разрушение образцов  $T_{KB}$  происходит в области полномасштабной текучести, вид излома этой пробы должен соответствовать виду излома крупногабаритных пластин с исходной трещиной, разрушаемых при выполнении условий маломасштабной текучести в ее вершине при той же толщине и температуре испытаний. Это объяснимо известными данными, например, приведёнными в работе [229], о сохранении предельно высокой жёсткости напряжённого состояния в образцах с глубокой трещиной, испытываемых на изгиб, при переходе от маломасштабной к полномасштабной текучести.

В настоящем разделе численным экспериментом доказано, что при разрушении пробы  $T_{KB}$  в области полномасштабной текучести и разрушении широкой пластины в области ММТ при одном и том же значении  $K_{Ia}$  (то есть при одной и той же температуре) вид излома разный – проба  $T_{KB}$  имеет более жёсткое НДС, чем пластина.

### 6.3.3 Испытания на ударный изгиб

Испытания на ударный изгиб с определением работы удара KV являются основным видом сдаточных испытаний для контроля хладостойкости материала. Возможность корреляции величины KV с параметрами механики разрушения основана на близости НДС в вершине трещины и в вершине острого концентратора. Однако такие корреляции носят частный характер, так как различна работа зарождения трещины в этих случаях. В основном, эти корреляции (при одной температуре) имеют вид  $K_{Ic} \sim \sqrt{KV}$  (или, соответственно,  $J_c \sim KV$ ,  $\delta_c \sim KV$ ), где  $J_c$  и  $\delta_c$  – критические значения J-интеграла и раскрытия в вершине трещины (CTOD).

Из выведенной в настоящей главе формулы (6.35) следует, что для толщин свыше 20 мм температурный запас  $\Delta T = T_d - T_{1кр}$  при испытаниях на ударный изгиб должен составлять

$$\Delta T = 37.3 \ln(t/20), \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (6.40)$$

В действующей документации сдвиг  $\Delta T$  между температурой испытания  $T_n$  и температурой  $T_d$  определяют по формуле (1.43)

$$\Delta T = (S - 15\text{мм}), \text{ } ^\circ\text{C},$$

вторая оценка более консервативна, отличаясь от определяемой по формуле (6.40) не более, чем на  $5^\circ\text{C}$ , только в диапазоне толщин 20-60 мм.

По справочным данным [87], в качестве нижней огибающей экспериментальных данных для оценки величины  $K_{Ic}$  низколегированной конструкционной стали в толщинах до 70 мм может быть рекомендовано следующее соотношение

$$K_{Ic}, (K_c)_I [\text{МПа}\sqrt{\text{м}}] \geq 16\sqrt{KV} [\text{Дж}]. \quad (6.41)$$

Для случая вязкого разрушения предлагается оценка, объединяющая рассуждения авторов статьи [128] и учёных фирмы Сумитомо [210], связывающая KV с углом раскрытия в вершине трещины СТОА для материала труб магистральных газопроводов:

$$\text{СТОА} [^\circ] = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{2.07\sqrt{S} KV^{0.544}}{\sigma_Y} [\text{мм}, \text{МПа}, \text{Дж}]. \quad (6.42)$$

#### 6.4 Выводы по главе

Применение простейших формулировок критериев хрупкого и вязкого разрушения, относимых к фиксированным размерам элементов типа solid сеточной аппроксимации МКЭ, позволяет с позиций механики разрушения моделировать практически все наблюдаемые в экспериментах особенности распространения хрупкого разрушения при смешанном напряжённом состоянии (ПД/ПНС) на фронте трещины:

- туннелирование хрупкого разрушения на расстояние, многократно превышающее толщину пластины, при неподвижных участках исходного фронта трещины у поверхностей;
- различные виды излома: преобладающе хрупкий с постоянной шириной приповерхностных участков среза (губ среза); хрупкий «язык» с губами среза монотонно возрастающей ширины, в том числе с перемычками вязкого разрушения;
- изменение типа излома при варьировании толщины, а также, при постоянной толщине, при переходе от условий маломасштабной текучести к полномасштабному пластическому деформированию в нетто-сечении.

Интерпретация критериев хрупкого разрушения, задаваемых при моделировании МКЭ продвижения трещины, как соответствующих определённому уровню трещиностойкости материала  $K_{Ic}$  при быстром распространении трещины, позволяет утверждать, что

- нагрузка старта хрупкого разрушения определяется величиной  $K_{Ic}$  и не зависит от толщины пластины в условиях маломасштабной текучести. При нарушении условий ММТ такая зависимость появляется;
- возможность неустойчивого распространения разрушения на большое расстояние ( $\geq t$ ) или его торможения определяется параметром относительной трещиностойкости  $\omega$ .

При  $\omega \geq 1.1$  численное моделирование предсказывает полное торможение трещины, при  $\omega < 0.45$  неограниченное её распространение с постоянной шириной губ

среза. В промежуточных случаях предсказывается распространение трещины при условии увеличения КИН в вершине трещины. Предложенная аналитическая модель уточняет, что граничное значение  $\omega$ , соответствующее условию торможения нестабильного роста трещины, должно зависеть от предела текучести материала и критической деформации в условиях ПНС.

При этом возможность определения условия торможения трещины как не зависящего от параметров нагрузки и геометрии задачи, то есть от значений  $K_I$  и  $\partial K_I / \partial a$ , подтверждает существование температуры торможения трещины  $T_{xp}$  для данной стали в данной толщине проката. Эта температура соответствует достижению определённого отношения температурозависимых параметров стали – возрастающей с увеличением температуры трещиностойкости при плоской деформации  $K_{Ia}$  и снижающегося предела текучести.

При более строгом подходе к численным экспериментам должен учитываться вклад кинетической энергии в энергетический баланс условия распространения трещины, зависимость предела текучести от скорости деформирования металла в вершине трещины и зависимость энергоёмкости разрушения от скорости трещины. Однако можно предполагать, что первый фактор имеет существенное значение лишь в задачах оценки длины затормозившейся трещины, но не факта её торможения. Принятые для расчётов характеристики материала могут, без потери общности сделанных выводов, рассматриваться как соответствующие быстрому деформированию. Кроме того, следует ожидать, что нагружение металла в вершине трещины при нестабильном распространении хрупкого разрушения реализуется во всех методиках определения температур вязко-хрупкого перехода приблизительно одинаково.

Получено, что температура нулевой пластичности NDT соответствует определённому отношению трещиностойкости торможения трещины  $K_{Ia}$  к пределу текучести металла  $\sigma_Y$  при данной температуре:  $K_{Ia} / \sigma_{Y(NDT)} \approx 0.14 \text{ м}^{0.5}$ .

Температура  $T_{KB}$  соответствует определённому значению относительной трещиностойкости металла  $\omega$ . Она оказывается выше минимальной температуры безопасной эксплуатации  $T_d$ .

Таким образом, получены расчётом количественные корреляционные соотношения температурных запасов для основных методик косвенного определения критической температуры хрупкости низколегированных сталей. Показано их хорошее соответствие получаемым экспериментально температурам NDT и  $T_{KB}$ .

## Глава 7. Решение практических задач применимости материалов для крупногабаритных сварных конструкций

Разработанная методика расчёта прочности по отношению к хрупким разрушениям ориентирована в большей мере на морские конструкции: офшорные платформы, корпуса ледоколов и судов ледового класса, погрузочных терминалов. Однако её применение может быть расширено на иные классы конструкций, о чём также говорится в настоящей главе.

Условие прочности в терминах НЛМР, рассмотренное в главе 2, можно наглядно представить в виде рис. 7.1. Исходя из этого, для каждого типа конструкций существуют особенности по целому ряду параметров, влияющих на результат расчётной оценки.

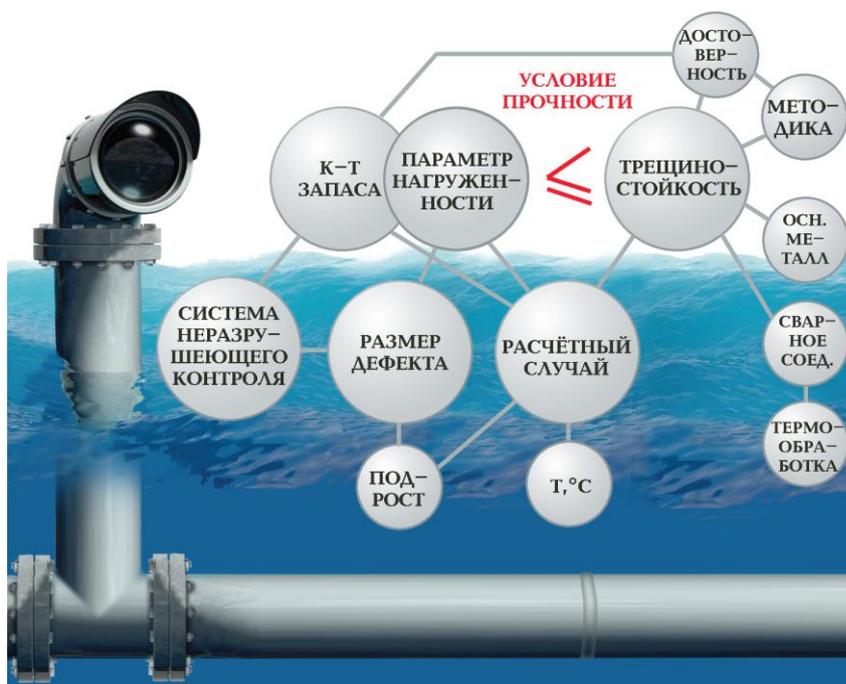


Рисунок 7.1 – Наглядное представление условия прочности конструкций морского шельфа

### 7.1 Обеспечение надёжности судокорпусных конструкций и конструкций морской техники по критерию предотвращения хрупких разрушений

#### 7.1.1 Агс-стали в Правилах Регистра

Строительство корпусов судов ледового плавания, ледоколов, плавучих атомных станций, судов для стационарного обслуживания добычи углеводородов, должно выполняться с соблюдением количественно обоснованных требований по выбору судостроительных материалов. Согласно Правилам Регистра [108, 111],

выбор материалов осуществляется разделами части «Корпус», содержащими процедуру назначения температурной категории стали в зависимости от расчётной температуры конструкции  $T_d$ , степени обогрева элемента, задаваемой через температуру  $T_a$ , толщины элемента  $S$  и категории ответственности конструкции (специальные, основные или второстепенные для ПБУ/МСП или группы связей III, II, I для судов). В Правилах ПБУ/МСП эта процедура задана в табличном виде, в Судовых Правилах — в виде графиков.

Несмотря на значительный прогресс в обеспечении металлургического качества полуфабриката, достигнутый в последнее время, очевидно, что проектант или завод-строитель экономически не заинтересован в применении сталей повышенной хладостойкости. Например, в конце 2018 года с целью экономии температура  $T_d$  для проекта нового ледокола была повышена на  $5^\circ\text{C}$  по сравнению с предыдущим аналогичным ледоколом, что позволило согласно Правилам Регистра [108] понизить категории хладостойкости используемых марок стали и, соответственно, стоимость конструкции. Техническое обоснование такого решения сомнительно.

Для конструкций ПБУ/МСП и для судокорпусных конструкций сложилась различная ситуация:

- для ПБУ/МСП, где имеется большой объём необогреваемых конструкций и более жёсткие требования для специальных элементов, оказывается почти повсеместно необходимым для надводных конструкций применение сталей категорий F, а в толщинах более 30 мм и этого оказывается недостаточно. В этом случае, согласно существующей редакции Правил [111], для обоснования применимости материала должны быть использованы результаты специальных испытаний, полученные при выполнении Программ Регистра. Эти испытания включают в себя определение CTOD для основного металла и металла ЗТВ, определение критических температур NDT и  $T_{KB}$ ;

- для судовых корпусных конструкций, имеющих, как правило, меньшую толщину, фактически допустимым даже для условий эксплуатации в Арктике является использование сталей температурной категории A (для обогреваемых конструкций), D (для необогреваемых конструкций толщиной до 12 мм, а для обогреваемых – до 25 мм), E (для необогреваемых конструкций толщиной до 30 мм, а для обогреваемых – без ограничений). Применение сталей категории F допустимо во всех толщинах без каких-либо ограничений.

Таким образом, оказалось, что при строительстве морских конструкций

шельфа Заказчику или Проектанту необходимо обращать внимание на наличие дополнительной информации о хладостойкости используемого материала, по крайней мере для большой толщины корпусных связей. При строительстве судов арктического плавания и ледоколов такая необходимость может возникнуть только для элементов ледового пояса, имеющих сравнительно большую толщину.

Выше обсуждалось, что выполнение «абсолютного» условия отсутствия хрупких разрушений требует от материала величины работы удара KV, намного превышающей уровень требований Регистра. Последние, таким образом, не гарантируют предотвращение старта хрупких трещин в материале толщиной более 20 мм, а также не гарантируют их торможение в материале меньшей толщины.

Вследствие сказанного, было предложено изменить процедуру выбора материала в Части II Судовых Правил в сторону сближения с Правилами ПБУ/МСП, однако это оказалось затруднительно из-за требований МАКО по гармонизации с зарубежными нормами. Поэтому было предложено использовать стали категорий «Arc», трещиностойкость которых контролируется при серийном производстве. Такие стали могут без ограничений применяться до температуры, указанной непосредственно в обозначении марки. Расширение применимости сталей соответствующих категорий показано в таблице 7.1. Расширение диапазона применимости сталей обеспечивается положительными результатами испытаний, выполняемых по Программам Регистра при получении Свидетельства о признании изготовителя.

Следует отметить, что в Правила Регистра до сих пор не включён термин «разброс» или «коэффициент вариации» данных по трещиностойкости, нормируется минимальное среднее значение CTOD и допускаемое снижение отдельных значений в серии образцов. Как было показано в главе 5, такой подход не всегда позволяет корректно аттестовать материалы. Ниже представлены как предложения, уже включённые в Правила Регистра, так и новые предложения.

**Таблица 7.1 — Толщины связей, требующие применения для специальных конструкционных элементов и связей группы III сталей категории F и сталей, удовлетворяющих дополнительным требованиям (Arc)**

$T_d, ^\circ\text{C}$	Применение стали категории F	Применение стали Arc
-30	>45 мм	> 50 мм
-40	>30 мм	> 40 мм
-50	>20 мм	> 30 мм

## **Предложения, которые внесены в главу 3.5 части XIII «Материалы» Судовых Правил Регистра «Сталь, работающая при низких температурах»**

### *3.5.1 Общие положения*

*3.5.1.1 Настоящие требования распространяются на листовую, полосовую, профильную и сортовую сталь категории F толщиной до 100 мм, а также на поковки и отливки, предназначенные для конструкций корпусов судов, судовых устройств и механизмов, предназначенных для работы при расчетных температурах ниже  $-30^{\circ}\text{C}$ .*

*3.5.1.2 Применение требований к прокату, поковкам и отливкам, предназначенным для работы при расчётных температурах ниже  $-50^{\circ}\text{C}$ , допускается с учётом... результатов испытаний на трещиностойкость и хладостойкость...*

Внесена таблица 3.5.1.6, содержащая обновлённый список минимальных значений  $T_d$  в зависимости от марки стали и толщины, в соответствии с таблицей 7.1 (категория F).

### **3.5.2 Листовая судостроительная сталь**

#### *3.5.2.3 Механические свойства.*

*... Для стали толщиной более 50 мм дополнительно к указаниям п. 3.2.5 проводятся испытания по определению работы удара на образцах, вырезанных из середины листа. Результаты этих испытаний также должны отвечать требованиям таблиц 3.5.2.2 и п. 3.13.3...*

*3.5.2.5.1 «Arc» — символ, добавляемый к обозначению стали категории, для которой выполнен комплекс дополнительных испытаний по программам Регистра с целью определения характеристик вязкости и хладостойкости...*

*3.5.2.5.3 ...Программа испытаний при первоначальном освидетельствовании производства Регистром... для определения возможности добавления к категории верхнего индекса «Arc» включает:*

*.1 Определение температур вязко-хрупкого перехода для оценки способности материала тормозить распространение хрупкого разрушения ( $T_{KB}$ , NDT, DWTT)...*

*.2 Определение параметра трещиностойкости CTOD для основного металла и металла ЗТВ при испытаниях образцов, вырезанных из сварных стыковых соединений...*

*Для одного технологического процесса производства стали (выплавка, прокатка, состояние поставки), результаты указанных выше испытаний, полученные на прокате наибольшей толщины, могут быть распространены на прокат меньших толщин...*

Кроме перечисленных, в Судовые Правила включены критерии приёмки сталей с индексом «Агс» по критическим температурам хрупкости (несколько более строгие, чем по расчётам, представленным в главе 6, см. п. 7.1.3), и принято решение с ошибкой в безопасную сторону назначать минимальную температуру применимости аттестуемых сталей марок «Агс», включаемую в индекс «Агс» как наиболее «тёплую» по всем видам выполненных дополнительных испытаний.

Для сталей «Агс» НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» с участием автора разработан ГОСТ Р 52927-2015 [24], где в развёрнутом виде представлен весь комплекс требований.

### 7.1.2 Минимальная температура применимости стали

Температура  $T_d$ , в действующих редакциях Правил назначается для стали аттестуемой марки и толщины согласно Части II «Корпус» Судовых Правил (по номограммам) либо Части II «Корпус» Правил ПБУ/МСП (по таблице 1.5.1.2 этого документа) либо таблице 3.5.1.6 части XIII «Материалы» Судовых Правил, что позволяет оценить пригодность сварочных материалов, используемых при сварке аттестационных проб, согласно формуле (3.36). Минимальные температуры применимости были обобщены в главе 5, таблица 5.4. В целом требования организованы таким образом, что увеличение толщины стали на 10 мм повышает минимальную температуру её применимости на 10-20°C для выбранной категории ответственности конструкционных элементов.

В Правилах Регистра есть разночтения, указаны не все толщины и марки стали. Для сравнения рассмотрим таблицу, приведённую в стандарте DNVGL-OS-C101 [162] (таблица 7.2). Пояснения к таблице:

- Рассматриваются специальные (special), основные (primary) и вспомогательные (secondary) конструкционные элементы, эквивалент связей групп III, II и I, соответственно.

- Стали разбиты на группы прочности:

NS – нормальная прочность, минимальное гарантированное значение  $\sigma_Y = 235$  МПа (190 МПа),

HS – повышенная прочность,  $\sigma_Y = 265 - 390$  МПа (от 220 МПа),

EHS – высокая прочность,  $\sigma_Y = 420 - 690$  МПа (от 365 МПа),

- С повышением толщины минимальное гарантированное значение  $\sigma_Y$  снижается (данные, указанные выше в скобках), кроме марок с индексом «О».

- Рассматриваемый диапазон толщин – до 150 мм.

**Таблица 7.2 — Минимальная температура применения стального проката для ПБУ/МСП по DNVGL-OS-C101**

Structural Category	Strength group	Grade	$\geq 10$	0	-10	-20	-25	-30
Secondary	NS	A	35	30	25	20	15	10
		B/BW	70	60	50	40	30	20
		D/DW	150	150	100	80	70	60
		E/EW	150	150	150	150	120	100
	HS	A/AW	60	50	40	30	20	15
		D/DW	120	100	80	60	50	40
		E/EW	150	150	150	150	120	100
		F	150	150	150	150	*)	*)
	EHS	A/AO	70	60	50	40	30	20
		D/DW/DO	150	150	100	80	70	60
		E/EW/EO	150	150	150	150	120	100
		F/FO	150	150	150	150	*)	*)
Primary	NS	A	30	20	10	N.A.	N.A.	N.A.
		B/BW	40	30	25	20	15	10
		D/DW	70	60	50	40	35	30
		E/EW	150	150	100	80	70	60
	HS	A/AW	30	25	20	15	12.5	10
		D/DW	60	50	40	30	25	20
		E/EW	120	100	80	60	50	40
		F	150	150	150	150	*)	*)
	EHS	A/AO	35	30	25	20	17.5	15
		D/DW/DO	70	60	50	40	35	30
		E/EW/EO	150	150	100	80	70	60
		F/FO	150	150	150	150	*)	*)
Special	NS	D/DW	35	30	25	20	17.5	15
		E/EW	70	60	50	40	35	30
	HS	A/AW	15	10	N.A.	N.A.	N.A.	N.A.
		D/DW	30	25	20	15	12.5	10
		E/EW	60	50	40	30	25	20
		F	120	100	80	60	50	40
	EHS	A/AO	20	15	10	N.A.	N.A.	N.A.
		D/DW/DO	35	30	25	20	17.5	15
		E/EW/EO	70	60	50	40	35	30
		F/FO	150	150	100	80	70	60

\*) For service temperature below -20°C, the limit to be specially considered.  
N.A. = no application

К большому сожалению, таблица DNV GL не охватывает наиболее интересные температуры эксплуатации ниже  $-30^{\circ}\text{C}$ , ещё раз подчёркивая актуальность настоящей работы. Заметим, что материал одной толщины согласно данной таблице применим для конструктивных элементов различной ответственности со сдвигом порядка  $30^{\circ}\text{C}$  на категорию. Данная таблица чётко упорядочивает нормирование применимости проката, однако подразумевает очень жёсткие требования к стали категории F по сравнению с прочими температурными категориями. Возможно, этим в норвежских Правилах заменяются стали марок «Arc».

**Необходимо обоснованно выбирать требуемую минимальную температуру  $T_d$  для оценки экспериментально получаемых характеристик аттестуемого материала.**

В ранних редакциях Правил Регистра данный вопрос был решён следующим образом: выбиралась температура для специальных конструктивных элементов / групп связей III (которые иногда назывались «непосредственно подверженными динамическим нагрузкам»), и требуемые значения CTOD ЗТВ, а также температур  $T_{КБ}$ , NDT аттестуемого материала определялись по отношению к с ней. Далее считалось, что для остальных специальных, а также основных конструктивных элементов / групп связей II может быть предоставлена температурная «скидка»  $10^{\circ}\text{C}$  в сторону положительных температур. Для вспомогательных конструктивных элементов / групп связей I требования не налагались.

Данный подход, исходя из табл. 5.4 и 7.2, не является консервативным, так как металл той же марки и толщины допускается к применению в них при температурах до  $-35^{\circ}\text{C}$  ниже, чем для специальных элементов. Попробуем сравнить минимальные значения  $T_d$  для основных конструктивных элементов, определяемые согласно действующим Правилам Регистра и специальных конструктивных элементов по DNV GL и оценить по ним применимость материалов, ранее успешно прошедших аттестацию Регистра, таблица 7.3.

**Таблица 7.3 — Достижимость требований по CTOD ЗТВ и критическим температурам вязко-хрупкого перехода в связи с выбором температуры  $T_d$**

Марка стали, толщина	$T_d$ по CTOD ЗТВ, $^{\circ}\text{C}$	$T_{КБ}$ и $T_d$ по ТКБ, $^{\circ}\text{C}$	NDT и $T_d$ по NDT, $^{\circ}\text{C}$	$T_d$ по результатам аттестации, $^{\circ}\text{C}$	$T_d$ для основных КЭ, $^{\circ}\text{C}$ (PMPC)	$T_d$ для специальных КЭ, $^{\circ}\text{C}$ (DNV GL)
F40, 50мм	-40	-	-60 / -35	-35	-30	-25
E36W, 50мм	-40	0 / -25	-55 / -30	-25	-20*	0
F450W, 50мм	-50	-23 / -48	-70 / -45	-45	-40	-35*
E, 50мм	-50	0 / -25	-45 / -20	-20	-20	-10
F500W, 30мм	-15	-15 / -15	-50 / -35	-15 (неуд)	-45	-60*
E500W, 30мм	-30	-45 / -45	-95 / -80	-30	-25*	-30
F690W, 35мм	-35	-10 / -17	-55 / -35	-17 (неуд)	-50*	-42*
D32, 25мм	-30	0 / 0	-25 / -10	0 (спорно)	-25	0
D32, 25мм	-40	0 / 0	-30 / -15	0 (спорно)	-25	0
F500W, 70мм	-30	-2 / -32	-65 / -35	-30	-20*...-30*	-25

\* Требования имеются только для марки без индекса W либо экстраполированы.

Данные таблицы 7.3 показывают, что, с одной стороны, Правила Регистра устанавливают более жёсткие рамки применения одних и тех же марок материалов по сравнению со стандартом DNV GL, можно сравнивать основные конструкционные элементы по Регистру со специальными по DNV GL. С другой стороны, различие минимальных температур применимости стали температурных категорий E и F одной толщины значительно меньше в Правилах Регистра.

В результате сравнения показано, что все материалы, кроме марки D32, удовлетворяют (либо не удовлетворяют) и тем, и другим требованиям. Прокат стали D32 показал удовлетворительную трещиностойкость сварных соединений. Что касается температуры  $T_{KB}$ , по формуле (6.26) для этого материала температурный запас  $\Delta T = 37^\circ\text{C}$ , для NDT по формуле (6.21)  $\Delta T = 0$ . Оценка температуры применимости согласно разработанным критериям составляет  $-25\dots-30^\circ\text{C}$ , что удовлетворительно! Таким образом, существующие требования Регистра по критическим температурам вязко-хрупкого перехода для сравнительно малых толщин оказываются излишне консервативными и могут быть откорректированы, предложения сделаны в п. 7.1.3.

### **7.1.3 Требования к критическим температурам вязко-хрупкого перехода, внесённые в Правила Регистра по результатам настоящей работы**

В таблице 7.4 представлены результаты расчёта температурного запаса при испытаниях по методике NDT в сравнении с разработанными нормативными значениями, которые включены в актуальную редакцию Правил Регистра для сталей «Arc» [109]. Эти значения взяты с некоторым консерватизмом для малых толщин и для простоты не дифференцированы по уровню прочности материала.

Так как формулы температурных запасов главы 6 разработаны без учёта возможной анизотропии материала, в Правила Регистра включено положение об арбитражных испытаниях NDT с вырезкой образцов по толщине (рис. 6.1, в, позиция 3) в случае, если наблюдается большая разность найденных температур  $T_{KB}$  и NDT, что ожидается в случаях, когда металл ТМО тормозит распространение трещины в образцах NDT за счёт расщеплений, параллельных поверхности проката.

В таблице 7.5 показано сравнение требуемых температурных запасов при испытаниях  $T_{KB}$  согласно результатам расчёта по формуле, описанной в главе 6, и предложенных в Правилах Регистра [109] также с некоторым консерватизмом в части проката относительно небольших толщин.

**Таблица 7.4 — Температурный запаса по NDT, действующие нормативы и предлагаемая редакция.**

Толщина $S$ , мм	Расчёт $T_d$ при $\sigma_Y = 390$ МПа	Расчёт $T_d$ при $\sigma_Y = 690$ МПа	$T_d$ по NDT в действующей редакции Судовых Правил РМРС	$T_d$ по NDT, предлагаемая редакция
20	$T_d = \text{NDT}$	$T_d = \text{NDT}$	<b>NDT + 15°C</b>	<b><math>T_d = \text{NDT}</math></b>
30	$T_d = \text{NDT}$	NDT + 11°C		
40	NDT + 10°C	NDT + 22°C	NDT + 20°C	<b>NDT + 20°C</b>
50	NDT + 19°C	NDT + 31°C	NDT + 25°C	<b>NDT + 25°C</b>
60	NDT + 26°C	NDT + 38°C	NDT + 30°C	<b>NDT + 30°C</b>
70	NDT + 32°C	NDT + 44°C		<b>NDT + 35°C</b>
100	NDT + 46°C	NDT + 58°C	—	<b>NDT + 45°C</b>

**Таблица 7.5 — Температурный запас для испытаний по методике  $T_{KB}$ , действующие нормативы и предлагаемая редакция.**

Толщина $S$ , мм	$T_{KB} - T_d$ , °C						
	20	30	40	50	60	70	100
Расчёт при $\sigma_Y = 390$ МПа	33	34	36	38	40	42	50
Расчёт при $\sigma_Y = 690$ МПа	22	28	31	34	38	41	45
Требования предыдущей редакции, заменённые по результатам настоящей работы	-	-	-	<b>5</b>	<b>3</b>	<b>3</b>	-
Требования действующей редакции	-	0	15	25	30	-	-
Новые предложения	<b>20</b>	<b>25</b>	<b>30</b>	<b>35</b>	<b>35</b>	<b>40</b>	<b>45</b>

Большая разность критических температур, определяемых различными видами испытаний, в реальности наблюдается для высокопрочных материалов и материалов в больших толщинах. Таким образом, актуальные требования Регистра, основанные на результатах настоящей работы, в части критических температур хрупкости выглядят соответствующими физической природе явления вязко-хрупкого перехода. Необходимо, однако, снизить консерватизм требований для материала небольших толщин, используя предложения таблиц 7.4 и 7.5, основанные на количественных оценках, сделанных в главе 6.

Адекватность сделанных предложений легко оценить при наличии данных прямого определения температуры торможения трещины. Для штрипса трубных сталей имеются данные испытаний по методике Крыловского государственного научного центра. По разработанным корреляциям рассчитаны ожидаемые значения температур вязко-хрупкого перехода, которые показывают хорошее соответствие с экспериментальными данными (таблица 7.6). Для проката судостроительной стали аналогичная проверка сделана для марки стали УР47 (для контейнеровозов), использованы данные испытаний на торможение трещины, выполненных за рубежом.

**Таблица 7.6 — Параметры хладостойкости, сравнение расчётных и экспериментальных данных**

Марка	Толщина, мм	$\sigma_Y$ , МПа	$T_{xp}$ , °C эксперимент	NDT, °C расчёт	NDT, °C эксперимент	$T_{KB}$ , °C расчёт	$T_{KB}$ , °C эксперимент
X70	30.9	560	-95	-107	-100	-65	-50
X80	27.7	580	-115	-122	-115	-89	-85
YP47	101	500	-45	-92	-80	+2	+5

Рассмотренные в главе 6 количественные подходы оценки критических температур хрупкости были применены к результатам выполненных Программ Регистра аттестации материалов (проката судостроительных сталей) широкого диапазона категорий прочности и толщин до 70 мм. Поскольку для них прямое определение температуры хрупкости не проводилось, в таблице 7.7 приводятся результаты оценки разности температур вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$ -NDT.

**Таблица 7.7 — Сопоставление экспериментальных и расчётных данных по критическим температурам хрупкости**

$\sigma_Y$ , МПа	Толщина, мм	Экспериментальные данные			Расчётная оценка $T_{KB}$ -NDT, °C	Ошибка расчётной оценки, °C	
		NDT, °C	$T_{KB}$ , °C	$T_{KB}$ -NDT, °C			
350	35	-40	-8	32	47	15	
400	40	-55	-5	50	52	2	
		-55	-10	45		7	
450	30	-55	-5	50	36	14	
		-55	-5	50		14	
		-60	-27	33		3	
		-60	-22	38		2	
		-60	+5	65		51	14
		-65	-5	60			9
	40	45	-60	-10	50	58	8
			-65	-12	53		5
	50	50	-55	0	55	64	9
			-65	-18	47		17
		-55	0	55	9		
		60	60	-40	+30	70	75
-45	+35			80	5		
500	20	-75	-55	20	17	3	
	30	-65	-25	40	36	4	
	40	-70	-30	40	51	11	
	45	-50	-12	38	58	20	
	50	-70	-23	47	64	17	
560	25	-80	-67	13	27	14	
		-65	-40	25		2	
	30	-70	-38	32	36	4	
		-50	-15	35		1	
		-70	-40	30		6	
		-95	-45	50		14	
	35	-75	-25	50	44	6	
	40	-65	-11	54	52	2	
		-65	-5	60		8	
	60	-40	+20	60	75	15	
70	-65	0	65	85	20		
700	35	-55	-10	45	47	2	
760	35	-55	-17	38	49	11	

Таким образом, представленные в таблице 7.7 расчётные оценки включают двойную погрешность. Тем не менее, в большинстве случаев их суммарная погрешность не превышает 10 градусов Цельсия. Таким образом, ценность полученных расчётных оценок доказана.

#### **7.1.4 Новые предложения по процедуре аттестации стали «на свариваемость» и пример их практического применения**

Сварные соединения следует выполнять производственными способами сварки, но по специальным сварочным спецификациям (СПС), обеспечивающим минимальную технологическую высоту усиления шва и прямизну линии сплавления, вдоль которой будет располагаться надрез. С этой целью разрабатывается специальная раскладка валиков шва и подбирается тепловложение корневого и крайнего верхнего проходов. Сварка проводится при экстремальных уровнях погонной энергии, охватывающих диапазон тепловложений, применяемых в производстве, для проката судостроительной стали обычно 1.0-1.5 кДж/мм и 3.5-5.0 кДж/мм. Образцы типа SENB изготавливают в «полной толщине», под которой понимают  $t \geq 0.8S$ . Надрез располагают в ЗТВ вблизи линии сплавления (на расстоянии менее 0.5 мм для попадания в крупнозернистую составляющую ЗТВ (ЗТВ-I), и на расстоянии границы травимости для попадания в ослабленную частично перекристаллизованную зону (ЗТВ-II)). Дополнительно изготавливают по 2-3 образца с надрезом по металлу шва в 2 мм от линии сплавления у прямой кромки. Их испытывают первыми из сварных образцов при температуре  $T_d$ , требуемой для данной марки стали и толщины, после определения трещиностойкости основного металла.

Сначала по результатам испытаний основного металла определяют нижний уровень среднего значения трещиностойкости металла шва по формуле (3.36) и проверяют сварочный материал при испытании металла шва пробного сварного соединения. По результатам испытаний определяют параметр  $\delta^*$  – среднее геометрическое трещиностойкости основного металла и металла шва,

$$\delta^* = 2\delta_{20}\delta_{30}/(\delta_{20}+\delta_{30}), \quad (7.1)$$

где  $\delta_{20}$  – среднее значение CTOD металла шва,  $\delta_{30}$  – среднее значение CTOD основного металла.

Результаты для образцов с наличием участков металла шва по фронту трещины исключаются из рассмотрения, если требуемое Правилами значение CTOD больше  $\delta^*$ , в противном случае их можно не исключать из рассмотрения. Данное положение учитывается при определении корректности

экспериментальных результатов по результатам металлографического анализа.

Процедура металлографического анализа после испытания предусматривает определение расстояния от фронта трещины в ЗТВ до линии сплавления либо до границы травимости (для ЗТВ-I и ЗТВ-II, соответственно). При сварке с тепловложением 1.0-1.5 кДж/мм попаданием в требуемую структуру считается данное расстояние в пределах 0.5 мм, при сварке с тепловложением 3.5 кДж/мм и более – в пределах 0.6 мм. Суммарная протяжённость участков требуемой структуры должна составлять не менее 15% зачётного участка, составляющего центральные 3/4 толщины образца  $t$ .

Корректность найденной трещиностойкости металла ЗТВ сварных соединений (критического значения  $CTOD [\delta]$ ) может быть обеспечена при соблюдении, в том числе, следующих условий:

- выбран тип образцов, обеспечивающий жёсткость напряжённого состояния не менее, чем в конструкциях с наличием ОСН (рекомендуются образцы SENB квадратного сечения), толщина образцов составляет не менее 80% максимальной аттестуемой толщины металла,

- для сварки образцов использованы материалы и технологии, обеспечивающие выполнение условия (3.36) по минимальной трещиностойкости металла шва,

- длина и форма усталостной трещины в образцах удовлетворяют стандартам на испытания, что достигается применением разнообразных приёмов выращивания трещины, предложенных в главе 3,

- соблюдены скоростной и температурный режимы испытания,

- модуль упругости, рассчитанный по диаграмме нагружения, отличается от известного модуля упругости материала не более, чем на 15%,

- по результатам металлографического анализа после испытания, не менее 15% длины фронта трещины в центральных 3/4 толщины образца находятся в требуемой области ЗТВ. При наличии на фронте трещины участков металла шва, результат принимается в рассмотрение в зависимости от выполнения условия (7.1).

При испытаниях определяют сдаточный параметр трещиностойкости  $CTOD$ , также рекомендуется непосредственно определить параметр  $J_{cr}$ . Это позволяет в спорных случаях избежать при оценке результатов испытаний введения дополнительного коэффициента запаса, описываемого формулой (5.22).

Испытания серий образцов с надрезом по металлу ЗТВ начинают с получения для каждого уровня тепловложения трёх корректных результатов  $CTOD$  ( $m = 3$ ) при заданной температуре  $T_d$ . Для серии экспериментальных данных

определяется среднее арифметическое значение  $M_c$  по формуле (5.17) и коэффициент вариации  $V_c$  по формуле (5.16):

$$V_c = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^m J_{cri}^2}{m \cdot M_c^2} - 1}.$$

При расчёте последнего из рассмотрения исключают результаты, соответствующие критическим событиям типа «М» (первое достижение плато максимальных нагрузок), а также значения

$$CTOD > 0.027S, \quad (7.2)$$

, превышающие, где  $S$  – толщина аттестуемого материала. Тогда в формуле (5.16) вместо  $m$  следует использовать число оставшихся результатов в серии, а вместо  $M_c$  – их среднее.

Требуемое значение  $M_c$ , обозначаемое  $[\delta]$ , определяется по таблицам части «Материалы» Правил Регистра и соответствует  $m = 3$  и  $V_c \leq 0.35$ . Если найденное значение  $V_c$  больше, необходимо рассчитать откорректированное значение  $[\delta]^*$  по формуле (5.23)

$$[\delta]** = [(0.6 + 11V_c^5) \times \exp((9.3 - 0.94 \ln S) V_c) \times (1 - (m - 3)/7 \times \sqrt{V_c}) + 0.3] \times \left[ 1 + \frac{0.26}{S^{0.2} (m - 2)^{0.8}} \right] \times \frac{J_{(detem)}}{1.65 \sigma_Y},$$

или с использованием соотношения

$$[\delta]^* = [\delta] \times \frac{(0.6 + 11V_c^5) \times \exp((9.3 - 0.94 \ln S) V_c) \times (1 - (m - 3)/7 \times \sqrt{V_c}) + 0.3}{0.66 \exp(3.26 - 0.33 \ln S) + 0.3}. \quad (7.3)$$

Если  $M_c \geq [\delta]^*$ , можно считать данную серию образцов успешно прошедшей аттестацию и переходить к пониженной температуре испытаний, получая запас по температурной категории материала. В противном случае можно продолжать испытания, проверяя вышеперечисленные условия, вплоть до получения 7 корректных результатов в серии, каждый раз заново определяя  $V_c$ ,  $[\delta]^*$  и корректируя требуемое значение CTOD  $[\delta]**$  в сторону уменьшения по формуле (5.23), приняв

$$J_{(detem)} = \frac{1.65[\delta]\sigma_Y}{(0.66 \exp(3.26 - 0.33 \ln S) + 0.3)(1 + 0.26S^{-0.2})}. \quad (7.4)$$

В случае, когда требование не выполнено при максимальном количестве корректных результатов в серии  $m = 7$ , следует признать, что желаемая температурная категория материала не достигнута и перейти к испытаниям при более высокой температуре. Однако, если  $0.9[\delta]** < M_c < [\delta]**$ , остаётся шанс

выполнения требований по трещиностойкости в терминах  $J$ -интеграла в случае, если его критические значения были непосредственно определены при испытании. В этом случае требуемое среднее значение  $J_{cr}$  можно принять равным

$$[J]** = 1.65 [\delta]** \sigma_Y. \quad (7.5)$$

### Пример практического применения предлагаемой процедуры

Допустим, испытывается материал толщиной  $S = 50$  мм марки E500. Требуемое значение CTOD ЗТВ для специальных конструктивных элементов по Правилам Регистра  $[\delta] = 0.20$  мм при минимальной температуре  $T_d$ . Сначала определяем трещиностойкость основного металла и металла пробного шва. Допустим, получено

- для основного металла  $\delta_{cr} = 1.02, 1.05, 0.38$  мм, среднее  $\delta_{30} = 0.82$  мм,
- для металла шва  $\delta_{cr} = 0.11, 0.08$  мм, среднее  $\delta_{20} = 0.095$  мм.

По результатам испытаний основного металла по формуле (3.36) определяем минимальную требуемую трещиностойкость металла шва.

Получено:  $\delta_{20} \geq ([\delta] \cdot \delta_{30}) / (2\delta_{30} - [\delta]) = 0.11$  мм, значит, сварочный материал выбран некорректно, либо не отработана технология сварки проб, что не обеспечивает требуемую трещиностойкость аттестационных сварных соединений.

Пробы изготавливаем по исправленной технологии и получаем для металла шва  $\delta_{cr} = 0.11, 0.12$  мм, среднее  $\delta_{20} = 0.115$  мм, что удовлетворяет формуле (3.36).

Вычисляем границу цензурирования данных сверху по формуле (7.2):  $0.027 \times 50 = 1.35$  мм.

Начинаем испытывать на трещиностойкость образцы с надрезом по ЗТВ-I у линии сплавления, получаем три корректных результата, одновременно находя  $\delta^*$  по формуле (7.1) и проверяя условие  $M_c > \delta^*$ , чтобы определить, браковать или нет результаты для образцов с наличием участков металла шва по фронту трещины.

Например, получено:  $\delta_{cr} = 0.11, 0.19$  и  $0.22$  мм. Среднее  $0.17$  мм – неудовлетворительно.

Продолжаем испытания, получаем четвёртый корректный результат  $\delta_{cr} = 0.38$  мм. Среднее  $M_c = 0.225$  мм, коэффициент вариации  $V_c = 0.436$ .

Определяем по формуле (7.3)  $[\delta]** = 0.36$  мм.

Определяем по формуле (5.23) с учётом (7.4)  $[\delta]** = 0.33$  мм.

Требование не выполнено:  $M_c < [\delta]**$ .

Продолжаем испытания, получаем пятый корректный результат  $\delta_{cr} = 0.18$  мм. Среднее  $M_c = 0.216$  мм, коэффициент вариации  $V_c = 0.414$ .

Определяем по формуле (7.3)  $[\delta]** = 0.28$  мм.

Определяем по формуле (5.23) с учётом (7.4)  $[\delta]**=0.24$  мм.

Требование не выполнено:  $M_c < [\delta]**$ .

Продолжаем испытания, получаем шестой корректный результат  $\delta_{cr} = 0.17$  мм. Среднее  $M_c = 0.208$  мм, коэффициент вариации  $V_c = 0.406$ .

Определяем по формуле (7.3)  $[\delta]*=0.267$  мм.

Определяем по формуле (5.23) с учётом (7.4)  $[\delta]**=0.208$  мм.

Требование выполнено,  $M_c = [\delta]**$ . ЗТВ-I прошла аттестацию.

Начинаем испытывать на трещиностойкость образцы с надрезом по ЗТВ-II на удалении от линии сплавления, получаем три корректных результата:

$\delta_{cr} = 1.21$  (событие типа M), 0.26 и 0.52 мм. Среднее  $M_c = 0.66$  мм, коэффициент вариации при одном цензурированном данном (1.21 мм)  $V_c = 0.333$ .

Требование выполнено:  $M_c > [\delta]$ . ЗТВ-II прошла аттестацию.

Рассмотрим ещё один вариант, когда одно из индивидуальных значений трещиностойкости оказывается низким. Допустим, мы имеем три корректных результата  $\delta_{cr} = 1.21$  (событие типа M), 0.05 и 0.35 мм, среднее  $M_c = 0.536$  мм, коэффициент вариации при одном цензурированном данном (1.21 мм)  $V_c = 0.75$ . Заметим, что минимальное значение CTOD превышает принятый минимум значений трещиностойкости, который с учётом формулы (5.13) составляет 0.01 мм.

Так как получено одно значение  $\delta_{cr} < 0.5 [\delta]$ , по принятым в настоящее время формальным признакам ЗТВ не прошла аттестацию при данной температуре. Проверим, как работает предлагаемая процедура:

Определяем по формуле (7.3)  $[\delta]*=6.82$  мм (!). Фактически, это запретительное значение CTOD, так как оно превышает границу цензурирования данных. Допустим, что мы продолжили испытания и получили 7 корректных результатов (все вновь полученные результаты оказались достаточно велики), и имеем  $\delta_{cr} = 1.21$  (событие типа M), 0.05, 0.35, 0.50, 0.45, 0.55, 1.40 мм (последнее – событие типа U). Среднее  $M_c = 0.694$  мм, коэффициент вариации при двух цензурированных данных (1.21 и 1.40 мм)  $V_c = 0.468$ .

Определяем по формуле (7.3)  $[\delta]*=0.46$  мм.

Определяем по формуле (5.23) с учётом (7.4)  $[\delta]**=0.304$  мм.

Требование выполнено:  $M_c > [\delta]**$ . ЗТВ-II прошла аттестацию, несмотря на наличие одного низкого значения. Такой подход позволяет аттестовать сварные соединения при большом разбросе трещиностойкости, не требуя исключать появляющиеся отдельные низкие значения трещиностойкости, в отличие от известных процедур.

### **7.1.5 Требования к процедурам специальных механических испытаний**

На основании исследований автора в Судовые Правила и Правила ПБУ/МСП Регистра внесены процедуры специальных испытаний (CTOD,  $T_{KB}$ , NDT, DWTT), включающие требования к изготовлению образцов, порядку получения и интерпретации экспериментальных данных. В Часть III Правил технического наблюдения за изготовлением материалов (НД №2-010101-040 Регистра) внесена типовая программа специальных испытаний, включающая их объёмы и методы. В Судовых Правилах откорректирован раздел 3.5 «Сталь, работающая при низких температурах» части XIII «Материалы» с введением марок стали с индексом «Arc».

Специальные испытания до настоящего времени большей частью проводятся в лабораториях научных организаций, включая НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». Однако за последние несколько лет заводы-изготовители металлопродукции закупили новое испытательное оборудование и осваивают специальные испытания на предприятиях. Автор настоящей работы оказывал консультации по методическим вопросам испытаний ПАО «Северсталь», АО «ВМЗ», ПАО «ММК», участвовал в технической оценке лабораторий ПАО «ЧТПЗ» и РОСНИТИ в процессе их признания Регистром, а также в подготовке Программ специальных испытаний, подготавливаемых изготовителями металлопродукции для получения Свидетельств о признании изготовителя.

За прошедшие годы с участием автора выполнен ряд НИР с целью совершенствования нормативной базы Регистра в части определения процедур испытаний и требований к толстолистовому прокату до 150 мм, к тонколистовому прокату толщиной 20 мм и менее, а также к плакированной стали, и гармонизации указанных норм с требованиями МАКО с учётом выполненных теоретических и экспериментальных разработок.

### **7.2 Обеспечение надёжности конструкций подводных трубопроводов при укладке и эксплуатации по критерию предотвращения разрушений от дефектов. Корректировка Правил МПТ и Руководства по эксплуатации МПТ**

Особенностями магистральных трубопроводов является наличие нескольких расчётных случаев (строительство, испытания, эксплуатация в условиях коррозионного и вибрационного воздействия), а также необходимость обеспечить высокую производительность строительства и контроля в связи с запредельно высокой стоимостью привлечения всех необходимых технических средств,

особенно для подводных трубопроводов. Данный вопрос рассматривался в работах автора [51, 55]. Факторы, положительно влияющие на сопротивление трубопроводных конструкций хрупкому разрушению:

- достаточная точность определения размеров дефектов в случае применения АУЗК с фазированными решётками,
- сравнительно небольшие толщины, обычно в пределах 30-40 мм,
- температура воды не ниже нуля градусов,
- достаточная сопротивляемость циклическому нагружению, которая может быть экспериментально проверена (если это не какой-либо особенный проект).

Расчётные точки для проведения оценки – граница усиления шва с наружной стороны трубы (так как усиление шире с наружной стороны) и корень шва с внутренней стороны трубы.

Факторы, отрицательно влияющие на сопротивление разрушению трубопроводных конструкций:

- высокая нагруженность, напряжения большей частью растягивающие (порядка 0.6 предела текучести при эксплуатации, до 0.9 предела текучести при укладке), также существует опасность потери устойчивости при нахождении без внутреннего давления при изгибе,
- общая длина монтажных сварных соединений порядка 300 метров на километр длины, десятки километров шва для трубопровода в целом,
- высокая вероятность коррозионных повреждений при эксплуатации,
- проблемы получения достоверных сведений о трещиностойкости материала, особенно если проект выполняется по зарубежным требованиям.

Расчётные случаи для подводного трубопровода, которые необходимо рассматривать по отдельности:

- укладка с изгибом или повторный подъём для продолжения сварки после перерыва или для ремонта,
- гидравлическое испытание,
- эксплуатационное нагружение (обычно – к концу срока эксплуатации).

В результате внедрения перечисленных разработок в настоящее время в отечественной практике появился единственный документ, где включены проверочные расчёты такого типа. Это Правила классификации и постройки морских подводных трубопроводов (МПТ) Регистра [112], в которые включена проверка норм дефектности кольцевых сварных соединений МПТ, процедура которой (инженерно-критический анализ, ЕСА) разработана с участием автора настоящей работы [55, 125]. Данная процедура необходима для достаточно простой

проверки инспекторами Регистра норм дефектности стыковых сварных соединений трубопроводов, разработанных третьей стороной по заказу владельцев строящихся трубопроводов. В настоящем разделе приведён пример использования процедуры ЕСА и перечислены применяемые формулы.

### **7.2.1 Разделы нормативной документации Регистра по МПТ, созданные либо откорректированные на основании выполненных исследований**

– Создана развёрнутая редакция раздела 4.5 «Сталь для подводных трубопроводов» Правил МПТ [112].

– Создана глава «Сварка» Правил МПТ [112].

– Созданы разделы «Стальные фланцы» и «Стальные отводы и фитинги» Правил МПТ [112].

– Созданы разделы «Стальные фланцы» и «Стальные отводы» Руководства по техническому наблюдению за постройкой и эксплуатацией морских подводных трубопроводов [113].

– Внесён раздел «Методы испытаний стального проката и труб» и Приложение 4 «Методики специальных испытаний стальных труб и проката» Правил МПТ [112].

– Создан п. 5.5 Правил МПТ [112] «Применение инженерной оценки критичности дефектов для определения допускаемых дефектов при сварке кольцевых стыковых швов», где впервые в отечественной нормативной документации имеется процедура проверочного расчёта норм дефектности, что позволяет использовать научные результаты настоящей работы для проверки допустимости размеров дефектов сварных соединений, рассчитанных третьими сторонами по зарубежным методикам, о чём говорится далее в настоящем разделе.

– Определены значения коэффициента прочности (коэффициента использования материала) и влияние отклонения труб от круговой формы на разрушающие нагрузки. Откорректированы процедуры расчёта допустимости дефектов типа потеря металла в [112].

### **7.2.2 Порядок и объёмы получения данных по трещиностойкости материала (пример процедуры, предложенной для стыковых швов трубопроводов)**

Экспериментальное определение трещиностойкости проводят для основного металла и производственных сварных соединений на образцах типа SENB или C(T), расположенных вдоль трубы, с надрезом по толщине, направление распространения разрушения поперёк трубы, при следующих вариантах расположения надреза:

- основной металл;
- для металла шва — по центру шва;
- для ЗТВ — надрез через линию сплавления, так как на трубах невозможно получить прямую кромку, как на К-образной разделке. При этом критерий попадания в крупнозернистую ЗТВ не меняется (минимум 15% длины фронта трещины).

Образцы SENB являются предпочтительными, так как для образцов С(Т) требуется изготовление оснастки под каждый типоразмер, а их минимальная толщина обычно ограничена возможностями оборудования величиной порядка 12.5 мм.

По результатам рассмотрения результатов испытания сварных образцов SENT в главе 3, они не были рекомендованы к включению в Правила Регистра, возможна ошибка в опасную сторону. Испытания образцов SENB с надрезом от поверхности не рекомендованы потому, что не дают интегральной картины качества сварки, что также обсуждалось в главе 3.

Параметр трещиностойкости  $J_{cr}$  или  $\delta_{cr}$  определяют применительно к конкретной расчетной температуре конструкции  $T_d$ . Рекомендовано прямое экспериментальное определение критических значений параметра  $(J_{cr})_i$  при температуре  $T_d$  или в температурном интервале, включающем  $T_d$ , на образцах натурной толщины (сечение образцов в плоскости трещины прямоугольное  $S \times 2S$  или квадратное  $S \times S$ ) по процедуре, соответствующей международным стандартам, при количестве образцов на одну температуру не менее 3 для основного металла или металла шва и 7 для ЗТВ (имеется в виду, что 7 образцов позволят получить не менее трёх корректных результатов). Значения трещиностойкости должны соответствовать одному из критических событий — нестабильному разрушению после стабильного подраста трещины или без него, либо первому достижению плато максимальных нагрузок. Определение требований по трещиностойкости предлагается по аналогии проводить по процедуре, представленной в п.7.1.2, что обеспечивает учёт разброса экспериментальных значений и позволяет снижать требования при получении дополнительных данных.

### **7.2.3 Практическое использование методики оценки сопротивления разрушению при проверке норм дефектности для стыковых сварных соединений трубопроводов**

В данном разделе рассмотрен пример применения разработанной расчётной методики для проверки норм дефектности стыковых сварных соединений МПТ, рассчитанных по зарубежным нормам API STD 1104 [135] (проверочный расчёт).

При строительстве МПТ применяются следующие виды сварки:

- Автоматическая сварка проволокой сплошного сечения в защитных газах основной линии трубопровода,
- Ручная дуговая сварка основной линии трубопровода и трубных вставок, а также при ремонте сварных стыков,
- Ручная дуговая и механизированная сварка порошковой проволокой в защитных газах при ремонте сварных стыков,
- Механизированная сварка порошковой проволокой в защитных газах при ремонте сварных стыков.

Все сварочные и монтажные работы на трубопроводных системах проводятся в соответствии со спецификациями сварочных процедур (СПС), утверждёнными подрядчиком, заказчиком и РМРС.

### **Контроль качества при сварочных работах**

Контроль качества должен выполняться ещё на стадии квалификационных (аттестационных) испытаний процедур сварки с целью контроля, проверки и утверждения методов и требований, предложенных в предварительной спецификации сварочной процедуры (пре-СПС). Контроль качества на этом этапе должен осуществляться в присутствии инспектора по качеству, представителей заказчика и РМРС.

### **Методы и объёмы неразрушающего контроля**

При контроле монтажных сварных соединений прямолинейных участков МПТ используются следующие методы и объёмы НК:

При основной сварке:

- Визуально-измерительный контроль (ВИК) – каждый сварной стык;
- Автоматический ультразвуковой контроль (АУЗК) – каждый сварной стык;

При ремонтной сварке:

- ВИК – каждый сварной стык;
- АУЗК – каждый сварной стык;
- Ручной ультразвуковой контроль (РУЗК) – каждый сварной стык;
- Магнитопорошковый контроль (МП) – каждый сварной стык.

При контроле квалификационных стыков, аттестации сварщиков, специальных стыков, включая присоединение соединительных деталей трубопровода, используются следующие методы и объёмы НК:

- ВИК – каждый сварной стык;
- Радиографический контроль (РК) – каждый сварной стык;
- РУЗК – каждый сварной стык;
- МП – каждый сварной стык.

## **Пример проверочного расчёта норм дефектности кольцевых сварных соединений подводных трубопроводов в условиях ограниченных данных о материале**

Перед проведением расчёта анализируется нормативная документация, включая DNVGL-ST-F101 [166], разработанный на его основе ГОСТ Р 54382-2011 Нефтяная и газовая промышленность. Подводные трубопроводные системы. Общие технические требования [25], DNVGL-RP-F108 [164], BS 7910 [149], Правила МПТ Регистра [112], а также проверяемые нормы дефектности, результаты квалификационных испытаний процедуры сварки, процедуры НК для конкретных типоразмеров труб, результаты валидации применяемых методов НК. В данном случае анализируемые нормы дефектности были определены с применением инженерной оценки критичности (ЕСА) по стандарту API STD 1104 [135, Приложение А].

Область действия валидации метода НК – АУЗК с фазированными решётками определяется пунктом Е 9.1 ГОСТ Р 54382-2011 [25]: должна быть одинаковая контролирующая система, способ сварки и геометрия разделки кромок. Квалификационные испытания остаются действительными при условии, что не внесено никаких изменений в значимые параметры, определяемые в пункте 9.2 [25], который гласит:

### *Е9.2 Значимые параметры*

- способ сварки и геометрия разделки кромок
- настройка зондов для корня и верхней зоны сварного шва
- настройка зондов на другие слои (число этих слоёв может быть увеличено или уменьшено в соответствии с изменениями толщины стенки при условии, что настройки не изменяются)
- эталонные отражательные элементы
- система получения и обработки данных
- версия программного обеспечения (за исключением изменений, оказывающих воздействие только на просмотр и отображение)

Применяемый метод УЗК показал высокую вероятность выявления и хорошее соответствие размеров выявляемых дефектов реальным. Поэтому в расчётах было принято: длина дефектов – без изменений, глубина дефектов – с погрешностью 0.5 мм, которая плюсуется к показаниям УЗК.

### *Рассматриваемые расчётные случаи*

- Укладка трубопровода по S-образной схеме проводилась при максимально допустимой продольной нагрузке, установленной Правилами Регистра на уровне 95%

минимального гарантированного предела текучести [112]. Этот расчётный случай соответствует наибольшим нагрузкам, прилагаемым к кольцевым сварным соединениям трубопровода.

- Гидравлические испытания после укладки при максимально допускаемой интенсивности напряжений, установленной Правилами Регистра на уровне 95% минимального гарантированного предела текучести [112].

- Эксплуатация трубопровода при максимально допускаемой интенсивности напряжений, установленной Правилами Регистра на уровне 70-80% минимального гарантированного предела текучести [112].

Наиболее критичным с точки зрения прочности по отношению к хрупкому разрушению является случай укладки.

В таблице 7.8 приведены примерные технические характеристики трубопроводов, с учётом которых проводился проверочный расчёт (значения напряжений для расчётного случая при эксплуатационных нагрузках рассчитаны с учётом коррозионного износа для конца эксплуатации).

**Таблица 7.8 - Исходная информация для расчёта**

Назначение трубопровода	Нефть	Газ
Марка материала	X52	X60
Наружный диаметр, мм	323.94	406.4
Номинальная толщина стенки, мм	11.1	17.5
Толщина стенки с учётом мин. производственного допуска, мм	9.99	15.75
Минимальная толщина стенки с учётом коррозии, мм	6.99	12.75
Минимальный гарантированный предел текучести, МПа	358	413
Минимальное гарантированное временное сопротивление, МПа	490	510
Максимальные продольные напряжения при укладке, МПа	340	392
Номинальные продольные напряжения при гидроиспытаниях, МПа	241	278
Номинальные продольные напряжения при эксплуатации, МПа	203 - по РМРС	234 - по РМРС

Минимальная температура для всех расчётных случаев одинакова.

Основные положения проверяемых расчётов:

- В качестве исходных данных для выполнения расчётов приняты характеристики прочности основного металла, которые являются консервативными (меньшими) по отношению к экспериментально определённым как для основного металла, так и для металла сварных монтажных соединений.

- Диаграмма нагружения основного металла нелинейная, исходит из условия равнопрочности сварного шва и основного металла (металл шва прочнее основного металла).

- Прочностные характеристики сварного соединения (предел текучести, временное сопротивление) приняты на минимально гарантированном уровне для

основного металла. Данное предположение консервативно, то есть даёт ошибку в безопасную сторону.

- Толщина стенки трубы принята равной минимальной толщине стенки, допуск на коррозию не брали в расчёт, так как рассматривали случай укладки трубопровода. Допуск на смещение кромок — не более 3 мм.

- Для поверхностных дефектов у границы шва учитывается конструктивная концентрация напряжений. Так как ширина внутреннего усиления шва меньше, чем внешнего, на границе внутреннего шва сечение стенки больше, соответственно, концентрация напряжений ниже, поэтому распространение результатов ЕСА для дефекта у наружной поверхности на дефекты у внутренней поверхности трубы даёт ошибку в безопасную сторону.

- Для внутренних дефектов конструктивная концентрация напряжений от формы шва не учитывается.

- Расчётные нагрузки приняты максимально допустимыми по нормам Регистра, таблица 7.8.

- Трубопроводы считаются лежащими на морском дне, полностью заглублёнными в грунт и не подверженными динамическим нагрузкам (вибрации). Информация об ожидаемых циклических нагрузках в процессе эксплуатации трубопроводов неизвестна и не учитывается в оценках.

- Указано, что анализируемые критерии не относятся к трещиноподобным дефектам.

- Отмечено, что при испытаниях на трещиностойкость все образцы разрушились по вязкому механизму.

Для оценки разработанных за рубежом норм дефектности выполнена процедура проверочного расчёта согласно варианту разработанной методики, в 2015 году включённому в Правила МПТ Регистра [112], а именно расчёт минимального уровня трещиностойкости материала сварных соединений, достаточного для обеспечения сопротивления разрушению при наличии анализируемого максимального допускового дефекта. Дефект рассматривается как полуэллиптическая поверхностная трещина в зоне действия остаточных напряжений, ориентированная вдоль шва. Длина дефекта  $l \geq 5a$ .

Единицы измерения, принятые в настоящем примере: напряжения в МПа, размеры в мм, КИН в МПа·м<sup>0.5</sup>. *Приводимые курсивом номера формул соответствуют стандартному документу Регистра [112].*

Условием прочности по отношению к хрупкому разрушению является выполнение неравенства (5.5.1.1):

$$J \leq [J] = J_{cr}/n_1,$$

где  $J$  — расчётное значение  $J$ -интеграла для дефекта, определяемое уровнем эксплуатационных напряжений с учетом наличия остаточных сварочных напряжений;  $[J]$  — допускаемое значение  $J$ ;  $J_{cr}$  — характеристика трещиностойкости материала;  $n_1$  — коэффициент запаса, определяемый категорией ответственности конструктивного элемента и учитывающий разброс экспериментальных данных по трещиностойкости.

Величина  $J$  определяется по формуле (5.5.9.3-3)

$$J = \frac{1000(1-\nu^2)}{E} \cdot \left[ (K_1^d)^2 + f_1 (K_{Ires})^2 \right] f_2,$$

где согласно формуле (5.5.9.3-9)

$$K_1^d = (\sigma_t \cdot Y_t + \sigma_b \cdot Y_b) \sqrt{0.001\pi a},$$

(значения функций  $Y_t$ ,  $Y_b$  для определения  $K_1^d$  принимают по номограммам рис. 5.5.9.3-1 и 5.5.9.3-2 [112], для случая укладки принимают  $\sigma_b = 0.1\sigma_t$  для поверхностных дефектов и ноль для внутренних). По формуле (5.5.9.3-11),

$$K_{Ires} = \eta \sigma_Y \sqrt{0.001\pi a} Y_r Y_a,$$

где для сварных соединений в состоянии после сварки значение коэффициента  $\eta$  принимают равным 1.0 для сварных соединений в толщине  $t \geq 30$  мм, для меньших толщин по формуле (5.5.9.3-12)

$$\eta = 1 - 0.7(10/S)^2.$$

— величину  $Y_a$  для поверхностной полуэллиптической или внутренней эллиптической трещины определяют по формуле (5.5.9.3-13)

$$Y_a = \left[ 1 + 4.6 \left( \frac{b}{l} \right)^{1.65} \right]^{-1/2},$$

где  $b = a$  для поверхностной трещины,  $b = 2a$  для внутренней трещины;

Величину  $Y_r$  определяют в зависимости от расчётной точки:

— для границы сварного шва со стороны наружной поверхности трубы (линия сплавления, ЗТВ) при односторонней сварке по формуле (5.5.9.3.1-1) с учётом  $h=a/S$  по формуле (5.5.9.3-7)

$$Y_r = 1.0 \exp(-3.9a/S).$$

— для корня шва со стороны внутренней поверхности трубы по формуле (5.5.9.3.1-4)

$$Y_r = 2.4 \exp(-6.9a/S).$$

— для внутреннего дефекта по линии сплавления

$$Y_r = 2.0 \exp(-4.5(e-a)/S) \exp(-3.9a/S), \quad e \leq 0.5S, \quad a < e,$$

где  $e$  — глубина залегания средней точки дефекта.

— параметр геометрии принимают равным  $\zeta = \frac{al}{S(l+2S)}$ .

Значения функций  $f_1$  и  $f_2$  определяют в зависимости от относительных приведённых напряжений  $L_r$  в конкретном расчётном случае, по формулам (5.5.9.3-4), (5.5.9.3-5)

$$f_1 = 1 - 0.6L_r,$$

$$f_2 = 1 + 13.3(L_r - 0.5)^{2.7} \text{ при } L_r \geq 0.5 \text{ и } f_2 = 1 \text{ при } L_r < 0.5, \text{ где}$$

— для поверхностной полуэллиптической трещины (5.5.9.3-6)

$$L_r = \frac{\sigma_b/3 + \sqrt{\sigma_b^2/9 + \sigma_t^2}}{(1-\zeta)^{0.42} \sigma_Y},$$

— для эллиптической внутренней трещины (5.5.9.3-7)

$$L_r = \frac{\zeta\sigma_t + \sigma_b/3 + \sqrt{(\zeta\sigma_t + \sigma_b/3)^2 + [(1-\zeta)^2 + 4\zeta\gamma]\sigma_t^2}}{[(1-\zeta)^2 + 4\zeta\gamma]\sigma_Y}, \gamma = 0.8-a/S.$$

Переход от  $J$ -интеграла к величине CTOD ( $\delta_c$ ) сварного соединения осуществляется по формуле (5.5.3.4)

$$\delta_{cr} = J_{cr} / (1.65 \cdot \sigma_Y).$$

Коэффициент запаса вычисляют по формуле (5.5.6.2)

$$n = (5(V_0 + V)^2 + 1)^{n_1},$$

где  $V_0$  — коэффициент достоверности данных («пенальти за недостоверность», от 0 до 0.3), этот коэффициент был принят в актуальной на момент расчёта редакции методики, а в настоящее время заменён абсолютной добавкой к  $n$  в размере 5% в случае наличия только данных по CTOD,

$V$  — коэффициент разброса данных (до 0.5),

$n_1$  — коэффициент расчётного случая по табл. 5.5.6.2 Правил Регистра.

Справочно: переход от  $J$ -интеграла к величине работы удара KV сварного соединения осуществляется по формуле (5.5.9.3-1):

$$KV [\text{Дж}] = 0.56 J_{cr} [\text{Н/мм}],$$

где KV соответствует температуре на  $25 \ln(S/20)$  градусов ниже, чем  $J_{cr}$  (если  $S > 20$  мм).

Результаты проверочного расчёта и их сравнение с имеющимися данными о механических характеристиках и трещиностойкости материала представлены в таблицах 7.9 и 7.10. Результаты проверочных расчётов позволяют считать разработанные нормы дефектности монтажных сварных соединений трубопроводов приемлемыми, с запасом.

Таблица 7.9 — Результаты проверочного расчёта для трубопровода «нефть»

Расчётный случай	Укладка		
	граница усиления, снаружи	внутренний по л.с. на глубине $e = 0.35S$ , $q=S$	корень шва, изнутри
Место дефекта			
Предел текучести, МПа	358		
Макс. напряжения растяжения, МПа	340		
Проверяемая глубина дефекта $a$ , мм	2.7	3.1 / 2	2.7
Проверяемая длина дефекта $l$ , мм	50	50	50
Допускаемая расчётная высота дефекта, мм (плюс погрешность)	3.2	3.6	3.2
Толщина стенки $S$ с учётом минусового производственного допуска 10%, мм	9.99		11.1
$a/t_c$	0.32	0.18	0.29
Отношение длины к глубине $\alpha=l/a$	16	28	16
Функция $Y_t$ по рис. 5.5.9.3-1 и 2	1.3	1.07	1.3
Функция $Y_b$ по рис. 5.5.9.3-1 и 2	0.83	0.43	0.84
К-т снижения остаточных напряжений $\eta$	0.43		
Функция $Y_a$	0.59	0.97	0.61
Функция $Y_r$	0.42	0.46	0.33
Параметр геометрии $\zeta$	0.229	0.129	0.199
Относительная нагрузка $L_r$	1.10	1.09	1.08
Функция $f_1$	0.263	0.270	0.276
Функция $f_2$	4.35	4.20	4.06
$K_1^d$ , МПа $\sqrt{м}$	47.1	27.4	47.2
$K_{Ires}$ , МПа $\sqrt{м}$	3.8	5.2	3.1
$J_c$ , Н/мм ( $n = 1$ )	<b>44.0</b>	<b>14.5</b>	<b>41.2</b>
Коэффициент расчётного случая $n_1$	1.5		
Коэффициент информативности данных $V_0$	0 (имеются данные по J-интегралу на образцах SENB)		
Коэффициент разброса данных $V$	0.3 - «средний разброс» (реальный разброс не определить). <i>0.5 - большой разброс - выделено курсивом</i>		
Коэффициент запаса $n$	1.75 / 3.38		
Требуемая средняя величина $J_c$ , Н/мм	<b>77</b> <i>149</i>	25 49	<b>72</b> <i>140</i>
Требуемая средняя величина CTOD, мм (справочно)	<b>0.13</b> <i>0.25</i>	0.04 <i>0.08</i>	<b>0.12</b> <i>0.24</i>
Требуемая средняя работа удара KV, Дж (справочно)	<b>46</b> <i>89</i>	14 28	<b>40</b> <i>78</i>
$J_{0.2bl}$ , Н/мм, свойство материала	<b>&gt;150</b>		<b>&gt;100</b>
KV, Дж	л.с.		м.ш.
- монтажный шов	>200		>120
- ремонтный шов	>200		>120
- полный ремонт	>160		>120

Таблица 7.10 — Результаты проверочного расчёта для трубопровода «газ»

Расчётный случай	Укладка		
Место дефекта	граница усиления, снаружи	внутренний по л.с. на глубине $e = 0.35S$ , $q=S$	корень шва, изнутри
Предел текучести, МПа	413		
Макс. напряжения растяжения, МПа	392		
Проверяемая глубина дефекта $a$ , мм	4	4 / 2	4
Проверяемая длина дефекта $l$ , мм	50	50	50
Допускаемая расчётная высота дефекта, мм (плюс погрешность)	4.5	2.25	4.5
Толщина стенки $S$ с учётом минусового производственного допуска 10%, мм	15.75		17.5
$a/t_c$	0.29	0.14	0.26
Отношение длины к глубине $l/a$	11.1	22.2	11.1
Функция $Y_t$	1.18	0.95	1.16
Функция $Y_b$	0.78	0.37	0.80
К-т снижения остаточных напряжений $\eta$	0.72		
Функция $Y_a$	0.96	0.99	0.96
Функция $Y_r$	0.33	0.45	0.41
Параметр геометрии $\zeta$	0.175	0.088	0.151
Относительная нагрузка $L_r$	1.06	1.04	1.05
Функция $f_1$	0.290	0.303	0.297
Функция $f_2$	3.78	3.52	3.65
$K_1^d$ , МПа $\sqrt{м}$	58.6	31.3	57.8
$K_{Ires}$ , МПа $\sqrt{м}$	11.2	11.1	13.9
$J_c$ , Н/мм ( $n = 1$ )	<b>59.7</b>	<b>16.3</b>	<b>56.4</b>
Коэффициент расчётного случая $n_1$	1.5		
Коэффициент информативности данных $V_0$	0 (имеются данные по J-интегралу на образцах SENB при -2°C)		
Коэффициент разброса данных $V$	0.3 - «средний разброс» <i>0.5 - большой разброс - выделено курсивом</i>		
Коэффициент запаса $n$	1.75 / 3.38		
Требуемая средняя величина $J_c$ , Н/мм	<b>104.4</b> 202	28.5 55.1	<b>98.7</b> 191
Требуемая средняя величина CTOD, мм (справочно)	<b>0.15</b> 0.30	0.04 0.08	<b>0.14</b> 0.28
Требуемая средняя работа удара KV, Дж (справочно)	<b>58</b> 113	16 31	<b>55</b> 107
$J_{0.2bl}$ , Н/мм, свойство материала	<b>&gt;150</b>		<b>&gt;140</b>
KV, Дж	л.с.		м.ш.
- монтажный шов	>160		>110
- ремонтный шов	>200		>110
- полный ремонт	>160		>110

В то же время допускаемые размеры дефектов по ЕСА могут быть настолько велики, что реальное обнаружение дефектов таких размеров было бы признаком

нарушения сварочной технологии. Нормы дефектности могут быть распространены на трубопроводы с ближайшей большей толщиной стенки из стали той же марки, при сохранении технологии сварки.

### **7.3 Нормативная документация**

#### **7.3.1 Документация по методам испытаний. СТО по испытаниям на трещиностойкость**

Разработана и одобрена Российским морским регистром судоходства новая редакция стандарта предприятия СТО-07516250-233-2017 [118], регламентирующая проведение испытаний на трещиностойкость стали и сварных соединений. Стандарт ориентирован на использование программного обеспечения для сбора и обработки данных, написанного автором [54]. В последнюю редакцию внесены изменения, основанные на теоретических разработках, рассмотренных в главе 3, а также с учётом актуальных зарубежных стандартов [190, 192].

1. Рассматриваются типы образцов, гармонизированные с международными стандартами, которые могут быть испытаны в условиях НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». Даются рекомендации по выбору типа образца в части учёта максимальной испытательной нагрузки и экономии металла. Процедуры испытания образцов при растяжении (тип SENT) и SENB с короткой трещиной подготавливаются к включению в следующую редакцию стандарта.

2. Для каждого из типов образцов предполагается получение максимальной информации при испытаниях (параметры  $J_{cr}$ ,  $\delta_{cr}$ , R-кривая), для чего может потребоваться специальная оснастка и дополнительные способы обработки результатов.

3. Используются формулы оценки длины трещины по податливости образца для каждого типа образца.

4. Включены требования к правке заготовок.

5. По шагам расписана процедура подготовки образца к испытаниям, включая приёмы выращивания усталостной трещины и самого испытания.

6. Выбор критического события, для которого рассчитывают параметры трещиностойкости, гармонизирован с зарубежными стандартами.

7. Анализ значимости «скачков» на диаграмме нагружения проводится для каждого «скачка» в отдельности.

#### **7.3.2 Документация по методам испытаний. ГОСТ Р 52927, Приложение В**

ГОСТ Р 52927-2015 «Прокат для судостроения из стали нормальной, повышенной и высокой прочности» [24] был разработан НИЦ «Курчатовский

институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» для описания назначения, требований и особенностей аттестации проката хладостойких судостроительных сталей марок «Arc». Так как основным отличием Arc-сталей является гарантированная трещиностойкость металла проката, определяющая минимальную температуру применимости, оказалось необходимым разработать на уровне государственного стандарта современную процедуру испытания, ведь единственный до тех пор действующий ГОСТ 25.506-85 [20] морально устарел через 5-10 лет после издания и ни разу не корректировался. Для аттестации Arc-сталей принято использование образцов натурной толщины, описаны приёмы получения прямолинейного фронта усталостной трещины и порядок обработки полученных результатов на уровне актуальных международных требований. В частности, включены следующие положения, новые по отношению к ГОСТ 25.506-85:

1. Рассматриваются три типа образцов (SENB, C(T) с прямым и ступенчатым надрезом).
2. Для каждого образца определяется деформационный параметр трещиностойкости,  $\delta_{ст}$ . Не определяются не имеющие физического смысла параметры  $K_{QТ}$ ,  $K_C^*$ ,  $l_c$ .
3. Используются формулы оценки длины трещины по податливости образца.
4. По шагам расписана процедура подготовки образца к испытаниям, включая выращивание усталостной трещины, и самого испытания.
5. Выбор критического события, для которого рассчитывают параметры трещиностойкости, гармонизирован с зарубежными стандартами.
6. Анализ значимости срывов на диаграмме нагружения проводится для каждого срыва в отдельности.

### **7.3.3 Документация по методам испытаний. СТО по определению критических температур вязко-хрупкого перехода при аттестации материалов**

В НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» с участием автора разработаны следующие методики испытаний:

- СТО-07516250-256-2014 «Определение температуры вязко-хрупкого перехода  $T_{КВ}$  углеродистой и низколегированной стали. Методика испытаний» [119], согласованная Регистром,
- СТО-07516250-257-2009 «Методика испытаний падающим грузом для определения температуры нулевой пластичности углеродистой и низколегированной стали» [119], согласованная Регистром.
- СТО-07516250-259-2014 «Определение температуры вязко-хрупкого

перехода при испытаниях падающим грузом листового проката и труб из углеродистой и низколегированной стали» [120], также согласованная Регистром.

В актуальных изданиях методик учтены авторские разработки, обсуждавшиеся в настоящей работе. Уменьшены размерные допуски образцов, обеспечивающие их точную установку на испытательные машины. Конкретизирован способ изготовления образцов (механическая резка без нагрева), что позволяет получать более стабильные результаты. В методику  $T_{KB}$  также планируется включить сдаточные испытания по виду излома при комнатной температуре, так как отличается только способ обработки результатов. В части NDT учтены исследования, описанные в главе 6, и предложено в случае распространения трещины не по поверхности, а по телу образца, статически раскрывать испытанные образцы после термического окрашивания с целью проверки распространения трещины при ударе. В методики  $T_{KB}$  и DWTT внесены процедуры оценки кристаллической составляющей в изломах с учётом типов разрушения современных сталей, обсуждавшихся в главе 6 настоящей работы.

### **7.3.4 Руководящий документ по расчётам прочности**

С учётом выполненных теоретических и практических работ под руководством А.В.Ильина с участием автора настоящей работы издан стандартный документ РД5.УЕИА.3613-2012 «Расчётная оценка прочности по критерию предотвращения разрушения от дефектов в конструкции. Методы расчёта». В настоящее время подготавливается его новая редакция, которая будет включать последние результаты теоретических и экспериментальных исследований. Документ ориентирован на конструкции морского шельфа, но может быть применён для иных классов конструкций.

#### **7.3.4.1 Особенности редакции методики, предлагаемой для расчётов прочности корпусов судов и конструкций буровых платформ**

В РД принимается во внимание, что критическим расчётным случаем для корпусов судов, буровых платформ, терминалов и подобных конструкций является случай эксплуатационного нагружения. Основная процедура расчётных оценок соответствует главе 2 диссертации.

Предусмотрено два варианта расчёта.

1. В расчёт закладывается ожидаемая толщина на момент окончания эксплуатации с учётом общей коррозии. Глубина дефекта принимается для «расчётного дефекта» и корректируется с учётом возможности усталостного роста по методологии, изложенной в главе 1, в зависимости от уровня эксплуатационных напряжений. Прочностные свойства материала берутся минимально

гарантированными. Используются распределения глубины дефекта, нагрузок и температур, рекомендованные в главе 2. В результате определяются требования по трещиностойкости и хладостойкости применяемых материалов либо, наоборот, при применении известных материалов рассчитываются нормы дефектности конструкции.

2. В расчёт закладывается актуальная толщина. Глубина дефекта принимается для реально обнаруженного дефекта. Используются фактические свойства материала. Целью такого расчёта является оценка допустимости обнаруженного дефекта без ремонта в актуальном состоянии либо выяснение, мог ли такой дефект быть причиной разрушения, если оно уже произошло. Если принять толщину конструкционного элемента на конец эксплуатации с учётом актуального состояния в части коррозии и проверить необходимость корректировки размера дефекта с учётом усталостного нагружения, можно рассчитать, сможет ли конструкция с обнаруженным дефектом эксплуатироваться без ремонта до конца срока.

3. Рассматриваются типовые виды дефектов сварных соединений: по линии сплавления, от усиления шва, от корня шва, от конструктивного непровара.

#### 7.3.4.2 Особенности редакции методики, предлагаемой для расчётов прочности сосудов давления и корпусов глубоководных аппаратов

В упомянутом РД учитываются следующие факторы, способствующие увеличению сопротивления разрушению таких конструкций:

- температура рабочего тела (для сосудов давления) или забортной воды (для аппаратов) обычно не ниже нуля градусов, поэтому методические разработки обязаны учитывать сопротивление не только хрупкому разрушению, но и вязкому,
- для подводных аппаратов – преимущественно сжимающие эксплуатационные напряжения.

Расчётные точки в таких конструкциях обычно располагаются вблизи перегибов корпуса, где добавляется изгибная компонента напряжений, рис. 7.2. В корпусных конструкциях встречаются и иные сварные соединения, расчётные точки (для справки) приведены на рис. 7.3.

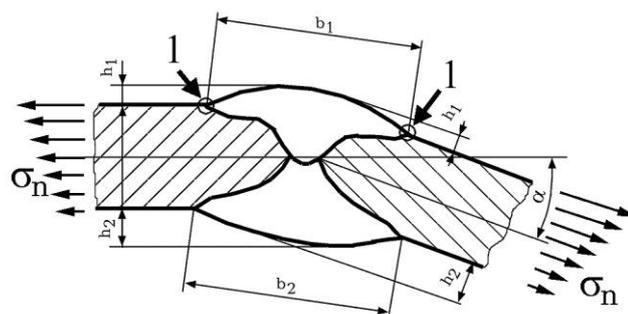


Рисунок 7.2 - Расчётные точки корпуса сосуда давления (обозначены цифрами 1).

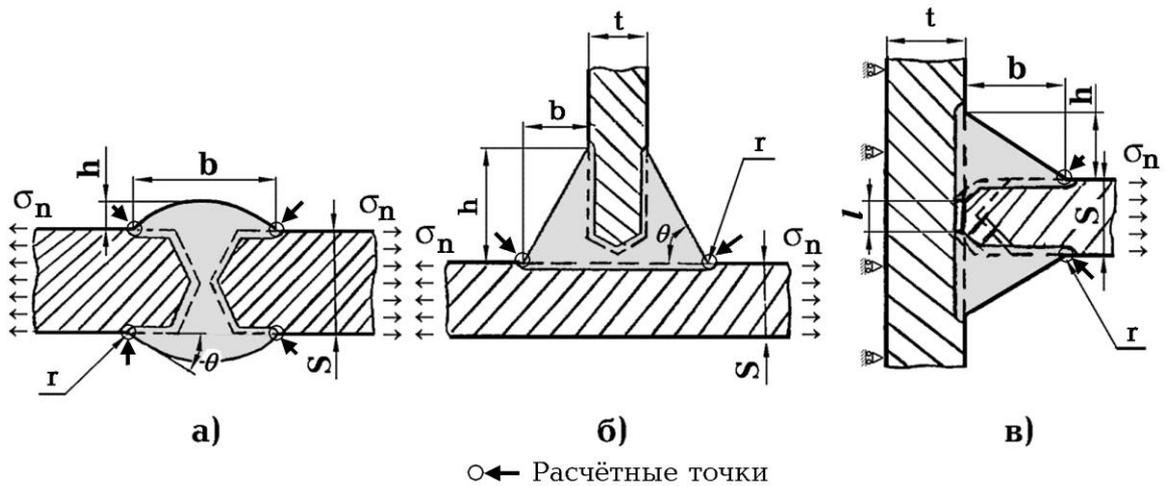


Рисунок 7.3 - Расчётные точки типовых сварных соединений корпусных конструкций сосудов давления, морской техники и глубоководных аппаратов.

Факторы, снижающие сопротивление разрушению конструкций глубоководных аппаратов:

- как правило, отсутствие определения глубины дефектов в случае применения РК в качестве основного метода НК,
- возможное использование стали в больших толщинах,
- циклическое нагружение при эксплуатации с большими амплитудами напряжений,
- высокая вероятность коррозионных повреждений при эксплуатации (для случаев агрессивных рабочих сред и морской воды),
- проблемы получения достоверных сведений о трещиностойкости материала в большой толщине.

Следует отметить расчётные случаи для таких конструкций, которые необходимо рассматривать отдельно:

- гидравлическое испытание,
- эксплуатационное нагружение.

Для циклически нагружаемых сварных нетермообрабатываемых конструкций существует реальная опасность развития усталостных трещин от технологических дефектов, которые могут быть не выявлены существующими средствами неразрушающего контроля. В этом случае требования к трещиностойкости металла сварных соединений должны обеспечивать отсутствие хрупких разрушений при любой конфигурации и пространственном положении трещины и учитывать максимально возможный вклад остаточных сварочных напряжений.

При использовании условия нестабильного разрушения в области полномасштабной текучести, связывающего характеристику трещиностойкости материала  $R_c$  при разрушении не только со значением  $J_{cr}$ , но и с величиной его

упругой составляющей  $J_{e1}$ , может быть определена «наиболее опасная» глубина трещины, соответствующая максимуму  $R_c$ . Это позволяет выполнять предельные оценки необходимой трещиностойкости, не требующие каких-либо обоснований конкретных размеров дефекта.

#### **7.3.4.3 Практическое использование методики оценки сопротивления хрупкому разрушению при разработке требований к материалам корпусов глубоководной техники**

Исходя из опыта применения материалов объектов глубоководной техники, могут быть выделены две ситуации, где необходимо применение предлагаемых процедур, основанных на аппарате нелинейной механики разрушения [49]:

а) Используемые материалы обладают достаточным запасом трещиностойкости, обеспечивая предотвращение хрупких разрушений при наиболее неблагоприятных сочетаниях эксплуатационных и остаточных напряжений, ограниченных возможностях неразрушающего контроля и циклической нагруженности, способствующей росту дефектов. В этом случае достаточно определить требования к параметрам трещиностойкости и обеспечить их выполнение на стадии сертификационных испытаний, процедуры механики разрушения необходимо применять лишь для обоснования этих требований.

б) Используемые материалы не соответствуют выполнению «абсолютного» условия предотвращения хрупкого разрушения, поэтому необходимы уточнённые оценки прочности по отношению к хрупким разрушениям.

Если для основного металла вероятна ситуация (а), то для металла нетермообрабатываемых сварных соединений достижение «абсолютной» трещиностойкости вряд ли возможно. Результаты испытаний на трещиностойкость сварных соединений из высокопрочных низколегированных сварочных материалов показывают, что при температуре  $0^\circ\text{C}$  характерный диапазон значений  $J_{cr}$  составляет только 80... 150 Н/мм. В этом случае необходима дифференцированная оценка прочности по критерию предотвращения хрупкого разрушения.

Представляемый пример расчёта предназначен для того, чтобы определить требуемый уровень трещиностойкости материала стыкового соединения излома корпуса гипотетического подводного аппарата. Очевидно, что корректность метода должна быть проверена, один из способов проверки – сравнение рассчитанной величины со стандартными требованиями.

Рассмотрим корпус аппарата толщиной  $S = 40$  мм, изготовленный из стали с пределом текучести 420 МПа, предел текучести металла шва примем равным

500 МПа и будем использовать в расчёте как наибольший в сварном соединении.

Расчётную нагрузку примем равной 0.85 предела текучести основного металла (составляющая растяжения), и в пять раз меньше – изгибную составляющую, то есть 340 и 68 МПа, соответственно. Тогда  $L_r = 0.82$ .

Для подводных аппаратов основным видом НК является РК, поэтому размер расчётного дефекта примем равным высоте валика шва ( $a = 10$  мм), дефект по линии сплавления в виде полуэллиптической трещины ( $l = 30$  мм). Таким образом, дефект моделирует локальное несплавление.

Параметр геометрии  $\zeta = \frac{al}{S(l+2S)} = 0.068$ . Коэффициенты  $f_1$  и  $f_2$  составляют

0.50 и 1.31, соответственно.

В рамках расчёта проверки пригодности сварочной процедуры принимаем

$$Y_r = 1.6 \exp(-8.1a/S) = 0.211.$$

Далее используем номограммы для определения Y-функций для поверхностного полуэллиптического дефекта, рис. 7.4, откуда получаем  $Y_t = 0.82$ ,  $Y_b = 0.55$ .

$$\text{Функция } Y_a = \left[ 1 + 4.6 \left( \frac{a}{l} \right)^{1.65} \right]^{-1/2} = 0.567.$$

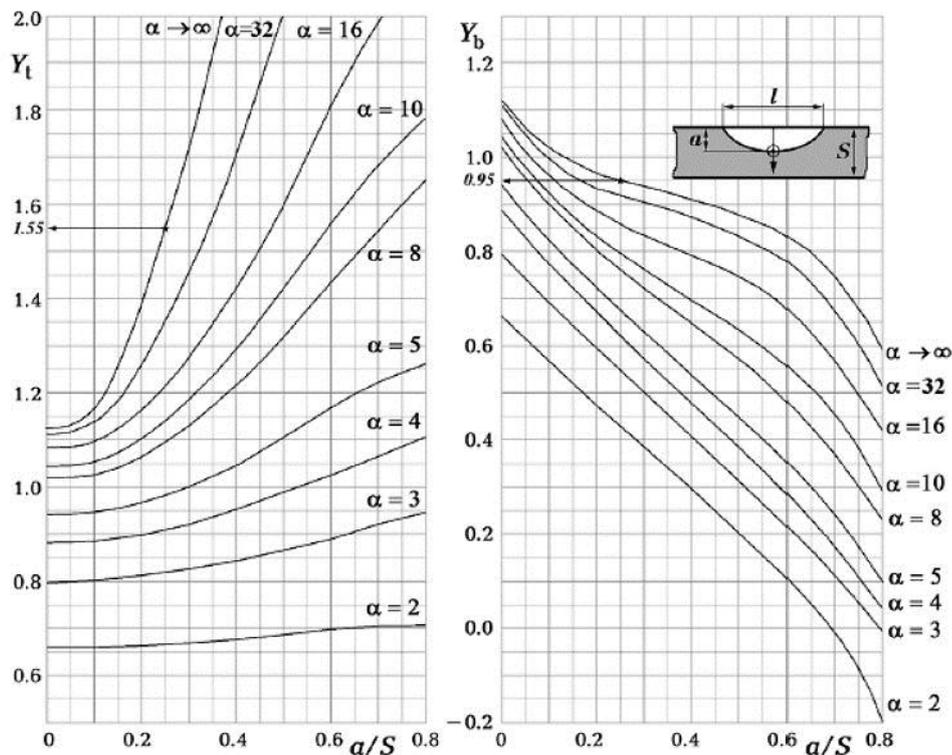


Рисунок 7.4 - Номограммы для определения Y-функций для поверхностного полуэллиптического дефекта

$$K_{\text{Ires}} = \eta \sigma_Y \sqrt{0.001 \pi a} Y_r Y_a = 10.6 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{0.5}.$$

$$K_1^d = (\sigma_t \cdot Y_t + \sigma_b \cdot Y_b) \sqrt{0.001 \pi a} = 56 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{0.5}.$$

$$\text{Требуемое значение } J = \frac{1000 (1 - \nu^2)}{E} \cdot \left[ (K_1^d)^2 + f_1 (K_{\text{Ires}})^2 \right] f_2 = 28 \text{ Н/мм}.$$

Принимая коэффициент запаса по формулам 5.21 и 5.22 (при  $V_c = 0.35$ ,  $m = 3$ ) равным  $n_1 = 6.44$ ,  $n_{\text{доп}} = 1.124$ , получаем требуемые  $J_{\text{cr}} = 180 \text{ Н/мм}$ ,  $\text{CTOD} = 0.29 \text{ мм}$ . Если увеличить число испытываемых образцов до  $m = 7$ ,  $n_1 = 3.72$ ,  $n_{\text{доп}} = 1.034$ , получаем  $J_{\text{cr}} = 104 \text{ Н/мм}$ ,  $\text{CTOD} = 0.16 \text{ мм}$ .

Такой уровень трещиностойкости обеспечивается существующими сварочными материалами. Последнее значение  $\text{CTOD}$  практически соответствует требуемому при аттестации судостроительной стали (0.15 мм), несмотря на то, что в расчёте был принят сравнительно высокий уровень эксплуатационных напряжений (например, при эксплуатации МПТ Регистра он не должен превышать 0.7 предела текучести по интенсивности напряжений).

#### 7.4 Выводы по главе

Показана практическая применимость разработанных расчётных подходов и возможность снижения консерватизма получаемых оценок трещиностойкости и хладостойкости при условии достаточной достоверности знаний о материале рассматриваемых сварных соединений. Результаты некоторых расчётов сравнивались с оценками по известным международным документам. Отмечено, что предлагаемые расчётные процедуры позволяют более точно определить степень опасности дефектов, например, поверхностных по отношению к внутренним.

Выполненные разработки позволили создать и откорректировать большое количество методических нормативных документов, а также Правил Регистра, в соответствии с которыми производится аттестация судостроительных и трубных материалов, применяемых при строительстве крупногабаритных сварных конструкций ответственного назначения. Выполнено более 50 программ аттестации материалов, положительное решение об их применимости сделано в 95% случаев. Таким образом, можно считать, что разработанные подходы подтверждены результатами аттестационных испытаний.

## ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ

1. Разработана расчётная процедура оценки прочности по отношению к хрупкому разрушению крупногабаритных сварных конструкций на основе связи упругой части  $J$ -интеграла с его полной величиной, учитывающая возникновение больших пластических деформаций перед разрушением и наличие ОСН, которые формируют зону высокой нагруженности перед вершиной трещины. В том числе уточнены используемые в расчёте прочностные параметры материала; с применением количественного анализа функции распределения глубины дефектов, не обнаруженных при контроле реальных сварных соединений, обоснован выбор размеров «расчётного дефекта» в рамках принятой системы неразрушающего контроля с учётом её выявляющей способности.

С помощью двухстадийного численного эксперимента в вероятностной постановке решена задача определения коэффициента запаса на неопределённость трещиностойкости материала в условии прочности. Величина коэффициента запаса согласована с доверительной вероятностью определения размера расчётного дефекта, приемлемой вероятностью разрушения, сочетанием нагрузок и температур их реализации и принятой процедурой аттестации материала. Учтены погрешности, вносимые способом интерпретации экспериментальных данных по трещиностойкости при аттестации сварных соединений. Расчётно обоснованы требования по трещиностойкости металла сварных соединений, которые оказываются достижимыми.

2. Разработана процедура аттестации стали по трещиностойкости металла выбранных участков сварных соединений. После получения трёх корректных результатов в серии необходимость дальнейших испытаний определяется достигнутыми величинами трещиностойкости каждого образца. Это позволяет аттестовать материалы, показывающие большой разброс экспериментальных значений. Предусмотрено определение трещиностойкости металла шва и проверка её уровня, минимально необходимого для корректной аттестации зоны термического влияния. Определены источники снижения требований по трещиностойкости: увеличение числа испытанных образцов до семи и прямое экспериментальное определение  $J$ -интеграла.

3. Разработан программный блок обработки результатов испытаний на трещиностойкость при растяжении образцов SENT двух типов и при изгибе образцов SENB с короткой трещиной, испытываемых с двумя датчиками раскрытия трещины.

С его помощью получены экспериментальные данные, позволяющие оценить масштабный эффект.

4. Подтверждено, что в области вязко-хрупкого перехода характеристики трещиностойкости, получаемые при растяжении даже с наличием ОСН, находятся в районе верхней огибающей результатов, получаемых при нагружении изгибом. Предложена формула для сдвига температуры испытаний образцов уменьшенных размеров в зависимости от высоты их нетто-сечения. Образцы SENB квадратного сечения в полной толщине рекомендовано использовать для аттестации сварных соединений.

5. Разработана методика испытаний на трещиностойкость металла зоны термического влияния сварных соединений, включающая технологические приёмы правки заготовок, получения удовлетворительно прямолинейной формы усталостной трещины и проверку условия корректности отдельных результатов в зависимости от уровней трещиностойкости металла шва и основного металла, участки которых присутствуют на фронте трещины сварных образцов.

Выполнением пунктов 1-5 решена задача совершенствования системы контроля качества материалов в части определения необходимого и достаточного уровня трещиностойкости металла сварных соединений для предотвращения старта трещины из зоны сварки.

6. Сформулированы допущения, позволяющие использовать параметры термического цикла сварки многопроходного сварного соединения, определённые расчётом МКЭ в трёхмерной постановке, для экспериментального моделирования сварочного нагрева. Рассчитанные термические циклы многопроходной сварки экспериментально реализованы на установке GLEEBLE 3800 на образцах сечением 10×10 мм. Получены все характерные участки ЗТВ, наибольший размер зерна соответствует наблюдаемому при реальной сварке проб. Показано, что область крупнозернистой ЗТВ многопроходного сварного шва является участком, неоднородным по трещиностойкости. Испытания на трещиностойкость имитированной ЗТВ могут быть использованы для сравнения свариваемости сталей.

7. Интерпретация критериев хрупкого разрушения образцов, испытываемых для определения температур вязко-хрупкого перехода, как соответствующих определённому уровню трещиностойкости материала, позволила рассчитать значения температурных запасов для методик NDT и  $T_{KB}$  по отношению к температуре торможения хрупкой трещины. Расчётные корреляции подтверждены результатами испытаний. Откорректированы требования к температурам NDT и  $T_{KB}$  проката

судостроительных и трубных сталей. Предложены способы учёта наблюдаемых типов разрушения («стрелок», «обратного излома») при определении доли волокнистой составляющей в изломах образцов, испытываемых по методикам  $T_{KB}$  и DWTT. В методику испытаний по определению температуры NDT внесено предложение проверки выполнения критерия разрушения образцов их статическим доламыванием, так как в прокате современных судостроительных сталей наблюдается развитие трещины не по поверхности, а по телу образца.

Таким образом, решена задача совершенствования системы контроля качества материалов в части необходимого и достаточного уровня хладостойкости основного металла, определяемого наиболее показательными и недорогими косвенными методами.

8. Результаты выполненных исследований обобщены в виде таблиц требуемых значений трещиностойкости металла сварных соединений и температур вязко-хрупкого перехода NDT и  $T_{KB}$  основного металла, рекомендаций и предложений, большая часть из которых включена в нормативную документацию РМРС и методические стандарты организации НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». В Правила РМРС для судов для сталей «Arc» внедрён консервативный подход: за минимально допустимую температуру эксплуатации стали и её сварных соединений  $T_d$  принимают наибольшую температуру из оценок, полученных несколькими методами специальных испытаний (трещиностойкость и критические температуры вязко-хрупкого перехода). Это особенно важно для конструктивных элементов, где возможно динамическое, сейсмическое нагружение либо большие перемещения, приводящие к значительным пластическим деформациям.

\* \* \*

Результаты теоретических исследований на основе механики разрушения и проведённых специальных лабораторных экспериментов позволили разработать количественно обоснованные критерии трещиностойкости и хладостойкости материалов сварных конструкций морского шельфа. Выполненные исследования существенно дополняют и уточняют предшествующие научные и практические знания в области науки о прочности сварных конструкций, объединяющей специализации материаловедения и сварки. Использование полученных результатов позволяет обеспечить безопасную эксплуатацию крупногабаритных сварных конструкций, в том числе в условиях низких климатических температур при освоении Арктического шельфа и Северного морского пути.

В феврале 2019г. правительство РФ предприняло очередной шаг по координации освоения Арктики: полномочия Министерства по развитию Дальнего Востока расширены сразу на миллионы квадратных километров. Государственная программа развития Арктики продлена до 2025 года, в основном это развитие нефтегазового комплекса, включая системы транспортировки углеводородов. Поэтому расчёты сопротивления хрупкому разрушению сварных соединений приобретают особую актуальность. Решаемая в настоящем исследовании задача научного обоснования взаимосвязи требуемых эксплуатационных характеристик крупногабаритных сварных конструкций ответственного назначения с требованиями к свойствам применяемых сталей и их сварных соединений, определяемым на образцах в ходе аттестации, будет востребована промышленностью.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. А.с. 1667494 СССР. Способ определения температуры остановки хрупкой трещины/ Данилов Г.И. и др. – 4674178/28; заявлено 13.02.1989; опубл. 01.04.1991.
2. Артемьев Д.М., Садкин К.Е., Мизецкий А.В. Расчётная оценка остаточных сварочных напряжений в сварных соединениях судокорпусных конструкций методом конечных элементов /Безопасность и живучесть технических систем: материалы и доклады /V Всероссийская конференция (Красноярск, 12-16 октября 2015г) в 3 т. — Т.1. - с. 51-55.
3. Артемьев Д.М., Филин В.Ю., Старцев В.Н., Беляев В.А. Перспективы применения моделирования термического цикла сварки при аттестации низколегированных судокорпусных сталей /ТестМат. Физико-механические испытания, прочность, надёжность, высокотемпературные испытания: материалы XI всероссийской конференции (г. Москва, 01 фев. 2019г.). - М.:ВИАМ, 2019.- С.27-43.
4. Башаев В.К., Виноградов О.П., Ильин А.В., Леонов В.П., Филин В.Ю., Ламухин А.М., Старков О.М, Аттестационные испытания судокорпусной стали марок E36, E36Z производства ОАО "Северсталь" и ее сварных соединений // Российский морской регистр судоходства. Научно-технический сборник, вып. 27. — СПб., 2004. - 338с.
5. Башаев В.К., Ильин А.В., Филин В.Ю., Гусев М.А. Об определении хладостойкости современных высокопрочных сталей для арктических конструкций // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. Вып. 38/39.-2015.-С.74-79.
6. Бережко Б.И., Быковский Н.Г., Оленин М.И., Калиничева Н.В., Евдокимова Н.В., Романов О.Н., Стольный В.И., Бушуев С.В., Сергеев Ю.В. Хладостойкость металлургических полуфабрикатов (листов и поковок) из низкоуглеродистых кремнемарганцовистых сталей //Вопросы материаловедения.–2007.–№3(51).–С. 43-49.
7. Ботвина Л.Р., Завьялов А.Д. Междисциплинарные проблемы физики и механики разрушения: от металлов до горных пород. Часть 1. Локализация и развитие поврежденности //Деформация и разрушение материалов.–2018.–№3.–С.2-13.
8. Ботвина Л.Р., Завьялов А.Д. Междисциплинарные проблемы физики и механики разрушения: от металлов до горных пород. Часть 2. Критерии разрушения //Деформация и разрушение материалов.–2018.–№5.–С.2-12.
9. Брок Д. Основы механики разрушения. Пер. с англ. — М.: ВШ, 1980.-368с.
10. Васильев В.В. Автоматизированная система обработки статистических данных. Вариант «А» (общее описание). Л: ЦНИИ КМ «Прометей», 1976.- 326с.

11. Ведяков И.И., Одесский П.Д. Сталь для современных строительных металлических конструкций //Промышленное и гражданское строительство.–2016.–№12.–С.8-12.
12. Ведяков И.И., Одесский П.Д., Гуров С.В. Обеспечение прочности сварных соединений для уникальных конструкций из проката больших толщин повышенной и высокой прочности //Строительная механика и расчет сооружений.–2018.–№ 2(277).–С.68-75.
13. Ведяков И.И., Одесский П.Д., Гуров С.В., Сосков А.А. Оценка ударной вязкости сталей для строительных металлических конструкций //Промышленное и гражданское строительство.–2018.–№10.–С.22-34.
14. Виноградов О.П., Гусев М.А., Ильин А.В. Разработка методики определения критического угла раскрытия трещины СТОА как характеристики сопротивления магистральному вязкому разрушению металла трубопроводов //Вопросы материаловедения.–2012.– №2.–С.150-160.
15. Виноградов О.П., Ильин А.В., Филин В.Ю. Научно-методические вопросы аттестационных испытаний на трещиностойкость структурно-неоднородного металла сварных соединений. //Вопросы материаловедения.–2004.–№1(37).– С.75-89.
16. Винокуров В.А. и др. Сварные конструкции. Механика разрушения и критерии работоспособности.–М.: Машиностроение.–1996.–576с.
17. Востров В.К. Критические температуры хрупкости и пластичность в конце трещины нормального отрыва при плоской деформации//Труды ЦНИИСК им. Мельникова. 2008, №5.-С.17-21.
18. Гмурман В.Е. Теория вероятностей и математическая статистика. М., ВШ, 2003.-480с.
19. Голубева О.В. и др. Задание характеристик дефектности материала для расчётов вероятности разрушения при отсутствии статистических данных о дефектности/Шестая российская конференция «методы и программное обеспечение расчетов на прочность». 4-8 октября 2010г., Геленджик. Сборник докладов. М.: НИКИЭТ.–2011.–С.207-213.
20. ГОСТ 25.506-85. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении. М: Изд-во стандартов, 1985. — 18с.
21. ГОСТ 9454-78 Металлы. Метод испытания на ударный изгиб при пониженных, комнатной и повышенных температурах.–М., Изд-во стандартов.–2002.–12с.
22. ГОСТ 23479-79 Контроль неразрушающий. Методы оптического вида. Общие требования. С изменением №1. – М., Изд-во стандартов.–1985.–13с.
23. ГОСТ 30456-97Metalлопродукция. Прокат листовой и трубы стальные. Методы испытания на ударный изгиб – 8с.

24. ГОСТ Р 52927-2015. Прокат для судостроения из стали нормальной, повышенной и высокой прочности. (разработчик ФГУП ЦНИИ КМ "Прометей"). – 65с.
25. ГОСТ Р 54382-2011 Нефтяная и газовая промышленность. Подводные трубопроводные системы. Общие технические требования.– М., Стандартиформ.– 273с.
26. ГОСТ Р 55724-2013 Контроль неразрушающий. Соединения сварные. Методы ультразвуковые.– М, Стандартиформ. –2014.– 27с.
27. ГОСТ ISO 3183-2015 Трубы стальные для трубопроводов нефтяной и газовой промышленности. Общие технические условия. - 157с.
28. Гуменюк В.А., Иванов Ю.Г., Красиков С.В., Ильин А.В., Филин В.Ю. Исследование сопротивления низкотемпературному хрупкому разрушению новых сталей для магистральных трубопроводов и судостроительных сталей высокой прочности. // Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова.–2010.– №56.–С. 107-118.
29. Гучинский Р.В., Петин С.В. Численное моделирование распространения полуэллиптической трещины усталости на основании оценки накопления повреждений //Вычислительная механика сплошных сред.– 2015.– Т.8.– №4.– С.376-385.
30. Данилов Г.И., Ильин А.В., Леонов В.П., Фёдорова Т.А. К проблеме оценки хладостойкости листов из сталей натурной толщины по температуре вязкохрупкого перехода  $T_{КВ}$ // Вопросы материаловедения.–2005.–№1(41).–С.69-78.
31. Данилов Г.И., Леонов В.П., Малышевский В.А., Семенова В.Т., Соколов О.Г., Филин В.Ю., Башаев В.К. Обоснование нормативных требований к стали ледостойких стационарных установок, эксплуатирующихся на арктическом шельфе, по хладостойкости. //Российский морской регистр судоходства.–Научно-технический сборник.–1997.–вып. 20, часть 1.–С.135-147.
32. Евенко В.И., Башаев В.К., Ильин А.В., Леонов В.П., Филин В.Ю., Щёголева Е.Г. Проблемы аттестации высокопрочных хладостойких материалов для конструкций арктического шельфа России, применение расчётных оценок сопротивления хрупкому разрушению для обоснования требований к сталям и сварным соединениям //Вопросы материаловедения (юбилейный сборник к 70-летию ФГУП ЦНИИ КМ "Прометей") 2009, вып.3(59), с. 242-264.
33. Егорова А.А. Эксплуатационные свойства сталей в больших сечениях для уникальных строительных конструкций. Автореферат диссертации на соискание степени кандидата технических наук. – М., ЦНИИСК им. Кучеренко. 2013. – 26с.
34. Ермолов И.Н., Ланге Ю.В. Неразрушающий контроль. Том 3. Ультразвуковой контроль. – М., Машиностроение. – 2004.- 864с.
35. Зотова А.О., Теплухина И.В. Исследование влияния термического старения на склонность к хрупкому разрушению корпусной стали с содержанием никеля 0,6-0,8% //Вопросы материаловедения.–2009.–№2(58).–С.24-32.

36. Ильин А.В. Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. СПб, ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей», 2003.
37. Ильин А.В., Артемьев Д.М., Филин В.Ю. Анализ корреляции критических температур вязко-хрупкого перехода и температуры торможения хрупкого разрушения на основе численного моделирования МКЭ //Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2018. – Том 84. № 2. - с. 46-55.
38. Ильин А.В., Артемьев Д.М., Филин В.Ю. Моделирование МКЭ распространения и торможения хрупкого разрушения в пластинах с исходной трещиной //Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2018. Том 84. № 1(1). - с. 56-65.
39. Ильин А.В., Васильев А.К., Глибенко О.В., Садкин К.Е., Филин В.Ю. Стендовые испытания новых труб для магистральных трубопроводов // "Химическое и нефтегазовое машиностроение", 2011, №10, с. 16-19  
Ilyin A.V., Vasiliev A.K., Glibenko O.V., Sadkin K.E., Filin V.Y. Bench testing of new pipes for arterial pipelines //Chemical and Petroleum Engineering. 2012. Vol. 47. № 9-10. pp. 668-673.
40. Ильин А.В., Голосиенко С.А., Филин В.Ю. Применение высокопрочных сталей для конструкций Арктического шельфа. //Труды RAO/CIS OFFSHORE 2011. СПб, Химиздат, 2011г. С. 316-319.
41. Ильин А.В., Гусев М.А. Новые методики исследования сопротивления разрушению металла труб для магистральных газопроводов //Чёрная металлургия. Бюллетень научно-технической и экономической информации, выпуск 6 (1362), 2013 г., с.47 – 59.
42. Ильин А.В., Леонов В.П., Маннинен Т.П., Немец А.М. Дилатометрическое моделирование термических циклов при оценке напряженно-деформированного состояния элементов конструкций для случая многопроходной сварки. /IV Всесоюзное совещание "Методы и приборы для точных дилатометрических исследований материалов в широком диапазоне температур. Л.-1988. - с.134-135.
43. Ильин А.В., Леонов В.П., Филин В.Ю. Разработка методики оценки сопротивления хрупкому разрушению сварных конструкций для шельфа Арктики. // Научн.-техн. сб. Российского морского регистра судоходства.-Вып. 31.-2008.-С. 147-175.
44. Ильин А.В., Мизецкий А.В. Условия стабильного роста трещины и нестабильного разрушения в материалах с вязкохрупким температурным переходом. //Вопросы материаловедения. - 2000.- № 2 (22).- с.84 - 104.
45. Ильин А.В., Мизецкий А.В., Филин В.Ю. К описанию масштабного эффекта при испытаниях на трещиностойкость на основе модифицированного подхода Гриффитса. //Вопросы материаловедения, № 1(41), 2005г.- с 55-68.

46. Ильин А.В., Филин В.Ю. Аттестация судокорпусной стали по параметру трещиностойкости CTOD металла зоны термического влияния сварных соединений. Анализ критериев корректности испытаний. // Вопросы материаловедения. Труды конференции молодых ученых и специалистов ЦНИИ КМ «Прометей», 24-25 июня 2002 г.
47. Ильин А.В., Филин В.Ю. К обоснованию критериев применимости материала сварных нетермообрабатываемых конструкций по параметру трещиностойкости CTOD. // Труды VI международной конференции «RELMAS-2005». СПб., изд. Политехн. университета, с. 232-235.
48. Ильин А.В., Филин В.Ю. О соотношении локальных и энергетического критериев нестабильного хрупкого разрушения хладостойких сталей. // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2013, т. 79, №12. с. 44-49.  
A. V. Il'in, V. Yu. Filin. On the Ratio of Local and Energy Criteria of Unstable Cleavage Fracture of Cold-Resistant Steel// Inorganic Materials, 2014, Vol. 50, No. 15, pp. 1543–1548.
49. Ильин А.В., Филин В.Ю. Об использовании оценок прочности с применением механики разрушения для конструкций глубоководной техники. /Сборник трудов конференции NSN'2011 30 июня - 1 июля 2011г. ФГУП им. акад. А.Н.Крылова, 2011.
50. Ильин А.В., Филин В.Ю. Определение параметра трещиностойкости CTOD для материала нетермообрабатываемых сварных соединений конструкций шельфа и обоснование требований к результатам испытаний. // Сборник статей по материалам 1 Международной конференции "Деформация и разрушение материалов". "Интерконтакт наука", Москва, 2006, с. 630-632.
51. Ильин А.В., Филин В.Ю. Проблемы использования расчётных процедур ЕСА ("инженерного критического анализа") для определения допустимых размеров дефекта в ходе строительства морских подводных трубопроводов. // Опасные грузы и контейнеры, №1-2, 2014, IDGCA, СПб, с.56-69.
52. Ильин А.В., Филин В.Ю. Проблемы научного обоснования требований к сталям для сварных конструкций Арктики // Нефть. Газ. Новации. 2015, №10, с.56-61.
53. Ильин А.В., Филин В.Ю. Разработка методики оценки сопротивления хрупкому разрушению сварных конструкций для шельфа Арктики. //Актуальные проблемы прочности. Сборник трудов XLVIII Международной конференции 15-18 сентября 2009г. Тольятти, ТГУ, 2009. С. 81-84.
54. Ильин А.В., Филин В.Ю. Разработка программного комплекса, обеспечивающего предварительные расчеты и обработку результатов испытаний на трещиностойкость при статическом нагружении с учетом требований отечественной и зарубежной нормативной документации. //Вопросы материаловедения, 2002, вып. 4(32).

55. Ильин А.В., Филин В.Ю. Расчётные оценки прочности по отношению к хрупким разрушениям с применением инженерно-критического анализа (ЕСА) // Авиационные материалы и технологии. 2015. № S1. С. 13-19.
56. Ильин А.В., Филин В.Ю., Артемьев Д.М. Сопоставление различных методик оценки трещиностойкости металла сварных конструкций, работающих в арктических условиях // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. Вып. 40/41.-2015.-С.62-71.
57. Ильин А.В., Филин В.Ю., Башаев В.К. К вопросу об определении трещиностойкости хладостойкой высокопрочной стали в толщине до 150 мм. // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства.-Вып. 36.-2013.-С. 112-123.
58. Ильин А.В., Филин В.Ю., Виноградов О.П. Обоснование применимости материалов для сварных нетермообрабатываемых конструкций из высокопрочных сталей на основе механики разрушения. //Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова. 2010.– №53-1 (337-1). – С.77 - 84.
59. Ильин А.В., Филин В.Ю., Гусев М.А., Маркадеева А.Ю., Юрков М.Е. Практика аттестационных испытаний высокопрочных хладостойких судостроительных сталей для получения свидетельства Российского морского регистра судоходства / Материалы Шестой международной научно-технической конференции "Измерения и испытания в судостроении и смежных отраслях (СУДОМЕТРИКА-2016)"/ред. В.А.Грановский.-СПб: АО "Концерн "ЦНИИ "Электроприбор", 2016.- 266с. - с.111-118.
60. Ильин А.В., Хлусова Е.И., Филин В.Ю. Проблемы определения требований к материалам стальных сварных конструкций для работы в арктических условиях по критерию предотвращения хрупких разрушений /12-я Международная конференция по освоению ресурсов нефти и газа Российской Арктики и континентального шельфа стран СНГ. 15-18 сентября 2015г., Санкт-Петербург. Доклад №178.
61. Ильин А.В., Леонов В.П., Филин В.Ю. Определение параметров трещиностойкости СТОД для металла сварных соединений судокорпусных сталей при низких климатических температурах//Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. - 2009.- Вып.32. - С.120-146
62. Ильин А.В., Филин В.Ю. Применение расчетных оценок прочности с использованием механики разрушения для сварных конструкций глубоководной техники //Деформация и разрушение материалов. - 2012. - № 2. - С.9-15.  
Il'in A.V, Filin V.Yu. Computational fracture mechanics estimation of the strength of deep-water welded constructions// Russian Metallurgy (Metally) Volume 2013, Issue 4, pp. 256-261.
63. Карзов Г.П., Марголин Б.З., Швецова В.А. Физико-механическое моделирование процессов разрушения.- СПб: Политехника, 1993. - 391 с.

64. Кархин В.А. Основы теплопередачи при сварке и пайке. Учебное пособие. СПб Политехнический Университет.- 2011. - 95с.
65. Качанов Л.М. Основы теории пластичности. М., Наука, 1969 г, 420 с.
66. Кнауф Г., Деморфони Д. Подход группы EPRG по предотвращению протяженного вязкого разрушения в газопроводных трубах // Наука и техника в газовой промышленности, №1, 2009. - с. 10-16.
67. Копельман Л.А. Основы теории прочности сварных конструкций.– Л.: Изд-во Политехнического университета, 2007.- 280с.
68. Костин С.К. Коррозионное растрескивание в морской воде высокопрочных сталей различного структурно-фазового состава. Диссертация на соискание учёной степени кандидата технических наук.–2018.–СПб.–223с.
69. Котречко С.А., Мешков Ю.Я., Меттус Г.С. Хрупкое разрушение поликристаллических материалов при сложном напряжённом состоянии// Металлофизика.- 1988. - 10, № 6. - с 46 - 55.
70. Кривцун И.В., Семенов И.Л., Демченко В.Ф. Численный анализ процессов нагрева и конвективного испарения металла при обработке излучением импульсного лазера //Автоматическая сварка, №1, 2010г., с.5-10.
71. Круглова А.А., Орлов В.В., Хлусова Е.И. Микроструктура и свойства низкоуглеродистой свариваемой стали после термомеханического упрочнения // Физика металлов и металловедение. - 2012.- №5.- том 113.-С.507-516.
72. Куркин А.С., Бровко В.В., Пономарев П.А. Особенности ремонтных конструкций и технологий их сварки при ремонте магистральных трубопроводов без замены трубы //Журнал нефтегазового строительства. 2015. № 1. С. 40-43.
73. Куркин А.С., Макаров Э.Л., Куркин А.Б., Рубцов Д.Э., Рубцов М.Э. Моделирование структурных превращений при нагреве легированной стали //Металловедение и термическая обработка металлов.–2017.–№ 4(742).–С.55-59.
74. Куркин А.С., Макаров Э.Л., Куркин А.Б., Рубцов Д.Э., Рубцов М.Э. Параметры моделей структурных превращений легированной стали в условиях сварочного термического цикла //Металловедение и термическая обработка металлов. 2017.– № 2(740).–С.60-66.
75. Куркин А.С., Макаров Э.Л., Куркин А.Б., Рубцов Д.Э., Рубцов М.Э. Моделирование фазовых превращений при сварке легированных сталей //Заводская лаборатория. Диагностика материалов.–2016.–Т.82.–№ 5.–С.24-29.
76. Куркин А.С., Шолохов М.А., Полосков С.И. Влияние формы разделки на остаточные напряжения в корпусных конструкциях специальной техники //Известия Тульского государственного университета. Технические науки.– 2015.– № 6-2.–С.144-153.

77. Кфури А., Райс Дж. Скорость высвобождения энергии деформации при увеличении размера трещины на конечную величину в упругопластической среде. Пер. с англ.// Сб. Механика разрушения. Разрушение материалов. Сер. Механика, М.: Мир.- 1979.- №17.- с 20 - 39.
78. Лаврентьев А.А. Анализ масштабного эффекта при испытаниях на трещиностойкость высокопрочных судостроительных сталей. //Сборник трудов V Всероссийской конференции «Безопасность и живучесть технических систем». Т.2, с. 25-30. 2015.
79. Ланин А.А., Дьяков Ю.Г., Рева В.В. Влияние технологии сварочного ремонта на хрупкую прочность барабанов высокого давления //Энергетик. 2018. № 4. С. 14-17.
80. Ларионов В.П. Сварка и проблемы вязко-хрупкого перехода.– Новосибирск: изд-во РАН. 1998.– 593с.
81. Леонов В. П., Антонова С.Д., Сафронова Н.Н., Нестерова Е.В. Влияние предварительной пластической деформации на характеристики стали РСЕ40Z // Вопросы материаловедения, 2003, № 2(34), С. 50 - 66.
82. Макарчук А. В., Макарчук Н.В., Старцев В.Н. Разработка математической модели многопроходной дуговой сварки //Вестник Государственного университета морского и речного флота имени адмирала С. О. Макарова. - 2017. - №1(41). - С. 121-131. DOI: 10.21821/2309-5180-2017-9-1-121-131.
83. Макклиток Ф., Аргон А. Деформация и разрушение материалов. М: Мир, 1970 - 443 с.
84. Мальшевский В.А., Грищенко Л.В., Барышников А.П. Сварочные материалы и технология сварки высокопрочных сталей// Вопросы материаловедения.- 1999.- №3.- с.46 — 62.
85. Маркадеева А.Ю. Исследование трещиностойкости металла зоны термического влияния сварных соединений судостроительных сталей высокой прочности при низких температурах: магистерская диссертация: СПбПУ им. Петра Великого, СПб., 2016. - 117 с.
86. Маркадеева А.Ю., Ильин А.В., Гусев М.А. Исследование трещиностойкости зоны термического влияния сварных соединений сталей, применяемых для арктических конструкций//Вектор науки ТГУ. 2018. № 1 (43).- С.43-51.
87. Материалы для судостроения и морской техники: Справочник в 2х т. СПб.: НПО «Профессионал», 2009. Т.2.
88. Махутов Н.А., Фомин В.М., Москвичев В.В. Создание техники северного исполнения – проблема социально-экономического развития восточных регионов России //Вестник Российской академии наук. 2015. №2.С. 155-163.
89. Москвичев В.В., Анискович Е.В., Лепихин А.М. Оценка статической трещиностойкости тонкостенных сосудов, работающих под давлением //Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2018. №9.С. 55-63.

90. Москвичев В.В., Махутов Н.А. Морозов Е.М. Гольдштейн Р.В. Унификация методов испытаний конструкционных материалов на трещиностойкость. История проблемы и формирование нормативной базы //Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2017. № 10. С. 41-54.
91. Мотовилина Г.Д., Филин В.Ю., Глибенко О.В. Особенности разрушения высокопрочной свариваемой конструкционной стали для арктического применения при температурах, близких к температуре нулевой пластичности //Деформация и разрушение материалов. - 2015.- №4.- с. 42-48
92. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок (ПНАЭ Г-7-002-86).- М: Энергоатомиздат, 1989. - 525 с.
93. Нотт Дж.Ф. Основы механики разрушения. М.: Металлургия, 1978.-256с.
94. Одесский П.Д. Развитие подходов к оценке сопротивления разрушению стали для строительных металлических конструкций и современные стандарты //Деформация и разрушение материалов. 2018. № 1. С. 29-41.
95. Одесский П.Д., Гуров С.В. Стали с пределом текучести более 700 МПа для металлических конструкций и прочность их сварных соединений //Деформация и разрушение материалов. 2019. № 3. С. 33-42.
96. Одесский П.Д., Гуров С.В., Коница С.М. оценка сопротивления разрушению в новых стандартах на стали для металлических конструкций //VII Международная конференция DFMN-2017. Москва. 7-10 ноября 2017г. Сборник материалов. М.: ИМЕТ РАН, 2017, 951с.
97. Одесский П.Д., Шабалов И.П., Арсенкин А.М., Шувалов А.Н., Лихачёв М.В. Оценка сопротивления разрушению металла труб большого диаметра при испытаниях полнотолщинных образцов //Деформация и разрушение материалов. 2015. №4. С.29-41.
98. Орлов В.В., Хлусова Е.И. Моделирование сквозных технологических процессов производства толстолистового проката на реверсивных станах горячей прокатки //Металлург.-2012.-№11.-С. 49-59.
99. Орыщенко А.С., Малышевский В.А., Хлусова Е.И. Современные конструкционные стали для Арктики //Судостроение - 2013.-№3. - С.46-49.
100. Партон В.З., Морозов Е.М. Механика упругопластического разрушения. М., Наука.-1985.- 502с.
101. ПБ 03-372-00. Правила аттестации и основные требования к лабораториям неразрушающего контроля. 2000. - 36с.
102. ПБ 03-440-02. Правила аттестации персонала в области неразрушающего контроля. 2006. - 25с.
103. Прохоров Н. Н. Физические процессы в металлах при сварке. Том II. М: Металлургия, 1976, 598 с.
104. Райс Дж. Математические методы в механике разрушения. //Разрушение, пер. с англ., под ред. Г.Либовица, В 7<sup>м</sup> т. Т.2. - М: Мир, 1975, с. 205 - 337.

105. РД 03-606-03 Инструкция по визуальному измерительному контролю. Утверждена Госгортехнадзором РФ 11.06.2003г. – 52с.
106. РД5.УЕИА.3613-2012 Расчётная оценка прочности по критерию предотвращения разрушения от дефектов в конструкции. Методы расчёта. ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей», С.-Петербург, 2012.
107. Российский морской регистр судоходства. НД № 2-020101-040 Правила технического наблюдения за постройкой судов и изготовлением материалов и изделий для судов. Том 2. Часть III Техническое наблюдение за изготовлением материалов. – 2018. - 207с.
108. Российский морской регистр судоходства. НД № 2-020101-104 Правила классификации и постройки морских судов. Часть II «Корпус». СПб, 2018. - 209с.
109. Российский морской регистр судоходства. НД № 2-020101-104 Правила классификации и постройки морских судов. Часть XIII «Материалы». СПб, 2019. - 240с.
110. Российский морской регистр судоходства. НД № 2-020101-104 Правила классификации и постройки морских судов. Часть XIV «Сварка». СПб, 2018. - 106с.
111. Российский морской регистр судоходства. НД № 2-020201-015 Правила классификации, постройки и оборудования плавучих буровых установок и морских стационарных платформ. СПб, 2018. - 456с.
112. Российский морской регистр судоходства. НД № 2-020301-005 Правила классификации и постройки морских подводных трубопроводов. СПб, 2017г. - 178с.
113. Российский морской регистр судоходства. НД № 2-030301-002 Руководство по техническому наблюдению за постройкой и эксплуатацией морских подводных трубопроводов. – 2017.- 88с.
114. Саугеруд О.Т., Фридхейм С. Испытания трубопровода Бованенково-Ухта на остановку лавинного разрушения: вопросы и уроки //Наука и техника в газовой промышленности, №1, 2009. - с. 35-41.
115. Сиратори М., Миеси Т., Мацусита Х. Вычислительная механика разрушения, пер. с японск. М.: Мир, 1986. — 334 с.
116. Солнцев Ю.П., Титова Т.И. Стали для Севера и Сибири.– СПб.: Химиздат, 2002.– 352с.
117. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений в 2<sup>х</sup> т. пер. с англ./ под ред. Ю.Мураками.- М: Мир, 1990.
118. СТО-07516250-233-2017 «Определение параметров вязкости разрушения(трещиностойкости) при статическом нагружении стали и сварных соединений. Методика испытаний» ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей». СПб, 2017.

119. СТО-07516250-256-2014 Определение температуры вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$  углеродистой и низколегированной стали. Методика испытаний. ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей». СПб, 2014
120. СТО-07516250-257-2009 «Методика испытаний падающим грузом для определения температуры нулевой пластичности углеродистой и низколегированной стали» ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей». СПб, 2014.
121. СТО-07516250-259-2014. Определение температуры вязко-хрупкого перехода при испытаниях падающим грузом листового проката и труб из углеродистой и низколегированной стали. Методика испытаний. ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей». СПб, 2014
122. Трещиностойкость и механические свойства конструкционных материалов технических систем/ В.В. Москвичев, Н.А.Махутов, А.П.Черняев и др. - Новосибирск: Наука, 2002 г. - 334 с.
123. Филин В.Ю. Контроль качества сталей для крупногабаритных сварных конструкций арктического шельфа. Применение российских и зарубежных требований //Вопросы материаловедения. 2019. - №2 (98). - С. 136-153.
124. Филин В.Ю. Оценка сопротивления хрупкому разрушению металла сварных соединений конструкционных сталей с учётом структурной неоднородности: диссертация на соискание учёной степени канд. техн. наук: ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей», СПб., 2008. - 203 с.
125. Филин В.Ю. Расчётно-экспериментальные методы обеспечения прочности крупногабаритных сварных конструкций. Вопросы применения инженерно-критического анализа (ЕСА) / Безопасность и живучесть технических систем. V Всероссийская конференция (Красноярск, 12-16 октября 2015 года). Материалы и доклады. Том 2, стр. 214-220
126. Филин В.Ю. Расчёты сопротивления хрупкому разрушению металла сварных конструкций из хладостойких низколегированных сталей. // VI Международная конференция "Деформация и разрушение материалов и наноматериалов". 10-13 ноября 2015г. Сборник материалов. Москва, ИМЕТ РАН, стр. 835-837.
127. Филин В.Ю., Артемьев Д.М., Гусев М.А., Ларионов А.В. Испытания падающим грузом материалов подводных трубопроводов и проката «Arc»-сталей// Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. Вып. 50/51.- 2018.-С.40-50.
128. Филин В.Ю., Артемьев Д.М., Ильин А.В, Ларионов А.В. О проблемах перехода к количественным оценкам энергоёмкости разрушения при испытаниях падающим грузом образцов натурной толщины // Авиационные материалы и технологии. 2017. № 4. С. 87-94.

129. Филин В.Ю., Ильин А.В. Описание вероятностного подхода к выбору коэффициента запаса в условиях прочности сварных соединений /ТестМат. Физико-механические испытания, прочность, надёжность, высокотемпературные испытания: материалы XI всероссийской конференции (г. Москва, 01 фев. 2019г.). - М.:ВИАМ, 2019.- С.355-371.
130. Ahmad J., Papaspiropoulos V., Hopper A.T. Elastic-plastic analysis of edge-notched panels subjected to fixed grip loading. //EFM Vol. 38, No. 4/5, pp. 283-294, 1991.
131. AKER OFFSHORE PARTNER. Target levels for reliability-based assessment of offshore structures during design and operation. HSE Offshore Technology Report 1999/060 (prepared by T.Moan and O.T.Vårdal). London: The Stationery Office, 2002.
132. Amar E., Pineau A. Application of a Local Approach to Ductile-Brittle Transition in a Low-alloyed Steel // Nuclear Engineering and Design. - 1987.- v105.- p 89 - 96.
133. API 5L3 Recommended Practice for Conducting Drop-Weight Tear Tests on Line Pipe. 4th edition, August 2014
134. API Spec 5L Specification for Line Pipe, Forty-sixth Edition (04/01/2018).–210p.
135. API STD 1104 Welding of Pipelines and Related Facilities. 21st Ed., September 2013 (includes Errata 1 to 5).- 118p.
136. ASME BPVC Section XI. Division 1. Rules for inspection and testing of components of light-water cooled plants. Article A-4000: Material properties. 2010.
137. ASTM E208-17e1. Standard Test Method for Conducting Drop-Weight Test to Determine Nil-Ductility Transition Temperature of Ferritic Steels.
138. ASTM E436-03 (2014). Standard Test Method for Drop-Weight Tear Test of Ferritic Steels.
139. ASTM E1221-12a (2018). Standard Test Method for Determining Plane-Strain Crack-Arrest Fracture Toughness,  $K_{Ia}$ , of Ferritic Steels.
140. ASTM E1290-08e1. Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement.
141. ASTM E1820-18a. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness.
142. ASTM E1921-18a. Standard Test Method for Determination of Reference Temperature,  $T_0$ , for Ferritic Steels in the Transition Range.
143. ASTM E2818-11. Standard Practice for Determination of Quasistatic Fracture Toughness of Welds. 2011. - 4p.
144. Bayley C. Evaluation of the single notch tension specimen for quantifying fracture toughness. Participation in a round-robin test program. Defence and Research Development Canada. Scientific report DRDC-RDDC-2015-R156. August 2015. - 72p.
145. Begley J.A. and Landes J.D. The J-integral as a Fracture Criterion /Fracture Toughness, ASTM STP 514, 1972, pp. 1-20.

146. Benamara M., Pluvinage G., Capellea J., Azari Z. Influence Yield Stress on Arrest Pressure in Pipe Predicted by CTOA/21st European Conference on Fracture, ECF21, 20-24 June 2016, Catania, Italy.
147. Beremin F.M. A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel. //Metallurgical transactions A. - 1983. - Vol.14A. - pp.2277-2287.
148. BS 7448 Fracture Mechanics Toughness Test. Part 1. Method for determination of K<sub>1c</sub>, critical CTOD and critical J - values of metallic materials, 1991.
149. BS 7910:2013+A1:2015. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. - 492p.
150. BS 8571:2014 Method of test for determination of fracture toughness in metallic materials using single edge notched tension (SENT) specimens. - 28p.
151. BS EN 10225:2009 Weldable structural steels for fixed offshore structures. Technical delivery conditions.– 2009.–80p.
152. BS EN ISO 16828:2014 Non-destructive testing. Ultrasonic examination. Time-of-flight diffraction technique as a method for detection and sizing of discontinuities
153. BS PD 6493 Guidance on some methods for the derivation of acceptable levels for defects in fusion welded joint, 1971 (отменён)
154. Caballero F.G., Garcia-Mateo C., Santofimia M.J. at al. New experimental evidence on the incomplete transformation phenomenon in steel //Acta Materialia. Vol. 57, No.1, Pergamon, 2009 - pp.8-17.
155. Central Electricity Generating Board Report R/H/R6 — Revision 3. Assesment of the Integrity of Structures Containing Defects. Amendments 10, May 1999.
156. Chen J.H., Wang Q., Wang G.Z. and Li Z. Fracture behavior at crack tip - a new framework for cleavage mechanism of steel. Acta Mat., vol. 51 (2003), pp. 1841-1855.
157. Crosley P.B. and Ripling E.J. A Quality Control Test for Selecting Materials to Arrest Fast-Running, Full-Thickness Cracks / Journal of Testing and Evaluation. 1990.Vol. 18.№ 6.P. 396-400.
158. Cvetkovski S., et al. Instrumented testing of simulated Charpy specimens made of microalloyed Mn-Ni-V steel /From Charpy to modern impact testing. D.Francois & A.Pineau, ed. ESIS publication 30, 2002. - p. 95-102.
159. Davis C.L., King J.E. Cleavage initiation in the intercritically reheated coarse-grained heat-affected zone. Part I. Fractographic evidence// Metallurgical and Materials Transaction A: Physical Metallurgy and Materials Science, 3 (1994). - pp. 563-573.
160. DNVGL-CP-0348 Class programme. Approval of manufacturers. Rolled steel products specially designed for container ships properties. Ed. May 2016. - 13p.
161. DNVGL-OS-B101 Offshore standard. Metallic materials. Ed. January 2018. - 147p.
162. DNVGL-OS-C101 Offshore standard. Design of offshore steel structures, general - LRFD method. Ed. July 2017 - 110p.
163. DNVGL-RP-C203 Fatigue design of offshore steel structures. Ed. April 2016. - 216p.
164. DNVGL-RP-F108 Assessment of flaws in pipeline and riser girth welds, rev. 2017-12.

165. DNVGL-RU-SHIP Rules for classification: Ships (RU-SHIP). Part 2. Materials and welding. Ch.2 Metallic materials, rev. 2018-01. - 217p.
166. DNVGL-ST-F101 Submarine Pipeline Systems, 2017-12. - 372p.
167. Du Z.Z., Hancock J.W. The effect of non-singular stresses on crack-tip constraint. *J. Mech. Phys. Solids* 1991;39:555–67.
168. Eiber R.J., Maxey W.A.. Fracture Propagation Control Methods /Proceedings of Annual Symposium, Society of Flight Test Engineers, 1979, pp. 1-16.
169. EN 10274:1999 Materials with metallic properties. Drop weight tear test. - 12p.
170. EN 12668-1:2010 Non-destructive testing. Characterization and verification of ultrasonic examination equipment. Instruments.
171. EN 12668-2:2010 Non-destructive testing. Characterization and verification of ultrasonic examination equipment. Probes.
172. EN 12668-3:2013 Non-destructive testing. Characterization and verification of ultrasonic examination equipment. Combined equipment.
173. Fett T. Stress intensity factors. T-stresses. Weight functions. University Karlsruhe 2008.- 379p.
174. Filin V.Yu., Ilyin A.V. On the fracture mechanics based development of cleavage fracture resistance criteria for the materials of large-size welded structures //Procedia Structural Integrity 14 (2019).- pp. 758–773.
175. Fujishiro T., Hara T. Effect on inverse fracture on crack arrestability during DWTT/6th International Pipeline Technology Conference, Ostend, Belgium. 6-9 October 2013.
176. Gao X., Ruggieri C., Dodds R.H. Calibration of Weibull stress parameters using fracture toughness. //Int. J. Frac, vol. 92 (1998), pp. 175-200.
177. Hasenhuttl A., Erdelen-Peppler M., Kalwa C. Understanding inverse fracture – comparison between laboratory BDWT and partial gas test //3R International. Technical journal for piping system integrity and efficiency. Special 01, 2016, pp. 18-22.
178. Hauge M. Arctic Offshore Materials and Platform Winterization. Proceedings of the Twenty-second (2012) International Offshore and Polar Engineering Conference, Rhodes, Greece, June 17–22, 2012.
179. Hohe J., Friedmann V., Wenck J., Siegele D. Assessment of the role of micro defect nucleation in probabilistic modeling of cleavage fracture. <https://doi.org/10.1016/j.engfractmech.2007.08.008>
180. Holmes B., Priest A.H., Walker E.F. Prediction of Linepipe Fracture Behaviour from Laboratory Tests // Int. J. of Pressure Vessels and Piping, 1983, No. 12, pp. 1-27.
181. Horn A.M., Hauge M. Material Challenges for Arctic Offshore Applications, a Reliability Study of Fracture of a Welded Steel Plate Based on Material Toughness Data at -60°C. //Proceedings of the Twenty-first (2011) International Offshore and Polar Engineering Conference, Maui, Hawaii, USA, June 19-24, 2011.

182. Hwang B. et al. Analysis of abnormal fracture occurring during drop-weight tear test of high-toughness line-pipe steel// *Materials Science and Engineering A368* (2004), pp.18–27.
183. Ilyin A.V., Filin V.Yu. On the problem of quantitative service life assessment for high-strength steel welded structures under the effect of corrosion medium // *Procedia Structural Integrity* 14 (2019).- pp. 964–977.
184. Ilyin A.V., Filin V.Yu. The Interrelation of Local and Energy Criteria of Unstable Brittle Fracture for Low-Alloyed Cold Resistant Steels //19th European conference on fracture. *Fracture Mechanics for Durability, Reliability and Safety*. August 26-31, 2012. Kazan / Russia. Proceeding No. 418.
185. Inagaki H., Kurihara K., Kozasu I. Influence of Crystallographic Texture on the Strength and Toughness of the Controlled Rolled High Tensile Strength Steel// *Tetsu-to-Hagane*, 1979, No. 61, 7, pp. 991-1011.
186. ISO 2394:2015 General principles on reliability for structures. Fourth ed., - 119p.
187. ISO 2400:2012 Non-destructive testing – Ultrasonic testing – Specification for calibration block No.1.– 2012.- 7p.
188. ISO 3183:2012 Petroleum and natural gas industries - Steel pipe for pipeline transportation systems.- 2012 - 190p. Amendment 1:2017 - 16p.
189. ISO 7963:2006 Non-destructive testing – Ultrasonic testing – Specification for calibration block No.2.– 2006.- 9p.
190. ISO 12135:2016 Metallic materials – Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness. - 2016 - 106p.
191. ISO 13822:2010 Bases for design of structures – Assessment of existing structures.– 2010.–44p.
192. ISO 15653:2018 Metallic materials – Method of test for the determination of quasistatic fracture toughness of welds. - 2018 - 46p.
193. ISO 19902:2007 Petroleum and natural gas industries – Fixed steel offshore structures - 2007 - 638p., Amendment 1:2013- 20p.
194. ISO 19906:2010 Petroleum and natural gas industries – Arctic offshore structures.– 2010.– 475p.
195. ISO/DIS 19904-1:2017 Petroleum and natural gas industries – Floating offshore structures – part 1: Ship-shaped, semi-submersible, spar and shallow-draught cylindrical structures.– 2017.–48p.
196. Kamo T., Hamada M., Komizo Y. Hardness distribution in weld heat affected zone of boron bearing low carbon steel. // *Quarterly journal of the Japan welding society*, May 2002.
197. Kayamori Y., Kawabata T., Hagihara Y. Formulation of CTOD design curve considering the yield to tensile ratio// *Procedia Structural Integrity* 5 (2017) 279-285.
198. Kim B.C., Lee S., Kim N.J., et al. Microstructure and local brittle zone phenomena in high-strength low-alloyed steel welds // *Metallurgical transaction A*, 1991, 22. pp. 139-149.

199. Kroon M., Faleskog J. A probabilistic model for cleavage fracture with a length scale-influence of material parameters and constraint// *Int. Journ. of Fracture*, vol. 118, 2002, pp.99 -118.
200. Kumar V., German M.D., Shih C.F. An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis. NP-1931. Research project 1237-1. Topical Report, July 1981 (EPRI Project). - 224p.
201. Lambert A., Drillet J., Gourgues A.F. et al. Microstructure of martensite-austenite constituents in heat affected zones of high strength low alloy steel welds in relation to toughness properties//*Sci. Technol. Welding Joining*, 2000. Vol. 5. - pp. 168-173
202. Lambert-Perlade A., Gourgues A.F., Besson J. et al. Mechanisms and modeling of cleavage fracture in simulated heat-affected zone microstructures of a high-strength low-alloyed steel// *Metallurgical and Materials Transaction A: Vol. 35, issue 3 (2004)*. - pp. 1039-1053.
203. Larionov A.V., Leonov V.P., Malyshevskiy V.A., Ilyin A.V., Danilov G.I. Determination of DWTT energy for pipeline steels. Proc. "TRUBY-2010" International Science and Application Conference, International Scientific and Technical Conference, Chelyabinsk, Russia, September 13-15, 2010.
204. Lavrentev A.A., Sadkin K.E., Kochergin D.V. Shipbuilding steel weld joint quality estimation based on fracture mechanics approach using data obtained with modern ultrasonic testing methods// *Proceedings of 9<sup>th</sup> International Conference NAVY AND SHIPBUILDING NOWADAYS -2017*, pp. 235-242.
205. Larsson S.G, Carlsson A.J. Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding. *J Mech Phys Solids* 1973;21:263–77.
206. Lee S., Kim B.C., Kwon D. Correlation of microstructure and fracture properties in weld heat-affected zones of thermomechanically controlled processed steels //*Metallurgical and Materials Transaction A*, 1992, 23. - pp. 2803-2816.
207. Leever, P.S., Radon, J.C., Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries, *Int. J. Fract.* 19(1982), 311-325.
208. Li X., Shang C., Ma X., Subrahmanian S.V. Study on the toughness of X100 pipeline steel heat affected zone //*Energy Materials 2014*. Springer, Cham.
209. Makino H., Amano T. Demonstration of Crack Arrestability of X100 Line Pipe and Development of Evaluation Technologies for Three-dimensional Fracture Process. *Nippon Steel & Sumitomo Metal Technical Report No. 107*, February 2015.
210. Makino H., Amano T. Demonstration of crack arrestability of X100 line pipe and development of evaluation technologies for three-dimensional fracture process. *Nippon Steel & Sumitomo technical report No.107* February 2015.
211. Margolin B.Z., Shvetsova V.A., Karzov G.P. Brittle fracture of nuclear pressure vessel steels. Part I. Local criterion for cleavage fracture. //*Int.J. Pres. Ves. and Piping*, 1997, v 72, pp 73-87.

212. Matvienko Yu.G., Shlyannikov V.N., Boychenko N.V. Constraint parameters along a three-dimensional crack front stress field/ Forni di Sopra (UD), Italy, March 7-9, 2011, pp.50-57.
213. Meshii T., Lu K., Fujiwara Y. Extended investigation of the test specimen thickness (TST) effect on the fracture toughness ( $J_c$ ) of a material in the ductile-to-brittle transition temperature region as a difference in the crack tip constraint — What is the loss of constraint in the TST effects on  $J_c$ ?// *Engineering Fracture Mechanics* 135 (2015), pp.286–294.
214. NORSOK N-003:2017 Actions and action effects. - 148p.
215. Novak W. Local limit load solutions for semi-elliptical surface cracks in plates subjected to combined membrane load and bending load. Degree Project, In *Solid Mechanics, Second Level*. KTH Royal Institute of Technology. Stockholm, Sweden 2014.-86p.
216. O'Donoghue P. E., Kanninen M. F., Leung C. P., Demofonti G.. The development and validation of a dynamic fracture propagation model for gas transmission pipelines //*Int. J. Pressure Vessels and Piping*, 1997, No.70, pp. 11-25.
217. O'Dowd N.P., Shih C.F. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter: Part I—Structure of fields. //*J Mech Phys. Solids* 1991;39:989–1015.
218. Pirinen M. The effects of welding heat input on the usability of high strength steels in welded structures. Thesis for the degree of Doctor of Science (Technology. Lappeenranta University of Technology, Lappeenranta, Finland, 2013. - 178p.
219. Porter D.A., Easterling K.E. Phase transformations in metals and alloys. Chapman and Hall, 1992. - 514p.
220. Pussegoda L.N., Malik L. and Morrison J. Measurement of Crack Arrest Fracture Toughness of a Ship Steel Plate / *J. of Testing & Evaluation*.1998. Vol.26.P. 187-197.
221. Ren X. et al. Tensile properties of 420 MPa steel at low temperature /*Proceedings of the Twenty-fifth International Ocean and Polar Engineering Conference*, 2015
222. Sang Yong Shin et al. Effects of Notch Shape and Specimen Thickness on Drop-Weight Tear Test Properties of API X70 and X80 Line-Pipe Steels/*Metallurgical And Materials Transactions A*. Volume 38A, March 2007, pp. 537-551.
223. Satoh K., Toyoda M.. Fracture Toughness of Welds with Mechanical Heterogeneity//*Transactions of the Japan Welding Society*, Vol. 13, No.1.- April 1982.- p.30-37.
224. Sattari-Far I. and Dillström P. Local limit load solutions for surface cracks in plates and cylinders using finite element analysis //*Int. J. of Pressure Vessels and Piping*. 2004-№81, pp.57-66.
225. She C., Zhao J., Guo W. Three-dimensional stress fields near notches and cracks//*Int J Fract* (2008) 151:151–160. DOI 10.1007/s10704-008-9247-x
226. SSM Research Report 2004/01. A combined deterministic and probabilistic procedure for safety assessment of components with cracks – Handbook. Swedish Radiation Safety Authority.

227. Stepanova L.V., Adylina E.M., 2014. Stress-strain state in the vicinity of a crack tip under mixed loading. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics* 55(5), 885-895.
228. Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry (SINTAP). Project No. BE95-1426, Final Procedure, November 1999.
229. Thaulow C., Ostby E., Nyhus B., Zhang Zh., Skallerud B. Constraint correction of high strength steel. Selection of test specimens and application of direct calculations // *Eng. Fract. Mech.* 2004. Vol. 71. P. 2417 – 2433.
230. Torvela N.O. et al. Investigation of the drop weight tear test /Canberra Joint Technical Meeting, 16 March 2007.
231. Wallin K. Fracture Toughness Transition Curve Shape for Ferritic Structural Steels / *Fract. of Engineering Materials and Structures*. Ed.by S.T.Teoh and K.H.Lee, Elsevier Applied Science, 1991. — p.83-88.
232. Wallin K. The scatter in KIC – results//*Engineering fracture mechanics*. - 1984. - Vol.19. - No.6. - pp.1085-1093.
233. Wallin K., Saario T., Torronen K. Statistical model for carbide induced brittle fracture in steel // *Metal Science*.- 1984.- v 18.- p 13 - 16.
234. Wells A.A. Crack opening displacement from elastic-plastic analysis of externally notched tension bar // *Eng. Fract. Mechanic*.- 1963. — №3. — p 399-410.
235. WES 2805 Method of assessment for defects in fusion-welded joints with respect to brittle fracture. The Japan Welding Eng. Soc, 1980.
236. Xia L., Shih C.F. Ductile crack growth - III. Transition to cleavage fracture incorporating statistics. *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 44 (1996), pp. 603-639
237. Xu S., Tyson W.R., Eagleson R., et al. Measurement of CTOA of pipe steels using MDCB and DWTT specimens/ *Proceedings of the 8th International Pipeline Conference IPC2010*.
238. Zerbst U., Ainsworth R.A., Beier H.T. et al. Review on fracture and crack propagation in weldments – A fracture mechanics perspective// *Engineering Fracture Mechanics*.- 2014.-Vol.132.- pp. 200-276
239. Zerbst U., Hamann R., Wohlschlegel A. Application of the European flaw assessment procedure SINTAP to pipes. *Int. J. of Pressure Vessels and Piping*, 77 (2000), pp 697 - 702.
240. Zerbst U., Schödel M., Webster S., Ainsworth R. Fitness-for-service fracture assessment of structures containing cracks. A workbook based on the European SINTAP/FITNET procedure. Elsevier Ltd., 2007. - 315p.
241. Zhao J., Guo W., She C. Three-dimensional K-Tz stress fields around the embedded center elliptical crack front in elastic plates//*Acta Mech Sinica* (2006) 22: 148-155. DOI 10.1007/s10409-006-0095-5.

## ПРИЛОЖЕНИЕ А. ТАБЛИЦЫ РЕЗУЛЬТАТОВ

**Таблица П1 — Экспериментальные значения трещиностойкости основного металла**

Марка стали, серия, сечение	Температура испытания, °С	СТОД, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$R_c$ , Н/мм	Тип события, примечание
E36W 1 37x74 мм	-30	1.14	942	65.3	61.1	U
	-30	2.22	2747	92.6	89.6	после max
	-30	2	1841	85.9	82.1	U
	-40	2.2	2509	93.3	90.0	после max
	-40	2.06	2008	87.3	83.7	U
	-40	1.4	1248	75.1	70.8	U
	-50	0.9	781	68.4	62.9	U
	-50	1.31	1176	79.7	74.6	U
	-50	0.88	768	66.9	61.5	U
	-60	0.61	523	60.9	54.5	U
	-60	0.67	570	62.9	56.6	U
	-60	0.44	378	58.8	50.9	U
E36W 2 34x34 мм	-30	1.13	1116	53.8	51.3	max
	-30	1.08	1053	41.1	39.6	max
	-30	1.13	1202	51.5	49.4	max
	-60	0.39	415	51.3	45.7	U
	-60	1.02	1115	60.9	57.7	U
	-60	0.9	973	56.4	53.3	U
	-80	0.41	397	40.7	36.9	U
	-80	0.48	467	42.2	38.7	U
	-80	0.36	333	36.4	32.8	U
	-95	0.06	60.8	31.9	20.9	C
	-95	0.06	65.2	41.6	25.4	C
	-95	0.19	196	39.2	32.7	C
E36W 3 34x34 мм	-30	1.12	1118	55.2	52.6	max
	-30	1.14	1271	57.6	55.1	max
	-30	1.16	1208	53.8	51.5	max
	-60	0.74	781	49.1	46.2	U
	-60	1.02	1092	56.7	53.9	max
	-60	0.79	847	51.9	48.9	U
	-80	0.57	574	44.4	41.2	U
	-80	0.69	716	49.3	46.1	U
	-80	0.48	469	42.0	38.5	U
	-95	0.30	312	43.3	38.0	C
	-95	0.32	330	41.0	36.5	C
	-95	0.04	38.4	29.7	16.7	C
E36W 4 74x34 мм	-30	1.12	1234	52.9	50.7	max
	-30	1.17	1308	57.7	55.3	max
	-30	1.18	1314	61.8	59.0	max
	-60	1.00	1111	54.9	52.3	U
	-60	0.96	1136	59.6	56.6	U
	-60	1.09	1005	62.8	59.1	U

Марка стали, серия, сечение	Температура испытания, °С	CTOD, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$R_c$ , Н/мм	Тип события, примечание
	-80	0.51	534	48.1	44.1	U
	-80	0.17	158	34.0	28.0	C
	-80	0.31	308	42.2	37.1	C
	-95	0.10	95.2	33.8	24.9	C
	-95	0.14	136	37.2	29.2	C
	-100	0.34	353	45.7	40.5	C
E36W 5 15x30 мм (середина на четверти толщины)	-60	1.24	997	45.3	43.3	U
	-60	1.07	864	45.1	42.9	U
	-60	1.07	844	44.7	42.5	U
	-67	1.49	1307	48.9	47.1	U
	-70	1.40	1235	51.0	49.0	U
	-80	0.66	525	41.5	38.5	U
	-81	0.31	226	28.3	25.2	C
	-90	0.45	354	33.9	30.9	U
	-91	0.22	162.6	28.6	24.3	C
	-95	0.15	120	28.9	23.3	C
	-105	0.04	39.4	30.0	17.0	C
	-120	0.01	14.5	14.4	7.2	C
	-128	0.01	7.7	7.5	3.8	C
E36W 6 10x11 мм (середина на четверти толщины)	-60	0.99	1026	35.6	34.4	max
	-60	0.97	1076	37.0	35.7	max
	-70	0.85	971	35.8	34.5	U
	-70	1.04	1190	43.9	42.3	после max
	-70	0.96	1091	39.6	38.2	U
	-80	1.15	1472	56.2	54.1	после max
	-80	1.35	1734	54.6	52.9	после max
	-80	1.08	1328	47.1	45.5	после max
	-100	0.66	801	42.0	39.9	U
	-100	0.35	365	30.8	28.4	C
	-120	0.17	146	27.5	23.1	C
	-120	0.14	177	29.3	25.1	C
E36W 7 толщина 30 мм	0	1.73	1195.6	81.1	75.9	max
	0	1.90	1317.7	84.5	79.4	max
	0	1.06	675.7	67.4	61.3	M
	0	1.81	1248.3	81.5	76.5	max
	0	1.80	1300.4	90.5	84.6	max
	-60	0.45	308.6	65.0	53.7	U
	-60	0.70	488.5	74.4	64.6	U
	-60	0.84	578.9	72.1	64.1	U
	-60	0.36	255.4	65.8	52.3	U
	-60	0.26	178.2	62.7	46.4	C
	-60	0.60	419.7	71.7	61.2	U
	-60	0.27	192.2	62.7	47.3	C
	-60	0.73	510.1	74.0	64.6	U
	-60	0.56	386.1	70.0	59.3	C
	-60	0.45	308.8	66.3	54.6	C
	-60	0.54	367.5	66.1	56.0	U

Марка стали, серия, сечение	Температура испытания, °С	CTOD, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$R_c$ , Н/мм	Тип события, примечание
	-60	0.46	339.5	78.6	63.8	С
	-60	0.29	199.6	61.2	46.8	U
	-100	0.12	95.9	61.9	37.6	С
	-100	0.07	63.4	50.5	28.1	С
	-100	0.09	78.5	61.6	34.5	С
	-100	0.17	131	70.3	45.7	С
	-100	0.04	38.5	34.2	18.1	С
	-100	0.03	25.6	22.7	12.0	С
	-100	0.18	146.8	81.8	52.5	С
	-100	0.12	104.2	71.8	42.5	С
	-100	0.07	60.3	49.1	27.1	С
	-100	0.08	65.8	52.8	29.3	С
-100	0.14	115.9	75.2	45.6	С	
АБ2-2 (10ХН3МД) 1 49x99 мм	-60	2.57	3381	248	231.1	после max
	-60	1.09	1205	225	189.6	после max
	-80	0.63	780	201	159.8	U
	-80	0.35	425	183	127.9	U
	-100	0.33	393	188	127.2	U
	-100	0.32	360	177	118.7	U
АБ2-2 (10ХН3МД) 2 49x49 мм	-60	0.84	1206	139	124.6	после max
	-60	0.50	683	132	110.6	U
	-80	0.86	1238	136	122.5	после max
	-80	0.19	221	99	68.4	С
	-100	0.23	268	106	76.0	С
	-100	0.16	182	97	63.3	С
АБ2-2 (10ХН3МД) 9 49x49 мм	-60	1.16	1119	155	136.1	после max
	-60	1.09	1052	163	141.1	U
	-80	0.95	938	176	148.2	U
	-80	0.53	466	138	106.5	U
	-100	0.88	923	178	149.2	U
	-100	0.60	546	148	116.4	U
АБ2-2 (10ХН3МД) 10 49x49 мм	-60	1.28	1438	192	169.4	М
	-60	1.29	1395	172	153.1	U
	-80	0.66	699	176	140.6	U
	-80	1.07	1390	218	188.4	U
	-100	0.29	346	173	115.3	С
	-100	0.20	318	155	104.2	С
F690W 2 149x149 мм	-30	0.48	684	425	262.1	U
	-30	0.48	668	419	257.5	U
	-50	0.63	980	469	317.2	U
	-50	0.28	378	334	177.3	С
F690W 6 10x10 мм	-70	1.02	2076	103	98.1	после max
	-70	0.81	1564	86.5	82.0	после max
	-70	0.20	352	58.4	50.1	С
	-80	0.35	613	70.9	63.5	U
	-80	0.32	557	70.9	62.9	U
	-80	0.08	132	50.6	36.6	С

Марка стали, серия, сечение	Температура испытания, °С	CTOD, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$R_c$ , Н/мм	Тип события, примечание
	-90	0.12	226	66.8	51.6	С
	-90	0.06	106	50.5	34.2	С
	-90	0.18	416	76.5	64.6	U
	-100	0.07	120	58.3	39.2	С
F690W 7 толщина 149 мм	-10	0.18	268	252	130	разгружен (1)
	-10	0.24	340	307	161	разгружен (2)
	-10	0.28	409	356	190	разгружен (3)
	-10	0.54	713	529	304	разгружен (1)
	-10	0.51	742	594	330	разгружен (2)
	-10	0.73	1116	679	422	разгружен (3)
	-10	0.42	567	467	256	разгружен (1)
	-10	0.57	814	607	348	разгружен (2)
	-10	0.72	1026	722	424	разгружен (3)
	-30	0.18	271	255	131	С
	-30	0.34	480	407	220	por-in U
	-30	0.67	799	452	289	U
	-30	0.33	448	388	208	por-in U (1)
	-30	0.66	752	445	280	разгружен (1)
	-30	0.36	871	588	351	por-in U (2)
	-30	0.69	1007	609	379	разгружен (2)
	-40	0.16	255	244	125	С
	-40	0.2	312	296	152	С
	-40	0.21	304	284	147	С
	-50	0.2	284	262	136	С
-50	0.15	222	213	109	С	
-50	0.27	403	360	190	С	
F690W 8 толщина 70 мм (середина на четверти толщины)	-50	0.36	518	388	221.8	U
	-50	0.51	719	458	279.8	U
	-50	0.32	452	350	197.3	U
	-60	0.07	107	104	53	С
	-60	0.10	162	155	79	С
	-60	0.08	125	121	61	С
	-70	0.04	58.5	56.7	29	С
	-70	0.16	243	218	115	С

Примечания: 1. Критические события: С – хрупкое разрушение без значительного стабильного подраста, U – хрупкое разрушение после стабильного подраста 0.2 мм и более, M – первое достижение плато максимальных нагрузок, max – максимум нагрузки без срыва диаграммы (в том числе без наличия плато), после max – срыв на диаграмме после значительного стабильного подраста и прохождения максимума нагрузки.

2. Цифры в круглых скобках означают номер испытания: некоторые большие образцы толщиной 150 мм были полностью разгружены, после чего была выращена более длинная усталостная трещина с подрастом не менее 5 мм. После этого образцы были вновь охлаждены и испытаны в исследовательских целях.

Таблица П2 — Результаты сравнительных испытаний сварных образцов

Марка стали и сварочных материалов, серия, сечение	Температура испытания, °С	CTOD, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$R_c$ , Н/мм	Тип события, примечание	
Надрез по металлу шва							
Шов 10ГНА на E36W 1 37x74 мм	-50	0.12	81.7	69.3	37.5	С	
	-50	0.05	40.8	39.2	20.0	С	
	-50	0.05	41.9	40.4	20.6	С	
	-50	0.02	20.2	20.1	10.1	С, корректное $K_{Ic}$	
	-50	0.06	53.4	50.5	26.0	С	
	-50	0.12	82.3	69.8	37.8	С	
Шов 10ГНА на E36W 2 37x37 мм	-50	0.19	130.9	62.7	42.4	С	
	-50	0.15	104.6	58.0	37.3	С	
	-50	0.05	42.9	38.3	20.2	С	
	-50	0.15	102.3	58.0	37.0	С	
	-50	0.03	31.4	29.2	15.1	С	
Шов 10ГНА на E36W 3 37x37 мм	-50	0.09	71.0	49.5	29.2	С	
	-50	0.10	76.4	53.6	31.5	С, дендритная структура у вершины трещины	
	-50	0.39	263.5	79.0	60.8	U, рекристаллизованная структура	
	-50	0.23	175.9	81.1	55.5	U, рекристаллизованная структура	
	-50	0.11	87.9	58.4	35.1	С, дендритная структура	
	-50	0.34	220.5	64.8	50.1	max, рекристаллизованная структура	
F460W CITOFLEX 1 56x112 мм	-50	0.25	182.3	70.1	50.6	U, рекристаллизованная структура	
	Надрез по ЗТВ у линии сплавления						
	0	0.17	135	75.3	48.3	С	
	0	0.14	130	73.9	47.1	С	
	0	0.30	275	118	82.6	U	
	-20	0.15	124	82.6	49.6	С	
	-20	0.19	174	102	64.3	С	
	-20	0.10	84.4	60.3	35.2	С	
	-40	0.07	69.5	60.6	32.4	С	
F460W CITOFLEX 2 56x56 мм	-40	0.14	115	72.3	44.4	С	
	-40	0.17	135	66.9	44.7	С	
	0	0.09	74.1	43.9	27.6	max	
	0	0.11	97.3	44.2	30.4	max	
	0	0.08	69.6	41.7	26.1	max	
	-20	0.13	119	55.1	37.7	С	
	-20	0.09	81.5	51.7	31.6	С	
	-20	0.10	91.0	51.8	33.0	С	
	-20	0.13	125	57.0	39.1	С	
	-40	0.09	89.7	57.4	35.0	С	
-40	0.08	76.7	52.6	31.2	С		
-40	0.04	38.0	32.7	17.6	С		

Марка стали и сварочных материалов, серия, сечение	Температура испытания, °С	CTOD, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$R_c$ , Н/мм	Тип события, примечание
F460W CITOFLUX 5 28x56 мм	0	0.24	192	49.8	39.5	U
	0	0.08	68.0	40.5	25.4	max
	0	0.12	102	48.2	32.7	max
	-20	0.27	244	63.7	50.5	C
	-20	0.40	390	74.3	62.4	C
	-20	0.30	284	69.0	55.5	C
	-20	0.04	37.7	34.0	17.9	pop-in C
	-40	0.06	59.9	45.5	25.9	C
	-40	0.02	26.4	25.1	12.9	C
-40	0.09	89.5	52.0	32.9	C	
F460W CITOFLUX 10 50x100 мм	-20	3.57	1967	118.0	111.3	max
	-20	2.30	403	86.2	71.0	U
	-20	0.39	400	76.7	64.4	U
	-20	0.80	610	100.9	86.6	U
F460W CITOFLUX 11 «мегаобразцы» 210x60 мм	-20	0.10	445	80	67.8	U
	-20	0.68	438	54	48.1	U
	-20	0.17	17	33	28.3	C
	-40	0.39	144	37	29.4	U
	-40	0.39	190	38	31.7	U
-40	0.70	317	38	33.9	U	
F460W OE-SD3 +OP 121TT 1 56x112 мм	0	0.69	621	135	110.9	U
	0	1.85	1864	170	155.8	U
	0	0.23	198	104	68.2	pop-in U
	-20	0.34	286	115	82.0	C
	-20	0.09	77.2	61.2	34.1	C
	-20	0.18	151	92.6	57.4	C
	-40	0.14	117	84.0	49.0	C
	-40	0.15	127	87.7	51.9	C
-40	0.10	82.0	65.6	36.4	C	
F460W OE-SD3 +OP 121TT 2 56x56 мм	0	0.17	154	63.1	44.8	pop-in C
	0	1.56	1281	112	103.0	M
	0	1.22	1132	101	92.7	M
	-20	0.24	215	72.1	54.0	C
	-20	0.13	119	60.4	40.1	C
	-20	0.06	51.8	40.4	22.7	pop-in C
	-20	0.24	225	21.5	19.6	C
	-40	0.06	54.0	42.1	23.7	C
	-40	0.04	43.4	35.4	19.5	pop-in C
-40	0.06	54.0	42.6	23.8	C	
F460W OE-SD3 +OP 121TT 5 28x56 мм	0	1.35	1331	90.8	85.0	M
	0	1.48	1334	92.2	86.2	M
	0	1.36	1362	94.5	88.4	M
	-20	0.71	704	85.1	75.9	U
	-20	0.22	198	64.4	48.6	C
	-20	0.34	312	71.2	58.0	U

Марка стали и сварочных материалов, серия, сечение	Температура испытания, °С	CTOD, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$R_c$ , Н/мм	Тип события, примечание
	-20	0.14	116	56.8	38.1	C
	-40	0.28	253	66.5	52.7	C
	-40	0.14	124	57.5	39.3	C
	-40	0.26	238	67.5	52.6	U
F460W OE-SD3 +OP 121TT 10 50x100 мм	-30	3.19	1886	120.0	112.8	max
	-20	3.16	2159	114.7	108.9	max
	-20	5.10	1971	103.9	98.7	max
	-20	2.14	890	87.4	79.6	достигнутое
F460W OE-SD3 +OP 121TT 11 «мегаобразцы» 210x60 мм	-20	3.26	1503	58	55.8	U
	-20	2.31	926	68	63.3	U
	-20	0.44	368	78	64.4	pop-in U
	-40	0.02	8.5	8.2	4.2	C
	-40	0.66	295	26	23.9	C
	-40	0.93	445	65	56.7	C

**Таблица ПЗ — Результаты испытаний на трещиностойкость стали E500**

$T_{и}$ , °С	Марк.	$a_0$ , мм	$a_0/W$	da	Событие*	$P_T$ , кН	$P_{max}$ , кН	$V_p$ , мм	CTOD, мм	$J$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм
<b>Имитационный термический цикл на заготовках 10x10, образцы SENB</b>											
-30	3B2	2.98	0.30	1.67	max спм**	4.6	17.6	1.26 4.74	0.66 2.32	1021 4801	51.6 60.4
-30	3B3	2.92	0.29	2.45	max спм	4.7	17.8	1.19 3.94	0.63 1.97	965 4883	51.2 144.4
-40	3B4	2.85	0.29	1.67	max спм	4.9	17.2	1.31 3.68	0.70 1.88	1061 3470	46.2 93.1
-40	3B5	2.94	0.29	2.08	max спм	4.7	18.3	1.01 4.06	0.54 2.02	901 4234	55.0 107.6
-50	3B1	2.94	0.29	<0.02	C	4.8	10.5	0.01	0.02	25.8	18.0
-50	3B6	2.83	0.28	0.75	max спм	5.0	17.0	1.40 1.57	0.74 0.83	1075 1205	50.2 51.3
-60	3B7	2.95	0.30	1.31	max спм	4.9	16.7	1.20 2.31	0.62 1.16	873 2188	47.0 84.2
-60	3B8	3.07	0.31	0.35	U	4.7	16.6	1.00	0.51	838	57.9
-60	16B4	3.12	0.31	0.45	U	4.7	16.7	0.90	0.46	756	63.0
-70	16B5	3.07	0.31	0.10	C	4.8	16.0	0.36	0.21	295	47.3
-70	16B6	2.94	0.29	0.16	C	5.0	15.9	0.47	0.26	365	44.9
-10	16H5	2.82	0.28	<0.02	C	4.7	13.0	0.06	0.06	59.7	25.9
-10	16H6	2.94	0.29	<0.02	C	4.5	12.4	0.06	0.05	55.6	25.2
-20	3H7	2.91	0.29	<0.02	C	4.6	13.0	0.03	0.04	54.9	31.5
-20	3H8	2.86	0.29	<0.02	C	4.7	13.2	0.06	0.05	63.4	31.6
-20	16H4	3.09	0.31	0.05	C	4.4	14.8	0.22	0.14	175	39.7
-30	3H6	2.99	0.30	<0.02	C	4.6	12.7	0.01	0.03	38.2	27.2
-40	3H4	2.87	0.29	<0.02	C	4.8	12.4	0.00	0.02	25.2	24.1
-40	3H5	3.07	0.31	0.05	C pop-in 8%	4.6	14.1	0.06	0.06	74.3	35.3
-50	3H1	3.56	0.36	0.20	U	4.0	15.0	0.86	0.41	638	56.4
-50	3H2	3.08	0.31	<0.02	C	4.6	10.0	0.00	0.02	17.8	17.4
-70	3H3	2.90	0.29	<0.02	C	5.1	12.1	0.00	0.02	25.8	23.6

$T_{из}$ , °C	Марк.	$a_0$ , мм	$a_0/W$	$da$	Событие*	$P_T$ , кН	$P_{max}$ , кН	$V_p$ , мм	CTOD, мм	$J$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм
<b>Реальная сварка, образцы SENB прямоугольного сечения в полной толщине (38x76 мм, надрез по ЗТВ у линии сплавления)</b>											
-15	3В12	39.01	0.51	0.10	С	60.2	127.5	0.62	0.25	223	90.2
-15	3В13	38.52	0.51	0.50	U	64.6	151.6	2.68	0.83	776	115
-15	3В18	39.16	0.51	0.43	U	61.4	150.1	1.84	0.59	590	123
-15	3В21	38.79	0.51	0.26	U	60.4	144.2	1.57	0.52	496	117
-15	3В30	39.06	0.51	0.56	U	60.3	145.9	1.90	0.61	614	122
-15	3В34	39.02	0.51	0.46	U	61.5	141.6	1.39	0.46	450	110
-15	3В36	38.49	0.51	0.77	U	63.2	150.8	3.96	1.18	1117	122
-20	3В05	40.00	0.53	0.44	U	58.9	141.8	2.49	0.74	747	119
-20	3В11	39.74	0.52	0.10	С	58.5	118.0	0.30	0.15	139	81.8
-20	3В15	38.98	0.51	0.22	U	62.4	139.4	1.04	0.37	353	103
-20	3В20	39.20	0.52	0.05	С pop-in 7.1%	60.4	131.2	0.09	0.07	62.6	49.1
-20	3В25	39.16	0.51	0.40	U	60.7	140.1	1.85	0.59	556	105
-20	3В28	39.56	0.52	2.40	U	59.8	147.6	4.12	1.19	1350	151
-20	3В29	39.16	0.52	1.48	U	60.0	148.6	4.29	1.24	1492	138
-20	3В32	38.98	0.51	0.70	U	60.8	146.7	3.98	1.16	1189	185
-30	3В01	39.50	0.52	0.15	С	61.4	128.9	0.46	0.20	182	92.4
-30	3В06	39.99	0.53	0.30	U	60.1	136.3	1.08	0.37	355	108
-30	3В07	39.10	0.51	<0.02	С	62.6	100.6	0.12	0.08	66.2	54.5
-30	3В10	39.07	0.51	0.55	U	61.9	146.8	2.07	0.66	669	124
-30	3В24	39.98	0.53	0.20	U	58.8	123.1	0.53	0.21	191	90.2
-15	3Н01	39.10	0.51	0.17	С	72.2	147.3	0.43	0.20	213	114
-15	3Н04	39.23	0.52	0.36	U pop-in 13%	71.8	144.4	0.97	0.34	339	107
-15	3Н05	38.80	0.51	0.17	С	74.7	146.4	0.88	0.32	299	107
-15	3Н06	38.97	0.51	0.42	U	74.1	153.0	2.40	0.73	711	123
-15	3Н18	39.05	0.51	0.53	U	73.6	153.4	2.23	0.68	702	124
-15	3Н32	38.42	0.50	0.16	С	74.4	133.0	0.57	0.22	182	90.5
-15	3Н35	38.78	0.51	0.22	U	73.4	139.8	0.96	0.34	306	102
-20	3Н14	38.86	0.51	0.05	С pop-in 28%	62.6	118.0	0.17	0.10	91.6	64.6
-20	3Н16	39.47	0.52	0.25	U	71.3	141.1	1.26	0.41	418	109
-20	3Н17	38.97	0.51	0.08	С	62.3	124.2	0.28	0.15	133	80.3
-20	3Н23	38.97	0.51	0.26	U	73.3	145.1	0.98	0.35	352	111
-20	3Н29	38.98	0.51	0.08	С	71.1	122.6	0.35	0.16	82.9	65.9
-20	3Н33	39.38	0.52	0.20	U	69.8	140.6	1.49	0.48	502	114
-30	3Н07	39.31	0.52	0.10	С	72.4	126.1	0.30	0.15	141	85.7
-30	3Н08	39.02	0.51	0.20	U	73.7	135.2	0.51	0.21	205	97.9
-30	3Н09	39.10	0.51	0.30	U	73.3	136.1	0.45	0.19	193	98.0

\* Критическое событие: max – максимум нагрузки без срывов диаграммы, С – срыв без стабильного подраста трещины или после подраста менее 0.2 мм, U – срыв после стабильного подраста 0.2 мм и более. Pop-in – значимый скачок на диаграмме нагружения, после которого значения нагрузки и раскрытия надреза превысили величины до скачка.

\*\* спм – срыв после максимума нагрузки.

Таблица П4 — Результаты испытаний на трещиностойкость стали E500W

$T_{и}, ^\circ\text{C}$	Марк.	$a_0, \text{мм}$	$a_0/W$	$da$	Событие	$P_T, \text{кН}$	$P_{\text{max}}, \text{кН}$	$V_p, \text{мм}$	CTOD, мм	$J, \text{Н/мм}$	$J_{el}, \text{Н/мм}$
<b>Имитационный термический цикл на заготовках 10x10, образцы SENB</b>											
-70	45B1	3.2	0.32	0.10	С	4.66	17.09	0.26	0.17	269	64.4
-60	45B2	3.2	0.32	0.45	max спм	4.56	17.75	0.70 1.37	0.37 0.67	599 1186	61.0 62.0
-60	45B3	3.3	0.33	0.35	max спм	4.43	16.44	0.58 1.02	0.31 0.50	503 886	63.1 67.8
-50	46B1	3.4	0.34	1.10	max спм	4.21	17.86	0.75 1.39	0.38 0.65	626 1277	67.7 81.0
-70	46B2	3.4	0.34	0.40	max спм	4.39	17.94	0.61 0.93	0.32 0.46	564 867	73.3 80.0
-70	46B3	3.3	0.33	0.10	С	4.53	16.85	0.19	0.13	199	59.1
-20	45H1	3.4	0.34	>5	max	4.00	17.48	0.55	0.30	482	63.3
-40	45H2	3.4	0.34	0.12	С	4.14	17.17	0.45	0.25	394	65.0
-40	45H3	3.2	0.32	0.15	С	4.39	16.58	0.23	0.15	220	55.5
-50	46H1	3.2	0.32	0.12	С	4.47	17.17	0.37	0.22	323	58.5
-50	46H2	3.6	0.36	0.10	С	4.47	17.32	0.22	0.15	212	59.0
-20	46H3	3.3	0.33	>4	max	4.12	17.05	0.52	0.28	440	57.2
<b>Реальная сварка, образцы SENB прямоугольного сечения в полной толщине (38x76 мм, надрез по ЗТВ у линии сплавления)</b>											
-40	45B7	38.63	0.51	<0.05	С	83.3	82.2	0.05	0.04	36	33
-40	45B12	38.48	0.51	<0.05	С	84.1	100.8	0.10	0.06	60	49
-40	45B13	38.69	0.51	<0.05	С pop-in 7%	83.4	86.9	0.06	0.04	40	37
-40	45B14	38.70	0.51	<0.05	С	83.2	96.1	0.09	0.06	51	45
-40	45B15	38.71	0.51	<0.05	С pop-in 20%	82.9	81.6	0.04	0.03	37	33
-40	45B21	38.69	0.51	<0.05	С pop-in 38%	83.2	102.1	0.09	0.06	58	51
-40	46B24	38.51	0.52	0.19	С	72.1	132.8	0.90	0.31	324	112
-40	46B27	38.34	0.52	0.05	С pop-in 29%	73.9	93.0	0.11	0.07	62	52
-35	45B1	38.79	0.51	0.05	С pop-in 14%	82.7	100.5	0.04	0.03	37	33
-35	45B3	38.67	0.51	0.05	С	81.4	111.5	0.18	0.09	83	63
-35	45B4	38.63	0.51	0.05	С	82.8	117.5	0.25	0.12	105	68
-35	45B5	38.61	0.51	0.05	С	82.4	95.4	0.09	0.06	56	45
-35	45B17	38.83	0.51	0.05	С	81.8	129.5	0.37	0.16	152	84
-35	45B11	38.36	0.52	<0.05	С	72.4	84.7	0.1	0.06	51	44
-35	46B7	38.20	0.52	0.27	U	72.5	138.3	1.3	0.42	439	120
-35	46B15	38.27	0.52	0.10	С	72.6	133.2	0.69	0.26	270	109
-35	46B28	38.66	0.52	0.05	С	74.4	116.0	0.30	0.14	137	84
-35	46B34	38.39	0.52	0.10	С	72.4	111.9	0.21	0.11	115	77
-15	45B6	38.71	0.51	0.08	С pop-in 10%	80.0	92.4	0.09	0.05	49	43
-15	45B19	38.96	0.51	0.15	С	79.0	150.5	0.77	0.29	298	116
-15	45B26	38.15	0.52	0.16	С pop-in 8%	70.9	127.8	0.25	0.14	150	99
-15	45B30	38.34	0.52	1.01	U	71.3	150.2	3.05	0.90	1031	149
-15	45B32	38.48	0.52	1.45	M	70.6	150.5	2.98	0.88	1004	142
-15	45B36	38.41	0.52	0.51	Max	70.5	146.8	1.79	0.56	643	138
-15	46B1	37.80	0.51	2.16	M	72.5	153.9	3.22	0.96	1101	158
-15	46B4	37.37	0.51	0.40	U	74.2	143.4	0.94	0.34	363	120

$T_{и}, ^\circ\text{C}$	Марк.	$a_0, \text{мм}$	$a_0/W$	$da$	Событие	$P_T, \text{кН}$	$P_{\text{max}}, \text{кН}$	$V_p, \text{мм}$	CTOD, мм	$J, \text{Н/мм}$	$J_{el}, \text{Н/мм}$
-15	46B11	38.21	0.52	0.05	C pop-in 60%	71.0	109.4	0.23	0.11	112	72
-15	46B19	37.97	0.51	0.50	U	71.4	147.0	1.80	0.57	655	136
-15	46B26	38.37	0.52	0.30	U	70.0	137.4	0.89	0.32	338	120
-40	45H1	38.85	0.51	0.20	U	80.6	166.2	1.11	0.40	457	139
-40	45H3	39.24	0.51	0.05	C	105.9	120.8	0.16	0.08	100	74
-40	45H7	38.52	0.51	<0.05	C pop-in 10%	109.7	98.6	0.11	0.05	54	47
-40	45H10	38.84	0.51	0.26	U pop-in 51%	78.6	161.2	1.08	0.39	417	131
-40	45H23	38.36	0.52	0.10	C pop-in 26%	94.8	108.3	0.13	0.07	91	72
-40	45H29	38.23	0.52	0.15	C	94.9	112.4	0.22	0.10	115	78
-40	46H12	38.53	0.52	0.18	max	93.4	87.0	0.34	0.11	92	48
-40	46H19	38.81	0.51	<0.05	C	107.8	114.4	0.32	0.12	137	65
-40	46H22	38.61	0.51	0.12	C pop-in 26%	107.9	116.7	0.15	0.08	96	70
-40	46H25	38.25	0.52	0.15	C pop-in 23%	94.8	109.2	0.50	0.17	166	74
-35	45H17	39.07	0.51	0.10	C	102.4	96.3	0.05	0.04	57	50
-35	45H14	38.63	0.51	0.29	U	78.6	156.4	0.89	0.33	351	128
-35	45H16	40.00	0.53	0.75	max	71.3	159.2	2.75	0.81	929	156
-35	45H18	38.21	0.52	0.11	C	69.1	137.9	0.72	0.28	279	116
-35	45H20	38.30	0.52	0.17	C pop-in 21%	94.4	135.0	0.29	0.14	176	112
-35	45H21	38.29	0.52	0.10	C pop-in 46%	94.4	113.6	0.47	0.17	164	80
-35	45H22	38.35	0.52	0.15	C pop-in 57%	94.1	134.9	0.44	0.18	227	112
-35	45H24	38.15	0.52	0.19	max	94.9	135.8	0.63	0.23	263	114
-35	45H28	38.13	0.51	0.15	C	95.7	128.7	0.67	0.23	247	100
-35	46H4	38.36	0.52	0.06	C pop-in 48%	93.4	115.6	0.24	0.11	124	84
-35	46H10	38.48	0.52	0.10	max	93.7	105.7	0.33	0.12	114	69
-35	46H30	38.25	0.52	0.10	C pop-in 61%	94.4	125.4	0.46	0.17	195	97
-35	46H32	38.28	0.52	0.15	max	95.0	29.06	0.50	0.19	199	102
-35	46H34	37.93	0.51	0.10	C	96.6	126.3	0.35	0.15	159	95
-35	46H35	38.37	0.52	<0.05	C pop-in 9%	94.2	106.1	0.09	0.05	65	53
-35	46H36	38.15	0.51	0.05	C pop-in 7%	96.0	87.8	0.12	0.05	54	42
-15	45H5	38.61	0.51	0.10	C pop-in 12%	104.6	81.8	0.12	0.05	44	33
-15	45H6	38.59	0.49	0.15	C pop-in 9%	103.4	147.6	0.66	0.24	276	112
-15	45H11	38.80	0.51	0.38	max	103.7	156.2	0.78	0.28	308	127
-15	45H19	38.27	0.52	0.20	max	93.1	114.0	0.49	0.17	175	79
-15	45H31	38.18	0.52	0.48	max	92.7	142.5	0.89	0.30	340	126
-15	46H1	38.34	0.52	0.13	C pop-in 11%	92.7	118.4	0.37	0.14	160	86
-15	46H6	37.75	0.51	0.30	U	95.3	139.6	0.66	0.24	283	117
-15	46H7	38.31	0.52	0.17	C pop-in 53%	91.3	119.5	0.35	0.14	139	89
-15	46H14	37.85	0.51	0.20	max	94.6	95.0	0.73	0.22	135	53
-15	46H15	38.15	0.51	0.10	C pop-in 12%	94.7	115.0	0.18	0.09	112	78
-15	46H24	38.13	0.51	0.26	max	93.3	118.1	0.61	0.21	192	85
-15	46H31	38.11	0.51	0.15	C	93.3	123.8	0.67	0.23	235	93

**Таблица П5 — Результаты испытаний аттестационных сварных соединений на трещиностойкость металла ЗТВ стали E500 (ТМО) и оценка ошибки определения J по CTOD**

Температура испытания, °С	Маркировка	Разметка по металлографии	Стагический под-рост, мм	Критическое событие*	Предел текучести, МПа	CTOD, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$J_{cr}$ по CTOD, Н/мм	Ошибка $J_{cr}$ по CTOD, %
-15	3В30	МШ	0.56	U	547	0.61	614	121.9	551	-10.3
-15	3В12	ЛС	0.10	С	547	0.25	223	90.2	226	1.2
-15	3В13	ЛС	0.50	U	547	0.83	776	115.2	749	-3.5
-15	3В18	ЛС	0.43	U	547	0.59	590	123.3	533	-9.7
-15	3В21	ЛС	0.26	U	547	0.52	496	116.8	469	-5.4
-15	3В34	ЛС	0.46	U	547	0.46	450	109.8	415	-7.7
-15	3В36	ЛС	0.77	U	547	1.18	1117	122.4	1065	-4.7
$M = 609, V = 0.46$										
-15	3В08	ДЗ	1.52	М	547	1.29	1352	144.8	1164	-13.9
-15	3В16	ДЗ	1.50	U	547	1.09	1151	143.3	984	-14.5
-15	3В17	ДЗ	0.38	U	547	0.53	463	106.2	478	3.3
-15	3В23	ДЗ	0.22	С	547	0.27	243	92.0	244	0.3
-15	3В27	ДЗ	1.40	М	547	1.41	1386	134.8	1273	-8.2
-20	3В03	ДЗ	0.20	U	551	0.25	221	89.8	227	2.8
-20	3В05	ЛС	0.44	U	551	0.74	747	119.3	673	-9.9
-20	3В11	ЛС	0.10	С	551	0.15	139	81.8	136	-1.9
-20	3В15	МШ	0.22	U	551	0.37	353	103.1	336	-4.7
-20	3В20	ДЗ	0.05	С (pop-in 7.1%)	551	0.07	62.6	49.1	63.6	1.7
-20	3В22	ДЗ	1.61	М	551	1.47	1525	142.2	1336	-12.4
-20	3В25	ЛС	0.40	U	551	0.59	556	105.1	536	-3.5
-20	3В26	ДЗ	1.41	М	551	1.08	1156	136.7	982	-15.1
-20	3В28	ЛС	2.40	U	551	1.19	1350	150.8	1082	-19.9
-20	3В29	ЛС	1.48	U	551	1.24	1492	138.4	1127	-24.4
-20	3В31	ДЗ	0.04	U (pop-in 13.8%)	551	0.06	46.8	42.1	54.5	16.6
-20	3В32	ЛС	0.70	U	551	1.16	1189	124.9	1055	-11.3
-30	3В01	ЛС	0.15	С	560	0.20	182	92.4	185	1.5
-30	3В02	ДЗ	0.30	U	560	0.28	257	103.5	259	0.7
-30	3В04	МШ	0.05	С (pop-in 7.7%)	560	0.04	32.8	31.7	37.0	12.7
-30	3В06	ЛС	0.30	U	560	0.37	355	107.8	342	-3.7
-30	3В07	МШ	<0.02	С	560	0.08	66.2	54.5	73.9	11.7
-30	3В09	ДЗ	0.65	U	560	0.64	661	120.9	591	-10.5
-30	3В10	ЛС	0.55	U	560	0.66	669	123.8	610	-8.8
-30	3В14	ДЗ	1.25	U	560	0.93	993	137.6	859	-13.5
-30	3В19	ШО	0.05	С	560	0.06	56.1	49.3	55.4	-1.2
-30	3В24	ЛС	0.20	U	560	0.21	191	90.2	194	1.6
-30	3В33	ДЗ	0.10	С	560	0.12	102	70.4	111	8.7
-30	3В35	ДЗ	1.06	U	560	0.94	1027	131.8	869	-15.4

Температура испытания, °С	Маркировка	Разметка по металлографии	Статистический под-рост, мм	Критическое событие*	Предел текучести, МПа	СТОД, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$J_{cr}$ по СТОД, Н/мм	Ошибка $J_{cr}$ по СТОД, %
-15	3Н01	ЛС	0.17	С	641	0.20	213	114.0	212	-0.7
-15	3Н04	ЛС	0.36	U (pop-in 13.1%)	641	0.34	339	106.9	360	6.1
-15	3Н05	ЛС	0.17	С	641	0.32	299	106.9	338	13.2
-15	3Н06	ЛС	0.42	U	641	0.73	711	123.0	772	8.6
-15	3Н18	ЛС	0.53	U	641	0.68	702	124.2	719	2.5
-15	3Н32	ЛС	0.16	С	641	0.22	182	90.5	233	27.8
-15	3Н35	ЛС	0.22	U	641	0.34	306	102.0	360	17.5
$M = 393, V = 0.52$										
-15	3Н02	ДЗ	0.22	U (pop-in 30.8%)	547	0.25	223	93.3	226	1.2
-15	3Н03	ДЗ	0.23	U	547	0.30	276	95.8	271	-1.9
-15	3Н24	ДЗ	0.11	С (pop-in 21.9%)	547	0.11	103	69.1	99.3	-3.6
-15	3Н28	ДЗ	0.18	U	547	0.22	202	91.3	199	-1.7
-15	3Н36	ДЗ	0.15	С	547	0.25	205	90.9	226	10.1
-20	3Н14	МШ	0.05	С (pop-in 28.2%)	551	0.10	92	64.6	90.9	-1.2
-20	3Н15	ДЗ	0.10	С (pop-in 22.6%)	551	0.11	102	69.0	100	-2.0
-20	3Н16	ЛС	0.25	U	645	0.41	418	109.3	436	4.4
-20	3Н17	ЛС	0.08	С	645	0.15	133	80.3	160	20.0
-20	3Н23	ЛС	0.26	U	645	0.35	352	111.2	372	5.8
-20	3Н25	ДЗ	0.11	С	551	0.12	121	75.1	109	-9.8
-20	3Н26	ДЗ	0.09	С	551	0.13	128	76.9	118	-7.7
-20	3Н27	ДЗ	0.02	С (pop-in 21.0%)	551	0.04	36.8	33.0	36.4	-1.2
-20	3Н29	МШ	0.08	С	645	0.16	149	82.9	170.3	14.3
-20	3Н30	ЛС	0.12	С	645	0.14	136	79.7	149	9.6
-20	3Н31	ДЗ	0.04	С (pop-in 6.3%)	551	0.05	43.4	37.6	45.5	4.7
-20	3Н33	ЛС	0.20	U	645	0.48	502	113.6	511	1.8
-20	3Н34	ДЗ	<0.02	С (pop-in 15.7%)	551	0.03	30.0	26.1	27.3	-9.1
-30	3Н07	ЛС	0.10	С	654	0.15	141	85.7	162	14.8
-30	3Н08	ЛС	0.20	U	654	0.21	205	97.9	227	10.5
-30	3Н09	ЛС	0.30	U	654	0.19	193	98.0	205	6.2
-30	3Н10	ДЗ	0.10	С	560	0.16	152	88.3	148	-2.7
-30	3Н11	ДЗ	0.10	С	560	0.15	138	86.7	139	0.4
-30	3Н12	ДЗ	0.05	С	560	0.10	82.8	63.7	92	11.6
-30	3Н13	ДЗ	0.05	С	560	0.08	72.4	56.6	74	2.1
-30	3Н19	ДЗ	0.10	С	560	0.19	185	96.7	176	-5.1

Температура испытания, °С	Маркировка	Разметка по металлографии	Статистический под-рост, мм	Критическое событие*	Предел текучести, МПа	СТОД, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$J_{cr}$ по СТОД, Н/мм	Ошибка $J_{cr}$ по СТОД, %
-30	3Н20	ДЗ	0.10	С	560	0.14	133	90.1	129	-2.7
-30	3Н21	ДЗ	0.25	U	560	0.28	292	112.9	259	-11.4
-30	3Н22	ДЗ	0.15	С	560	0.20	183	96.2	185	1.0
-15	16В20	МШ	0.20	U	547	0.37	303	101.1	334	10.2
-15	16В07	ЛС	0.06	С	547	0.13	114	69.0	117	2.9
-15	16В13	ЛС	0.23	U	547	0.31	279	95.3	280	0.3
-15	16В17	ЛС	0.12	С	547	0.21	187	93.7	190	1.4
-15	16В29	ЛС	0.93	М	547	1.37	1332	121.5	1236	-7.2
-15	16В30	ЛС	1.07	М	547	0.98	1036	132.3	884	-14.6
-15	16В31	ЛС	0.25	U	547	0.39	367	100.1	352	-4.1
-15	16В36	ЛС	0.40	U	547	0.61	605	122.3	551	-9.0
$M = 560, V = 0.76$										
-15	16В19	ДЗ	0.81	U	547	0.63	650	125.8	569	-12.5
-15	16В25	ДЗ	0.30	U	547	0.34	345	118.8	307	-11.1
-15	16В27	ДЗ	1.22	М	547	1.38	1508	146.0	1246	-17.4
-20	16В14	ЛС	0.29	U	551	0.67	673	113.7	609	-9.5
-20	16В15	ШО	0.05	С (pop-in 38.2%)	551	0.03	28.0	24.7	27.3	-2.6
-20	16В21	ДЗ	0.60	U	551	0.97	962	120.6	882	-8.3
-20	16В22	ЛС	0.05	С	551	0.09	77.5	55.9	81.8	5.6
-20	16В23	МШ	<0.02	С (pop-in 8.2%)	551	0.01	13.5	13.1	9.1	-32.7
-20	16В24	МШ	<0.02	С (pop-in 19.1%)	551	0.02	22.2	20.7	18.2	-18.1
-20	16В26	ДЗ	0.12	С	551	0.15	143	79.6	136	-4.6
-20	16В32	ЛС	0.15	С	551	0.21	195	86.6	191	-2.1
-20	16В33	ДЗ	0.15	С	551	0.19	159	78.8	173	8.6
-20	16В34	МШ	0.10	С	551	0.16	142	78.7	145	2.4
-20	16В35	ЛС	0.98	М	551	1.23	1281	129.6	1118	-12.7
-30	16В01	ЛС	0.10	С	560	0.15	134	77.3	139	3.4
-30	16В02	ДЗ	0.40	U	560	0.36	356	106.4	333	-6.6
-30	16В03	ЛС	0.02	С (pop-in 16.8%)	560	0.02	16.1	16.1	18.5	14.8
-30	16В04	ЛС	0.18	С	560	0.27	249	96.6	249	0
-30	16В05	ЛС	0.22	U	560	0.34	318	103.4	314	-1.2
-30	16В06	ЛС	0.10	С	560	0.20	184	90.3	185	0.4
-30	16В08	ШО	1.56	U	560	1.69	1845	144.5	1562	-15.4
-30	16В09	ЛС	0.24	U	560	0.41	412	112.1	379	-8.0
-30	16В10	ЛС	0.64	U	560	0.87	922	128.6	804	-12.8
-30	16В11	ДЗ	0.66	U	560	0.99	1028	129.0	915	-11.0
-30	16В12	ЛС	0.15	С	560	0.25	230	93.6	231	0.4
-30	16В16	ШО	0.04	С	560	0.09	73.3	57.5	83.2	13.5

Температура испытания, °С	Маркировка	Разметка по металлографии	Статистический под-рост, мм	Критическое событие*	Предел текучести, МПа	СТОД, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$J_{cr}$ по СТОД, Н/мм	Ошибка $J_{cr}$ по СТОД, %
-30	16В18	ДЗ	0.08	С	560	0.11	93.4	70.0	102	8.8
-30	16В28	ДЗ	1.28	U	560	1.05	1155	140.9	970	-16.0
-15	16Н25	ЛС	0.30	U	641	0.31	330	111.1	328	-0.7
-15	16Н27	ЛС	0.24	U	641	0.45	436	109.8	476	9.2
-15	16Н30	ЛС	0.37	U	641	0.57	577	120.0	603	4.5
-15	16Н33	ЛС	0.48	U	641	0.29	286	105.4	307	7.2
-15	16Н36	ЛС	0.21	U (pop-in 5.6%)	641	0.27	252	89.0	286	13.5
$M = 376, V = 0.32$										
-15	16Н03	ДЗ	0.52	U	547	0.50	497	113.7	451	-9.2
-15	16Н05	ДЗ	0.20	U	547	0.23	222	96.5	208	-6.5
-15	16Н06	ДЗ	0.56	U	547	0.63	658	130.4	569	-13.6
-15	16Н12	ДЗ	0.20	U	547	0.35	361	109.3	316	-12.5
-15	16Н26	ДЗ	0.49	U	547	0.49	493	119.0	442	-10.3
-15	16Н31	ДЗ	0.29	U	547	0.35	340	106.9	316	-7.1
-15	16Н35	ДЗ	0.20	U	547	0.23	208	93.2	208	0
-20	16Н01	ДЗ	0.12	С	551	0.19	187	91.7	173	-7.6
-20	16Н02	МШ	0.05	С (pop-in 23.5%)	645	0.05	56.2	47.6	53.2	-5.3
-20	16Н04	ДЗ	0.02	С (pop-in 23.3%)	551	0.06	58.6	48.6	54.5	-6.9
-20	16Н11	ДЗ	0.12	С (pop-in 14.5%)	551	0.08	70.7	57.4	72.7	2.9
-20	16Н13	ЛС	0.15	С	645	0.18	182	90.5	192	5.3
-20	16Н14	ЛС	0.30	U	645	0.46	481	114.7	490	1.8
-20	16Н18	ДЗ	0.10	С	551	0.14	129	77.9	127	-1.3
-20	16Н19	ДЗ	0.15	С	551	0.17	151	87.6	155	2.4
-20	16Н28	ДЗ	0.35	U	551	0.43	454	114.6	391	-13.9
-20	16Н29	ДЗ	0.04	С (pop-in 20.9%)	551	0.05	49.8	42.9	45.5	-8.6
-20	16Н32	ДЗ	0.12	С	551	0.23	206	89.2	209	1.5
-20	16Н34	ЛС	0.12	С	645	0.18	180	87.9	192	6.4
-30	16Н07	ЛС	0.25	U	654	0.42	443	117.0	453	2.3
-30	16Н08	ДЗ	0.02	С (pop-in 22.7%)	560	0.07	69	54.1	64.7	-6.3
-30	16Н09	ДЗ	0.05	С	560	0.09	74.4	59.3	83.2	11.8
-30	16Н10	ЛС	0.10	С	654	0.13	126	83.1	140	11.3
-30	16Н15	ДЗ	0.05	С	560	0.11	94.2	69.2	102	7.9
-30	16Н16	ДЗ	0.10	С (pop-in 29.7%)	560	0.12	99.7	71.9	111	11.2
-30	16Н17	ЛС	0.20	U	654	0.23	224	95.0	248	10.8
-30	16Н20	ЛС	0.30	U	654	0.39	400	113.8	421	5.2

Температура испытания, °С	Маркировка	Разметка по металлографии	Статический под-рост, мм	Критическое событие*	Предел текучести, МПа	CTOD, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$J_{cr}$ по CTOD, Н/мм	Ошибка $J_{cr}$ по CTOD, %
-30	16Н21	ДЗ	0.07	С	560	0.12	104	74.6	111	6.6
-30	16Н22	ДЗ	0.11	С	560	0.08	79.9	64.6	73.9	-7.5
-30	16Н23	ДЗ	0.10	С	560	0.14	122	79.6	129	6.0
-30	16Н24	ОМ	0.02	С (pop-in 8.5%)	560	0.02	25.0	24.1	18.5	-26.1
Средняя относительная ошибка по всей таблице										-1.51%
Среднеквадратическое отклонение										9.82%

Условные обозначения означают целевую структуру, в которой располагался фронт трещины: ЛС - ЗТВ у линии сплавления, ДЗ – ЗТВ на удалении от линии сплавления, МШ - металл шва, ОМ - основной металл, ШО - пересекает ЗТВ от шва до ОМ.

**Таблица Пб — Результаты испытаний аттестационных сварных соединений на трещиностойкость металла ЗТВ стали E500W (закалка с отпуском) и оценка ошибки определения  $J$  по CTOD**

Температура испытания, °С	Маркировка	Разметка по металлографии	Статический под-рост, мм	Критическое событие*	Предел текучести, МПа	CTOD, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$J_{cr}$ по CTOD, Н/мм	Ошибка $J_{cr}$ по CTOD, %
-15	45В6	ШО	0.08	С pop-in 10%	678	0.05	49	43	55.9	14.1
-15	45В17	ЛС	0.04	С	678	0.16	152	84	178.9	17.7
-15	45В19	ЛС	0.15	С	678	0.29	298	116	324.4	8.8
-15	45Н5	ШО	0.10	С pop-in 12%	852	0.05	44	33	70.2	59.7
-15	45Н17	ШО	0.10	С	852	0.04	57	50	56.2	-1.4
-15	45Н33	ОМ	0.60	U	557	0.65	657	143	597.3	-9.1
-15	45Н6	ЛС	0.15	С pop-in 8.9%	852	0.24	276	112	337.3	22.2
-15	45Н13	ЛС	<0.05	С pop-in 11%	852	0.04	46.8	38	56.2	20.1
-15	45Н31	ЛС	0.48	max	852	0.3	340	125.7	421.7	24
$M = 221, V = 0.57$										
-15	45В9	ДЗ	0.47	С pop-in 5.2%	626	0.23	215	99.1	237.5	10.4
-15	45В23	ДЗ	>2	М	626	0.97	1000	153	1001.9	0.1
-15	45В25	ДЗ	0.10	С pop-in 11%	626	0.12	116	82	123.9	6.8
-15	45Н12	ДЗ	0.10	С pop-in 5.2%	659	0.06	59	50	65.2	10.5
-15	45Н15	ДЗ	2.30	М	659	0.97	1165	165.3	1054.7	-9.5
-15	45Н34	ДЗ	0.30	U pop-in 31%	659	0.17	180	101	184.8	2.6

Температура испытания, °С	Маркировка	Разметка по металлографии	Статистический под-рост, мм	Критическое событие*	Предел текучести, МПа	CTOD, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{el}$ , Н/мм	$J_{cr}$ по CTOD, Н/мм	Ошибка $J_{cr}$ по CTOD, %
-35	45B1	ЛС	0.05	C pop-in 14%	706	0.03	37	33	34.9	-5.6
-35	45B2	ЛС	<0.05	C pop-in 14%	706	0.03	33	30	34.9	5.8
-35	45B3	ШО	0.05	C	706	0.09	83	63	104.8	26.3
-35	45B4	ЛС	0.05	C	706	0.12	105	68	139.7	33.1
-35	45B5	ШО	0.05	C	706	0.06	56	45	69.8	24.8
-40	45B7	ЛС	<0.05	C	711	0.04	36	33	46.9	30.3
-40	45B8	ДЗ	<0.05	C pop-in 16%	659	0.04	36	31	43.4	20.8
-40	45B12	ШО	<0.05	C	711	0.06	60	49	70.3	17.3
-40	45B13	ШО	<0.05	C pop-in 7.6%	711	0.04	40	37	46.9	17.3
-40	45B14	ШО	<0.05	C	711	0.06	51	45	70.3	38
-40	45B15	ЛС	<0.05	C pop-in 20%	711	0.03	37	33	35.1	-4.9
-40	45B16	ДЗ	0.15	C	659	0.29	287	113	315.3	9.8
-40	45B18	МШ	<0.05	C	716	0.07	62	50	82.6	33.3
-40	45B20	ДЗ	0.50	U	659	0.76	881	149	826.3	-6.2
-40	45B21	ЛС	<0.05	C pop-in 38%	711	0.06	58	51	70.3	21.3
-40	45H1	ДЗ	0.18	C	692	0.36	433	139	411	-5.1
-40	45H2	ДЗ	0.40	U	692	0.55	655	146	627.9	-4.2
-40	45H3	ЛС	<0.05	C	885	0.08	100	74	116.8	16.8
-40	45H4	ОМ	0.05	C	590	0.13	159	103	126.5	-20.5
-40	45H7	ЛС	<0.05	C pop-in 10%	885	0.05	54	47	73	35.2
-40	45H9	ОМ	0.38	U	590	0.55	645	153	535.4	-17
-40	45H10	ЛС	0.26	U pop-in 51%	885	0.39	417	131	569.4	36.5
-15	46B20	ШО	<0.05	C	640	0.05	51	44	52.8	3.5
-15	46H7	ШО	0.20	C pop-in 53%	852	0.14	139	89	196.8	41.5
-15	46H15	ШО	0.10	C pop-in 12%	852	0.07	92	67	98.4	6.9
-15	46H26	ОМ	0.57	U	557	0.64	705	134	588.1	-16.6
-15	46B1	ЛС	<2.36	M	678	0.96	1101	158	1073.9	-2.5
-15	46B4	ЛС	0.4	U	678	0.34	363	120	380.3	4.7
-15	46B14	ЛС	1.24	U	678	1.09	1274	154	1219.3	-4.3
-15	46B19	ЛС	0.50	U	678	0.57	655	136	637.6	-2.7
-15	46B25	ЛС	0.10	C pop-in 11%	688	0.12	116	81.9	136.2	17.4
-15	46B26	ЛС	0.30	U	688	0.32	338	120.5	363.2	7.4

$$M = 641, V = 0.66$$

Температура испытания, °С	Маркировка	Разметка по металлографии	Статистический под-рост, мм	Критическое событие*	Предел текучести, МПа	СТОД, мм	$J_{cr}$ , Н/мм	$J_{cb}$ , Н/мм	$J_{cr}$ по СТОД, Н/мм	Ошибка $J_{cr}$ по СТОД, %
-15	46Н1	ЛС	0.20	С pop-in 11%	852	0.14	160	86	196.8	23
-15	46Н6	ЛС	0.30	U	852	0.24	283	117	337.3	19.2
-15	46Н14	ЛС	<0.05	max	852	0.22	135	53.3	309.2	129
-15	46Н24	ЛС	0.26	max	852	0.21	192	84.9	295.2	53.7
-15	46Н31	ЛС	0.15	С	852	0.23	235	93	323.3	37.5
$M = 201, V = 0.26$										
-15	46В5	ДЗ	1.12	U	626	0.97	1095	144	1001.9	-8.6
-15	46В13	ДЗ	<4.8	М	626	0.98	975	143	1012.2	3.8
-15	46Н2	ДЗ	0.30	U pop-in 8%	669	0.24	240	109	264.9	10.3
-15	46Н17	ДЗ	0.98	U	659	0.81	925	151	880.7	-4.8
-40	46Н8	ДЗ	0.28	U	692	0.42	503	139	479.5	-4.7
-40	46Н19	ЛС	<0.05	С	885	0.12	137	65	175.2	27.9
-40	46Н20	ОМ	1.50	U	590	0.89	1071	171	866.4	-19.2
-40	46Н21	ДЗ	1.20	U	692	0.57	1089	168	650.8	-40.3
-40	46Н23	ДЗ	0.49	U	692	0.72	828	151	822	-0.8
Средняя относительная ошибка по всей таблице										3.1%
Среднеквадратическое отклонение										24.2%

Условные обозначения означают целевую структуру, в которой располагался фронт трещины: ЛС - ЗТВ у линии сплавления, ДЗ – ЗТВ на удалении от линии сплавления, МШ - металл шва, ОМ - основной металл, ШО - пересекает ЗТВ от шва до ОМ.

**Таблица П7 – Результаты окончательного варианта численного эксперимента по определению коэффициента запаса в условии прочности ( $VЗК, a_{(determ)}$  по (5.5))**

$S$ , мм	$V$	$a_{(determ)}$ , мм	$J$ , Н/мм	$\beta$	$M$	$m$	Число превышений $J_{max}$	$M_c$	$V_c$	$n_1$	$n_1/n$
12.5	0.15	4.546	10.001	6.522	15.233	3	0	12.901	0.145	1.73	1.14
12.5	0.20	4.546	10.001	4.903	17.565	3	0	15.275	0.195	2.48	1.41
12.5	0.30	4.546	10.001	3.282	23.729	3	0	21.494	0.296	5.08	2.14
12.5	0.40	4.546	10.001	2.474	33.791	3	0	31.582	0.398	11.23	3.32
12.5	0.50	4.546	10.001	1.992	53.231	3	0	51.010	0.499	29.41	5.53
12.5	0.60	4.546	10.001	1.668	95.389	3	4776	93.172	0.600	97.11	10.18
12.5	0.70	4.546	10.001	1.431	190.334	3	487319	187.971	0.700	395.68	20.79
12.5	0.15	4.546	10.001	6.522	15.233	4	0	12.903	0.145	1.68	1.10
12.5	0.20	4.546	10.001	4.903	17.565	4	0	15.272	0.195	2.37	1.35
12.5	0.30	4.546	10.001	3.282	23.729	4	0	21.486	0.296	4.70	1.98
12.5	0.40	4.546	10.001	2.474	33.791	4	0	31.575	0.398	9.83	2.91
12.5	0.50	4.546	10.001	1.992	53.231	4	0	51.022	0.499	24.51	4.60
12.5	0.60	4.546	10.001	1.668	95.389	4	6449	93.188	0.599	76.69	8.04
12.5	0.70	4.546	10.001	1.431	190.334	4	648843	187.927	0.700	294.71	15.49
12.5	0.15	4.546	10.001	6.522	15.233	5	0	12.902	0.145	1.68	1.10
12.5	0.20	4.546	10.001	4.903	17.565	5	0	15.271	0.195	2.35	1.34

$S$ , мм	$V$	$a_{(determ)}$ , мм	$J$ , Н/мм	$\beta$	$M$	$m$	Число превышений $J_{max}$	$M_c$	$V_c$	$n_1$	$n_1/n$
12.5	0.30	4.546	10.001	3.282	23.729	5	0	21.489	0.296	4.56	1.92
12.5	0.40	4.546	10.001	2.474	33.791	5	0	31.562	0.398	9.28	2.75
12.5	0.50	4.546	10.001	1.992	53.231	5	0	51.013	0.499	22.57	4.24
12.5	0.60	4.546	10.001	1.668	95.389	5	7966	93.154	0.600	68.56	7.19
12.5	0.70	4.546	10.001	1.431	190.334	5	813880	188.171	0.700	258.46	13.58
12.5	0.15	4.546	10.001	6.522	15.233	6	0	12.902	0.145	1.65	1.08
12.5	0.20	4.546	10.001	4.903	17.565	6	0	15.270	0.195	2.29	1.30
12.5	0.30	4.546	10.001	3.282	23.729	6	0	21.484	0.296	4.28	1.80
12.5	0.40	4.546	10.001	2.474	33.791	6	0	31.566	0.398	8.45	2.50
12.5	0.50	4.546	10.001	1.992	53.231	6	0	51.010	0.499	19.71	3.70
12.5	0.60	4.546	10.001	1.668	95.389	6	9629	93.141	0.599	58.20	6.10
12.5	0.70	4.546	10.001	1.431	190.334	6	975099	188.026	0.700	208.22	10.94
12.5	0.15	4.546	10.001	6.522	15.233	7	0	12.902	0.145	1.62	1.06
12.5	0.20	4.546	10.001	4.903	17.565	7	0	15.273	0.195	2.23	1.27
12.5	0.30	4.546	10.001	3.282	23.729	7	0	21.490	0.296	4.05	1.71
12.5	0.40	4.546	10.001	2.474	33.791	7	0	31.571	0.398	7.69	2.27
12.5	0.50	4.546	10.001	1.992	53.231	7	0	51.027	0.499	17.58	3.30
12.5	0.60	4.546	10.001	1.668	95.389	7	11194	93.154	0.600	49.85	5.23
12.5	0.70	4.546	10.001	1.431	190.334	7	1138900	188.106	0.700	171.57	9.02
25	0.15	6.429	14.257	5.876	20.760	3	0	16.127	0.136	1.49	1.02
25	0.20	6.429	14.257	4.467	23.582	3	0	19.015	0.187	2.10	1.27
25	0.30	6.429	14.257	3.052	30.916	3	0	26.451	0.290	4.11	1.90
25	0.40	6.429	14.257	2.346	42.724	3	0	38.280	0.394	8.66	2.89
25	0.50	6.429	14.257	1.923	65.314	3	0	60.896	0.497	21.85	4.77
25	0.60	6.429	14.257	1.634	113.584	3	0	109.151	0.599	69.46	8.72
25	0.70	6.429	14.257	1.416	219.940	3	52835	215.398	0.700	267.48	17.34
25	0.15	6.429	14.257	5.876	20.760	4	0	16.125	0.136	1.45	0.99
25	0.20	6.429	14.257	4.467	23.582	4	0	19.016	0.187	2.00	1.21
25	0.30	6.429	14.257	3.052	30.916	4	0	26.447	0.290	3.79	1.75
25	0.40	6.429	14.257	2.346	42.724	4	0	38.295	0.394	7.62	2.54
25	0.50	6.429	14.257	1.923	65.314	4	0	60.871	0.497	18.36	4.01
25	0.60	6.429	14.257	1.634	113.584	4	0	109.156	0.599	55.48	6.96
25	0.70	6.429	14.257	1.416	219.940	4	70804	215.482	0.699	201.64	13.07
25	0.15	6.429	14.257	5.876	20.760	5	0	16.125	0.136	1.44	0.99
25	0.20	6.429	14.257	4.467	23.582	5	0	19.019	0.187	1.99	1.20
25	0.30	6.429	14.257	3.052	30.916	5	0	26.445	0.290	3.68	1.70
25	0.40	6.429	14.257	2.346	42.724	5	0	38.284	0.394	7.25	2.42
25	0.50	6.429	14.257	1.923	65.314	5	1	60.856	0.497	16.96	3.70
25	0.60	6.429	14.257	1.634	113.584	5	0	109.133	0.599	50.10	6.29
25	0.70	6.429	14.257	1.416	219.940	5	88173	215.471	0.699	178.04	11.54
25	0.15	6.429	14.257	5.876	20.760	6	0	16.127	0.136	1.42	0.97
25	0.20	6.429	14.257	4.467	23.582	6	0	19.019	0.187	1.94	1.17
25	0.30	6.429	14.257	3.052	30.916	6	0	26.445	0.290	3.48	1.61
25	0.40	6.429	14.257	2.346	42.724	6	0	38.290	0.394	6.61	2.21
25	0.50	6.429	14.257	1.923	65.314	6	0	60.875	0.497	15.00	3.27
25	0.60	6.429	14.257	1.634	113.584	6	1	109.093	0.599	42.90	5.38

$S$ , мм	$V$	$a_{(\text{determ})}$ , мм	$J$ , Н/мм	$\beta$	$M$	$m$	Число превышений $J_{\text{max}}$	$M_c$	$V_c$	$n_1$	$n_1/n$
25	0.70	6.429	14.257	1.416	219.940	6	105327	215.352	0.700	146.17	9.48
25	0.15	6.429	14.257	5.876	20.760	7	0	16.126	0.136	1.39	0.96
25	0.20	6.429	14.257	4.467	23.582	7	0	19.018	0.187	1.89	1.14
25	0.30	6.429	14.257	3.052	30.916	7	0	26.449	0.290	3.30	1.52
25	0.40	6.429	14.257	2.346	42.724	7	0	38.285	0.394	6.10	2.03
25	0.50	6.429	14.257	1.923	65.314	7	0	60.881	0.497	13.38	2.92
25	0.60	6.429	14.257	1.634	113.584	7	1	109.110	0.599	36.89	4.63
25	0.70	6.429	14.257	1.416	219.940	7	123028	215.379	0.700	122.94	7.97
50	0.15	9.093	22.440	5.168	30.772	3	0	21.571	0.119	1.22	0.89
50	0.20	9.093	22.440	3.970	34.262	3	0	25.197	0.170	1.67	1.09
50	0.30	9.093	22.440	2.769	43.157	3	0	34.249	0.276	3.11	1.62
50	0.40	9.093	22.440	2.176	57.301	3	0	48.455	0.384	6.17	2.42
50	0.50	9.093	22.440	1.826	84.164	3	0	75.275	0.492	14.63	3.90
50	0.60	9.093	22.440	1.584	140.625	3	0	131.654	0.597	44.40	7.09
50	0.70	9.093	22.440	1.392	261.624	3	633	252.437	0.699	159.93	13.72
50	0.15	9.093	22.440	5.168	30.772	4	0	21.568	0.119	1.19	0.87
50	0.20	9.093	22.440	3.970	34.262	4	0	25.194	0.170	1.61	1.05
50	0.30	9.093	22.440	2.769	43.157	4	0	34.252	0.276	2.87	1.49
50	0.40	9.093	22.440	2.176	57.301	4	0	48.446	0.385	5.46	2.14
50	0.50	9.093	22.440	1.826	84.164	4	0	75.295	0.492	12.39	3.30
50	0.60	9.093	22.440	1.584	140.625	4	0	131.620	0.597	35.18	5.61
50	0.70	9.093	22.440	1.392	261.624	4	791	252.505	0.699	121.76	10.44
50	0.15	9.093	22.440	5.168	30.772	5	0	21.567	0.119	1.19	0.87
50	0.20	9.093	22.440	3.970	34.262	5	0	25.197	0.170	1.59	1.04
50	0.30	9.093	22.440	2.769	43.157	5	0	34.258	0.276	2.79	1.45
50	0.40	9.093	22.440	2.176	57.301	5	0	48.453	0.384	5.20	2.03
50	0.50	9.093	22.440	1.826	84.164	5	0	75.279	0.492	11.54	3.08
50	0.60	9.093	22.440	1.584	140.625	5	0	131.705	0.597	32.49	5.18
50	0.70	9.093	22.440	1.392	261.624	5	1003	252.447	0.699	108.88	9.34
50	0.15	9.093	22.440	5.168	30.772	6	0	21.571	0.119	1.17	0.85
50	0.20	9.093	22.440	3.970	34.262	6	0	25.198	0.170	1.56	1.02
50	0.30	9.093	22.440	2.769	43.157	6	0	34.261	0.276	2.65	1.38
50	0.40	9.093	22.440	2.176	57.301	6	0	48.431	0.385	4.78	1.87
50	0.50	9.093	22.440	1.826	84.164	6	0	75.258	0.492	10.34	2.76
50	0.60	9.093	22.440	1.584	140.625	6	1	131.616	0.597	28.14	4.49
50	0.70	9.093	22.440	1.392	261.624	6	1201	252.532	0.699	91.49	7.85
50	0.15	9.093	22.440	5.168	30.772	7	0	21.569	0.119	1.15	0.84
50	0.20	9.093	22.440	3.970	34.262	7	0	25.198	0.170	1.52	1.00
50	0.30	9.093	22.440	2.769	43.157	7	0	34.247	0.276	2.53	1.31
50	0.40	9.093	22.440	2.176	57.301	7	0	48.437	0.385	4.41	1.73
50	0.50	9.093	22.440	1.826	84.164	7	0	75.281	0.492	9.22	2.46
50	0.60	9.093	22.440	1.584	140.625	7	0	131.649	0.597	24.26	3.87
50	0.70	9.093	22.440	1.392	261.624	7	1398	252.462	0.699	76.96	6.60
100	0.15	12.859	39.112	4.720	52.836	3	0	34.530	0.102	1.10	0.81
100	0.20	12.859	39.112	3.662	58.535	3	0	40.491	0.154	1.50	1.00
100	0.30	12.859	39.112	2.599	72.999	3	0	55.226	0.263	2.79	1.49

$S$ , мм	$V$	$a_{(determ)}$ , мм	$J$ , Н/мм	$\beta$	$M$	$m$	Число превышений $J_{max}$	$M_c$	$V_c$	$n_1$	$n_1/n$
100	0.40	12.859	39.112	2.077	95.959	3	0	78.240	0.376	5.55	2.26
100	0.50	12.859	39.112	1.770	139.542	3	0	121.694	0.488	13.07	3.66
100	0.60	12.859	39.112	1.555	230.834	3	0	212.851	0.595	39.11	6.63
100	0.70	12.859	39.112	1.378	425.179	3	27	406.624	0.699	137.85	12.68
100	0.15	12.859	39.112	4.720	52.836	4	0	34.527	0.102	1.07	0.79
100	0.20	12.859	39.112	3.662	58.535	4	0	40.490	0.154	1.45	0.97
100	0.30	12.859	39.112	2.599	72.999	4	0	55.222	0.264	2.59	1.39
100	0.40	12.859	39.112	2.077	95.959	4	0	78.253	0.376	4.91	2.00
100	0.50	12.859	39.112	1.770	139.542	4	0	121.784	0.488	10.97	3.08
100	0.60	12.859	39.112	1.555	230.834	4	0	212.945	0.595	31.10	5.27
100	0.70	12.859	39.112	1.378	425.179	4	51	406.999	0.698	106.32	9.78
100	0.15	12.859	39.112	4.720	52.836	5	0	34.528	0.101	1.07	0.79
100	0.20	12.859	39.112	3.662	58.535	5	0	40.484	0.154	1.44	0.96
100	0.30	12.859	39.112	2.599	72.999	5	0	55.223	0.264	2.53	1.35
100	0.40	12.859	39.112	2.077	95.959	5	0	78.226	0.376	4.66	1.90
100	0.50	12.859	39.112	1.770	139.542	5	0	121.757	0.488	10.28	2.88
100	0.60	12.859	39.112	1.555	230.834	5	0	212.805	0.595	28.64	4.85
100	0.70	12.859	39.112	1.378	425.179	5	57	406.852	0.698	95.97	8.83
100	0.15	12.859	39.112	4.720	52.836	6	0	34.527	0.101	1.06	0.78
100	0.20	12.859	39.112	3.662	58.535	6	0	40.494	0.154	1.41	0.94
100	0.30	12.859	39.112	2.599	72.999	6	0	55.222	0.264	2.40	1.28
100	0.40	12.859	39.112	2.077	95.959	6	0	78.229	0.376	4.32	1.76
100	0.50	12.859	39.112	1.770	139.542	6	0	121.761	0.488	9.25	2.59
100	0.60	12.859	39.112	1.555	230.834	6	0	212.810	0.595	24.80	4.20
100	0.70	12.859	39.112	1.378	425.179	6	68	407.026	0.698	80.27	7.38
100	0.15	12.859	39.112	4.720	52.836	7	0	34.526	0.102	1.04	0.77
100	0.20	12.859	39.112	3.662	58.535	7	0	40.494	0.154	1.38	0.92
100	0.30	12.859	39.112	2.599	72.999	7	0	55.235	0.264	2.30	1.23
100	0.40	12.859	39.112	2.077	95.959	7	0	78.239	0.376	4.00	1.63
100	0.50	12.859	39.112	1.770	139.542	7	0	121.730	0.488	8.31	2.33
100	0.60	12.859	39.112	1.555	230.834	7	1	212.816	0.595	21.66	3.67
100	0.70	12.859	39.112	1.378	425.179	7	92	406.866	0.698	67.51	6.21

**Таблица П8 – Результаты окончательного варианта численного эксперимента по определению коэффициента запаса в условии прочности ( $PK, a_{(determ)} = 0.25S$ )**

$S$ , мм	$V$	$a_{(determ)}$ , мм	$J$ , Н/мм	$\beta$	$M$	$m$	Число превышений $J_{max}$	$M_c$	$V_c$	$n_1$	$n_1/n$
12.5	0.15	3.125	6.968	5.857	10.297	3	0	7.979	0.136	1.33	0.90
12.5	0.20	3.125	6.968	4.461	11.747	3	0	9.467	0.187	1.90	1.13
12.5	0.30	3.125	6.968	3.052	15.466	3	0	13.228	0.290	3.85	1.73
12.5	0.40	3.125	6.968	2.342	21.166	3	0	18.947	0.394	8.06	2.65
12.5	0.50	3.125	6.968	1.916	31.319	3	0	29.102	0.497	19.26	4.29
12.5	0.60	3.125	6.968	1.626	51.722	3	0	49.502	0.598	55.40	7.46
12.5	0.70	3.125	6.968	1.410	95.042	3	20381	92.773	0.699	195.30	14.32
12.5	0.15	3.125	6.968	5.857	10.297	4	0	7.979	0.136	1.29	0.88
12.5	0.20	3.125	6.968	4.461	11.747	4	0	9.466	0.187	1.83	1.08

$S$ , мм	$V$	$a_{(determ)}$ , мм	$J$ , Н/мм	$\beta$	$M$	$m$	Число превышений $J_{max}$	$M_c$	$V_c$	$n_1$	$n_1/n$
12.5	0.30	3.125	6.968	3.052	15.466	4	0	13.230	0.290	3.58	1.61
12.5	0.40	3.125	6.968	2.342	21.166	4	0	18.951	0.394	7.21	2.37
12.5	0.50	3.125	6.968	1.916	31.319	4	0	29.098	0.497	16.46	3.66
12.5	0.60	3.125	6.968	1.626	51.722	4	0	49.508	0.599	45.30	6.10
12.5	0.70	3.125	6.968	1.410	95.042	4	27223	92.746	0.700	149.24	10.94
12.5	0.15	3.125	6.968	5.857	10.297	5	0	7.979	0.136	1.29	0.87
12.5	0.20	3.125	6.968	4.461	11.747	5	0	9.465	0.187	1.82	1.08
12.5	0.30	3.125	6.968	3.052	15.466	5	0	13.229	0.290	3.53	1.59
12.5	0.40	3.125	6.968	2.342	21.166	5	0	18.950	0.394	7.02	2.31
12.5	0.50	3.125	6.968	1.916	31.319	5	0	29.105	0.497	15.47	3.44
12.5	0.60	3.125	6.968	1.626	51.722	5	0	49.505	0.598	41.67	5.61
12.5	0.70	3.125	6.968	1.410	95.042	5	33778	92.755	0.699	134.11	9.83
12.5	0.15	3.125	6.968	5.857	10.297	6	0	7.980	0.136	1.27	0.86
12.5	0.20	3.125	6.968	4.461	11.747	6	0	9.466	0.187	1.78	1.05
12.5	0.30	3.125	6.968	3.052	15.466	6	0	13.230	0.290	3.38	1.52
12.5	0.40	3.125	6.968	2.342	21.166	6	0	18.949	0.394	6.49	2.14
12.5	0.50	3.125	6.968	1.916	31.319	6	0	29.099	0.497	13.91	3.09
12.5	0.60	3.125	6.968	1.626	51.722	6	1	49.477	0.599	36.02	4.85
12.5	0.70	3.125	6.968	1.410	95.042	6	40901	92.750	0.700	110.38	8.09
12.5	0.15	3.125	6.968	5.857	10.297	7	0	7.979	0.136	1.25	0.85
12.5	0.20	3.125	6.968	4.461	11.747	7	0	9.466	0.187	1.74	1.03
12.5	0.30	3.125	6.968	3.052	15.466	7	0	13.232	0.290	3.23	1.46
12.5	0.40	3.125	6.968	2.342	21.166	7	0	18.948	0.394	6.03	1.98
12.5	0.50	3.125	6.968	1.916	31.319	7	0	29.100	0.497	12.44	2.77
12.5	0.60	3.125	6.968	1.626	51.722	7	1	49.474	0.599	31.20	4.20
12.5	0.70	3.125	6.968	1.410	95.042	7	47806	92.767	0.700	92.69	6.79
25	0.15	6.250	13.935	5.904	21.062	3	0	16.425	0.137	1.37	0.91
25	0.20	6.250	13.935	4.500	24.209	3	0	19.643	0.188	1.99	1.14
25	0.30	6.250	13.935	3.081	32.355	3	0	27.883	0.291	4.15	1.79
25	0.40	6.250	13.935	2.363	44.950	3	0	40.523	0.395	8.97	2.78
25	0.50	6.250	13.935	1.929	67.516	3	0	63.102	0.497	21.99	4.54
25	0.60	6.250	13.935	1.634	113.186	3	0	108.755	0.599	65.31	8.04
25	0.70	6.250	13.935	1.414	211.128	3	41443	206.733	0.700	234.62	15.49
25	0.15	6.250	13.935	5.904	21.062	4	0	16.424	0.137	1.33	0.88
25	0.20	6.250	13.935	4.500	24.209	4	0	19.647	0.188	1.91	1.10
25	0.30	6.250	13.935	3.081	32.355	4	0	27.878	0.291	3.86	1.66
25	0.40	6.250	13.935	2.363	44.950	4	0	40.529	0.394	8.01	2.48
25	0.50	6.250	13.935	1.929	67.516	4	0	63.073	0.497	18.90	3.90
25	0.60	6.250	13.935	1.634	113.186	4	0	108.768	0.599	52.71	6.49
25	0.70	6.250	13.935	1.414	211.128	4	55143	206.578	0.700	179.75	11.86
25	0.15	6.250	13.935	5.904	21.062	5	0	16.424	0.137	1.33	0.88
25	0.20	6.250	13.935	4.500	24.209	5	0	19.647	0.188	1.91	1.10
25	0.30	6.250	13.935	3.081	32.355	5	0	27.887	0.291	3.81	1.64
25	0.40	6.250	13.935	2.363	44.950	5	0	40.512	0.395	7.76	2.41
25	0.50	6.250	13.935	1.929	67.516	5	0	63.082	0.497	17.74	3.66
25	0.60	6.250	13.935	1.634	113.186	5	3	108.671	0.599	49.03	6.04

$S$ , мм	$V$	$a_{(determ)}$ , мм	$J$ , Н/мм	$\beta$	$M$	$m$	Число превышений $J_{max}$	$M_c$	$V_c$	$n_1$	$n_1/n$
25	0.70	6.250	13.935	1.414	211.128	5	68647	206.537	0.700	162.58	10.73
25	0.15	6.250	13.935	5.904	21.062	6	0	16.426	0.137	1.31	0.87
25	0.20	6.250	13.935	4.500	24.209	6	0	19.644	0.188	1.86	1.07
25	0.30	6.250	13.935	3.081	32.355	6	0	27.880	0.291	3.64	1.57
25	0.40	6.250	13.935	2.363	44.950	6	0	40.512	0.395	7.18	2.23
25	0.50	6.250	13.935	1.929	67.516	6	1	63.064	0.497	15.86	3.27
25	0.60	6.250	13.935	1.634	113.186	6	3	108.690	0.599	42.11	5.18
25	0.70	6.250	13.935	1.414	211.128	6	82555	206.551	0.700	131.69	8.69
25	0.15	6.250	13.935	5.904	21.062	7	0	16.425	0.137	1.29	0.85
25	0.20	6.250	13.935	4.500	24.209	7	0	19.643	0.188	1.82	1.05
25	0.30	6.250	13.935	3.081	32.355	7	0	27.883	0.291	3.48	1.50
25	0.40	6.250	13.935	2.363	44.950	7	0	40.510	0.395	6.66	2.06
25	0.50	6.250	13.935	1.929	67.516	7	0	63.092	0.497	14.16	2.92
25	0.60	6.250	13.935	1.634	113.186	7	3	108.686	0.599	35.94	4.42
25	0.70	6.250	13.935	1.414	211.128	7	96241	206.664	0.699	109.80	7.25
50	0.15	12.500	27.773	5.896	41.969	3	0	32.693	0.137	1.37	0.91
50	0.20	12.500	27.773	4.495	48.214	3	0	39.083	0.188	1.99	1.14
50	0.30	12.500	27.773	3.075	64.144	3	0	55.221	0.291	4.09	1.77
50	0.40	12.500	27.773	2.354	87.706	3	0	78.853	0.394	8.58	2.72
50	0.50	12.500	27.773	1.918	127.007	3	0	118.120	0.497	19.60	4.29
50	0.60	12.500	27.773	1.623	200.838	3	0	191.933	0.598	51.71	7.15
50	0.70	12.500	27.773	1.407	350.378	3	10866	341.061	0.700	161.10	12.77
50	0.15	12.500	27.773	5.896	41.969	4	0	32.701	0.137	1.33	0.88
50	0.20	12.500	27.773	4.495	48.214	4	0	39.087	0.188	1.91	1.10
50	0.30	12.500	27.773	3.075	64.144	4	0	55.202	0.291	3.82	1.65
50	0.40	12.500	27.773	2.354	87.706	4	0	78.846	0.394	7.69	2.44
50	0.50	12.500	27.773	1.918	127.007	4	0	118.153	0.497	16.61	3.63
50	0.60	12.500	27.773	1.623	200.838	4	0	191.982	0.598	41.71	5.77
50	0.70	12.500	27.773	1.407	350.378	4	14669	341.368	0.699	123.39	9.78
50	0.80	12.500	27.773	1.238	661.315	4	502110	651.672	0.800	416.51	17.49
50	0.15	12.500	27.773	5.896	41.969	5	0	32.697	0.137	1.33	0.88
50	0.20	12.500	27.773	4.495	48.214	5	0	39.092	0.188	1.90	1.09
50	0.30	12.500	27.773	3.075	64.144	5	0	55.199	0.291	3.76	1.63
50	0.40	12.500	27.773	2.354	87.706	5	0	78.830	0.394	7.41	2.35
50	0.50	12.500	27.773	1.918	127.007	5	0	118.185	0.497	15.74	3.44
50	0.60	12.500	27.773	1.623	200.838	5	0	191.880	0.599	38.52	5.33
50	0.70	12.500	27.773	1.407	350.378	5	18200	341.217	0.699	111.38	8.83
50	0.15	12.500	27.773	5.896	41.969	6	0	32.697	0.137	1.31	0.87
50	0.20	12.500	27.773	4.495	48.214	6	0	39.085	0.188	1.86	1.07
50	0.30	12.500	27.773	3.075	64.144	6	0	55.197	0.291	3.59	1.56
50	0.40	12.500	27.773	2.354	87.706	6	0	78.827	0.394	6.88	2.18
50	0.50	12.500	27.773	1.918	127.007	6	0	118.121	0.497	14.06	3.08
50	0.60	12.500	27.773	1.623	200.838	6	0	191.863	0.599	33.01	4.57
50	0.70	12.500	27.773	1.407	350.378	6	21954	341.431	0.699	91.43	7.25
50	0.80	12.500	27.773	1.238	661.315	6	752892	651.774	0.800	290.36	12.19
50	0.15	12.500	27.773	5.896	41.969	7	0	32.701	0.137	1.29	0.85

$S$ , мм	$V$	$a_{(determ)}$ , мм	$J$ , Н/мм	$\beta$	$M$	$m$	Число превышений $J_{max}$	$M_c$	$V_c$	$n_1$	$n_1/n$
50	0.20	12.500	27.773	4.495	48.214	7	0	39.087	0.188	1.81	1.04
50	0.30	12.500	27.773	3.075	64.144	7	0	55.206	0.291	3.45	1.49
50	0.40	12.500	27.773	2.354	87.706	7	0	78.833	0.394	6.37	2.02
50	0.50	12.500	27.773	1.918	127.007	7	0	118.133	0.497	12.61	2.76
50	0.60	12.500	27.773	1.623	200.838	7	0	191.884	0.599	28.68	3.97
50	0.70	12.500	27.773	1.407	350.378	7	25385	341.220	0.700	77.05	6.11
100	0.15	25.000	55.692	5.887	83.531	3	0	64.991	0.137	1.36	0.90
100	0.20	25.000	55.692	4.487	95.720	3	0	77.466	0.188	1.96	1.14
100	0.30	25.000	55.692	3.068	126.711	3	0	108.826	0.291	4.00	1.76
100	0.40	25.000	55.692	2.349	172.391	3	0	154.647	0.394	8.28	2.68
100	0.50	25.000	55.692	1.914	248.394	3	0	230.535	0.497	18.71	4.20
100	0.60	25.000	55.692	1.621	390.830	3	0	372.765	0.598	48.87	6.96
100	0.70	25.000	55.692	1.405	678.435	3	8496	660.536	0.699	153.85	12.63
100	0.15	25.000	55.692	5.887	83.531	4	0	64.995	0.137	1.32	0.88
100	0.20	25.000	55.692	4.487	95.720	4	0	77.480	0.187	1.88	1.09
100	0.30	25.000	55.692	3.068	126.711	4	0	108.834	0.291	3.72	1.64
100	0.40	25.000	55.692	2.349	172.391	4	0	154.656	0.394	7.43	2.40
100	0.50	25.000	55.692	1.914	248.394	4	0	230.654	0.497	15.91	3.57
100	0.60	25.000	55.692	1.621	390.830	4	0	372.955	0.598	39.40	5.61
100	0.70	25.000	55.692	1.405	678.435	4	11035	660.067	0.699	115.43	9.48
100	0.15	25.000	55.692	5.887	83.531	5	0	64.993	0.137	1.32	0.88
100	0.20	25.000	55.692	4.487	95.720	5	0	77.462	0.188	1.87	1.09
100	0.30	25.000	55.692	3.068	126.711	5	0	108.824	0.291	3.67	1.61
100	0.40	25.000	55.692	2.349	172.391	5	0	154.646	0.394	7.15	2.31
100	0.50	25.000	55.692	1.914	248.394	5	0	230.681	0.496	15.04	3.37
100	0.60	25.000	55.692	1.621	390.830	5	1	372.780	0.599	36.68	5.23
100	0.70	25.000	55.692	1.405	678.435	5	14098	660.474	0.699	104.22	8.56
100	0.15	25.000	55.692	5.887	83.531	6	0	64.987	0.137	1.30	0.86
100	0.20	25.000	55.692	4.487	95.720	6	0	77.459	0.188	1.83	1.07
100	0.30	25.000	55.692	3.068	126.711	6	0	108.834	0.291	3.51	1.54
100	0.40	25.000	55.692	2.349	172.391	6	0	154.706	0.394	6.64	2.14
100	0.50	25.000	55.692	1.914	248.394	6	0	230.690	0.497	13.47	3.02
100	0.60	25.000	55.692	1.621	390.830	6	0	373.006	0.598	31.51	4.49
100	0.70	25.000	55.692	1.405	678.435	6	16664	660.117	0.699	86.62	7.11
100	0.15	25.000	55.692	5.887	83.531	7	0	64.991	0.136	1.28	0.85
100	0.20	25.000	55.692	4.487	95.720	7	0	77.476	0.187	1.79	1.04
100	0.30	25.000	55.692	3.068	126.711	7	0	108.813	0.291	3.37	1.48
100	0.40	25.000	55.692	2.349	172.391	7	0	154.653	0.394	6.19	2.00
100	0.50	25.000	55.692	1.914	248.394	7	0	230.616	0.497	12.00	2.69
100	0.60	25.000	55.692	1.621	390.830	7	1	372.826	0.599	26.87	3.83
100	0.70	25.000	55.692	1.405	678.435	7	19586	660.235	0.700	72.01	5.91

**ПРИЛОЖЕНИЕ Б. АКТЫ ВНЕДРЕНИЯ**

УТВЕРЖДАЮ

Заместитель генерального  
директора Российского Морского  
Регистра Судоходства

Евенко В.И.

**АКТ**

внедрения результатов диссертационной работы В.Ю.Филина на тему: **«Разработка критериев трещиностойкости и хладостойкости материалов сварных конструкций морского шельфа на основе механики разрушения»**, представленной на соискание учёной степени доктора технических наук

Совершенствование нормативной документации Регистра в целях обоснованного назначения требований к материалам для судов, буровых платформ, морских подводных трубопроводов и иных ответственных конструкций, а также процедур специальных механических испытаний проводится с учётом результатов исследований, выполненных В.Ю. Филиным, результаты которых представлены в диссертационной работе. В частности, за последние годы были даны предложения изменений Правил Регистра на основании которых были введены следующие изменения:

— В Правила Регистра внесены процедуры специальных испытаний (СТОД, ТКБ, NDT, DWTT), включающие требования к изготовлению образцов, порядку получения и интерпретации экспериментальных данных. В том числе внесён раздел «Методы испытаний стального проката и труб» и Приложение 4 «Методики специальных испытаний стальных труб и проката» Правил классификации и постройки морских подводных трубопроводов (далее Правил МПТ).

— Внесены критерии качества судостроительных сталей по трещиностойкости металла сварных соединений и критическим температурам вязко-хрупкого перехода.

— Внесены процедуры и типовая программа испытаний, а также требования к толстолистовому прокату судостроительной стали до 150 мм, к тонколистовому прокату толщиной 20 мм и менее, а также к плакированной стали.

— Внесены значения коэффициента прочности (коэффициента использования материала) и влияние отклонения труб от круговой формы на разрушающие нагрузки. Откорректированы процедуры расчёта допустимости дефектов типа потеря металла.

С участием В.Ю.Филина разработаны:

— Раздел 3.5 «Сталь, работающая при низких температурах» части XIII «Материалы» Правил классификации и постройки морских судов, где определены требования к маркам стали с индексом «Агс».

— Развёрнутая редакция главы 4.5 «Сталь для подводных трубопроводов» Правил МПТ.

– Раздел 5 «Сварка» части I Правил МПТ.

– Главы 4.7 «Стальные фланцы» и 4.8 «Стальные отводы и фитинги» части I Правил МПТ.

– Главы 2.11 «Стальные фланцы», 2.12 «Стальные отводы» и 2.13 «Стальные фитинги» Руководства по техническому наблюдению за постройкой и эксплуатацией морских подводных трубопроводов.

— Глава 5.5 части I Правил МПТ «Применение инженерной оценки критичности дефектов для определения допускаемых дефектов при сварке кольцевых стыковых швов», где впервые в отечественной нормативной документации представлена процедура проверочного расчёта норм дефектности, что позволяет использовать научные результаты диссертационной работы Филина В.Ю. для проверки допустимости размеров дефектов сварных соединений, рассчитанных третьими сторонами по зарубежным методикам.

Начальник отдела организации  
экспертизы проектов  
морских нефтегазовых сооружений



Авдонкин А.С.



**ВЫСУНСКИЙ  
МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЙ  
ЗАВОД**

Акционерное общество  
«Выксунский  
металлургический  
завод»

УТВЕРЖДАЮ:



Директор инженерно-технологического  
центра  
АО «Выксунский металлургический  
завод»

к.т.н. П.П. Степанов

#### АКТ

использования результатов диссертационной работы В.Ю. Филина на тему:  
**«Разработка критериев трещиностойкости и хладостойкости материалов сварных конструкций морского шельфа на основе механики разрушения»,**  
представленной на соискание учёной степени доктора технических наук

На основании результатов проведённых В.Ю. Филиным исследований в части экспериментального определения параметров трещиностойкости и хладостойкости низколегированных сталей, разработаны рекомендации по методикам испытаний и требуемым критериям. В рамках выполнения договора № 32-2015/761158 от 25.12.2015 г. В.Ю. Филиным:

- уточнена методика определения доли вязкой составляющей в изломах образцов ИПГ современных трубных сталей (испытание на ударный изгиб падающим грузом по ГОСТ 30456) со сложным строением, проведено обучение персонала центральной заводской лаборатории АО «ВМЗ», при освоении производства труб по проекту «Северный поток - 2».

- сформулированы рекомендации по настройке программного обеспечения испытательных машин для повышения корректности определения показателя «критическое раскрытие в вершине трещины» (CTOD) по BS 7448, часть 1; ГОСТ 25.506.

Перечисленные работы направлены на обеспечение безопасной эксплуатации конструкций ответственного назначения – морских подводных трубопроводов.

Научный руководитель  
ИТЦ АО «ВМЗ», д.т.н.

Л.И. Эфрон



Общество с ограниченной ответственностью  
«НАЦИОНАЛЬНОЕ БЮРО ЭКСПЕРТИЗ»

Россия, 198095, Санкт-Петербург, ул. Маршала  
Говорова 35А, ДЦ «Желтый угол», оф. 432, 435, 436  
сайт: www.burexp.ru, e-mail: mail@burexp.com  
тел./факс. +7(812) 740-20-15, 740-36-27  
ИНН 7801136327

УТВЕРЖДАЮ

Генеральный директор



Огнев М.И.

2019 г.

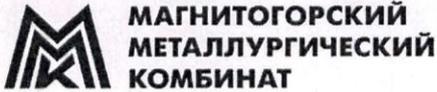
### АКТ

внедрения результатов диссертационной работы В.Ю.Филина на тему:  
**«Разработка критериев трещиностойкости и хладостойкости материалов сварных конструкций морского шельфа на основе механики разрушения»**, представленной на соискание учёной степени доктора технических наук

Исследования, проведенные Филиным В.Ю. в части обоснования процедур расчётов прочности крупногабаритных сварных конструкций, имеющих дефекты, с использованием аппарата механики разрушения, и формализованные процедуры проверочных расчётов норм дефектности стыковых сварных соединений морских подводных трубопроводов, были применены при проведении экспертных работ по оценке прочности внутрипромысловых подводных трубопроводов с обнаруженными в них дефектами.

Вышеуказанные исследования и процедуры оказались эффективным инструментом для разработки критериев безопасной эксплуатации морских подводных трубопроводов.

Акт составила научный секретарь  /Некрасова Н.А./



**МАГНИТОГОРСКИЙ  
МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЙ  
КОМБИНАТ**

Публичное акционерное общество  
«Магнитогорский металлургический комбинат» (ПАО «ММК»)

ул. Кирова, 93, г. Магнитогорск, Челябинская область, Россия, 455000  
Для телеграмм: Магнитогорск Челябинской ОАО Меткомбинат  
Телетайп № 624117, 624143 «Магн»  
Телефоны: приемная (3519) 24-74-16, факс 24-35-39, диспетчер 24-13-25,  
Расчетные счета:  
по основной деятельности №40702810400000100009 в «КредитУралБанк»  
Открытое акционерное общество» (КредитУралБанк ОАО) г. Магнитогорск,  
БИК 047516949, корреспондентский счет №30101810700000000949  
ИНН 7414003633, КПП 997550001, ОГРН 1027402166835

УТВЕРЖДАЮ  
Начальник научно-технического центра  
ПАО «ММК»  
А. Д. Каргунов  
2019 г.

№ \_\_\_\_\_  
На № \_\_\_\_\_ от \_\_\_\_\_

« \_\_\_\_\_ » \_\_\_\_\_ 2019 г.

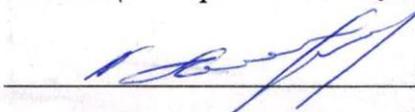
АКТ

использования результатов диссертационной работы В.Ю. Филина на тему:  
**«Разработка критериев трещиностойкости и хладостойкости материалов  
сварных конструкций морского шельфа на основе механики разрушения»,  
представленной на соискание учёной степени доктора технических наук**

Результаты проведенных Филиным В.Ю. исследований в части методологии экспериментального определения параметров трещиностойкости и хладостойкости низколегированных судостроительных сталей были применены в рамках этапа №2 Договора №225895/3/355095 от 02.09.2015г:

- осуществлено техническое сопровождение при специальных видах испытаний судостроительных марок сталей;
- выданы рекомендации по методологии проведения испытаний для определения температуры нулевой пластичности и проверки свариваемости материалов;
- проведено консультирование специалистов ПАО «ММК» по процедурам одобрения материалов в соответствии с требованиями «Правил технического наблюдения за постройкой судов и изготовлением материалов и изделий для судов», а также требованиями «Правил классификации и постройки морских судов» Российского морского регистра судоходства с целью получения Свидетельства о признании изготовителя.

Ведущий специалист НТЦ по производству горячекатаного проката

 / Гладких А.А. /