

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»

Автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора  
технических наук

Санкт-Петербург

2019

Работа выполнена в Федеральном государственном унитарном предприятии «Центральный научно-исследовательский институт конструкционных материалов «Прометей» имени И.В.Горынина Национального исследовательского центра «Курчатовский институт» (НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей»).

**Научный консультант:**

**Ильин Алексей Витальевич** доктор технических наук, доцент

**Официальные оппоненты:**

**Ботвина Людмила Рафаиловна** доктор технических наук, профессор, ФГБУН институт металлургии и материаловедения им. А.А.Байкова Российской Академии Наук (ИМЕТ РАН), главный научный сотрудник

**Куркин Алексей Сергеевич** доктор технических наук, профессор, ФГБОУ ВО «Московский государственный технический университет им. Н.Э.Баумана (национальный исследовательский университет)» (МГТУ им. Н.Э.Баумана), профессор кафедры «Технологии сварки и диагностики»

**Ланин Александр Алексеевич** доктор технических наук, с.н.с., ОАО «Научно-производственное объединение по исследованию и проектированию энергетического оборудования им. И.И.Ползунова» (ОАО «НПО ЦКТИ»), руководитель экспертной организации по исследованию ресурса, испытаниям материалов сварных конструкций, экспертизе оборудования ТЭС и АЭС (заведующий отделом)

**Ведущая организация:** ФГБУН Институт вычислительных технологий Сибирского отделения Российской академии наук (ИВТ СО РАН)

Защита состоится «18» декабря 2019г. в 11<sup>00</sup> на заседании диссертационного совета Д411.006.01 при Федеральном государственном унитарном предприятии «Центральный научно-исследовательский институт конструкционных материалов «Прометей» имени И.В.Горынина Национального исследовательского центра «Курчатовский институт» (НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей»), 191015, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., 49.

С диссертацией можно ознакомиться в научно-технической библиотеке НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» и на сайте:

<http://dissovet.crismp-rometey.ru/ThesisDetails.aspx?id=30>

Автореферат разослан « \_\_\_\_ » \_\_\_\_\_ 2019г.

Учёный секретарь

диссертационного совета Д.411.006.01,  
доктор технических наук, профессор



Е.И.Хлусова

## ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

### Актуальность работы

Освоение Арктики, где на шельфовых месторождениях находятся значительные запасы энергоресурсов, имеет стратегическое значение для Российской Федерации. Поставлена задача круглогодичной эксплуатации Северного Морского пути и развитие инфраструктуры. Реализация масштабных проектов освоения Арктики неизбежно требует участия как российских, так и иностранных производителей техники, сооружений и материалов для них.

Основным материалом для буровых платформ, терминалов, ледоколов и судов ледового плавания, трубопроводов и т. п. остаются низколегированные стали, обеспечивающие прочность, пластичность и свариваемость при умеренной стоимости. Однако имеется вероятность хрупких разрушений 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, поэтому безопасная эксплуатация должна обеспечиваться системой контроля качества материалов. Номенклатура и уровни предъявляемых требований требуют научного обоснования – до настоящего времени положения зарубежных нормативных документов основаны на опыте эксплуатации подобных конструкций при температурах до  $-20^{\circ}\text{C}$ , что недостаточно для арктического применения. Различные требования к качеству металла могут служить инструментом для необоснованного исключения отечественных изготовителей металлопродукции из международных проектов.

Безопасная эксплуатация при низких температурах обеспечивается предотвращением старта трещины, нестабильно распространяющейся из зоны сварки – необходима достаточная статическая трещиностойкость сварных соединений (обычно нормируют параметр  $\text{CTOD}$  – раскрытие вершины трещины). Если трещина стартовала, её остановка должна гарантироваться хладостойкостью основного металла: температура  $T_{\text{хр}}$  торможения трещины, развивающейся по хрупкому механизму, должна быть ниже минимальной температуры эксплуатации  $T_{\text{д}}$ . В нормативной документации Российского морского регистра судоходства (далее – РМРС) свойство хладостойкости проверяется косвенными методами: вместо испытаний полномасштабных образцов на торможение трещины экспериментально определяют температуры вязко-хрупкого перехода с использованием образцов меньшего размера.

Прочность (сопротивляемость) по отношению к хрупкому разрушению сварных конструкций с дефектами исследуется методами механики разрушения. В этой области 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.).

Настоящая работа в первую очередь выполнена для обеспечения надёжности эксплуатации сварных конструкций в Арктике, исследования ориентированы на совершенствование нормативной базы РМРС. При аттестации материалов в соответствии с «Правилами классификации, постройки и оборудования плавучих буровых установок и морских стационарных платформ» (далее – Правила ПБУ/МСП РМРС) накоплен большой опыт и выявлены проблемы, связанные с разбросом параметров трещиностойкости, невыполнением в ряде случаев установленных требований, недостатками процедур испытаний. В связи с необходимостью строительства судов высоких ледовых классов в «Правилах классификации и постройки морских судов» (далее – Правила РМРС для судов) потребовалось определить требования к новым материалам – «Arc»-сталям, применимым без ограничений до определённой минимальной температуры. Строительство морских подводных трубопроводов (МПТ), появление автоматизированных систем ультразвукового контроля (УЗК) и внутритрубной диагностики (ВТД), позволяющих значительно уточнить знания о размерах и ориентации дефектов, потребовали совершенствования «Правил классификации и постройки морских подводных трубопроводов» (далее – Правила МПТ РМРС). Включённые в перечисленные документы усовершенствованные 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.

**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.

### **Основные задачи исследований**

1. Исследование закономерностей инициирования хрупкого разрушения и условия его распространения в нетермообрабатываемых сварных

конструкциях на базе подходов нелинейной механики разрушения. Расчётное определение необходимого уровня трещиностойкости металла сварных соединений конструкций ответственного назначения с установлением его взаимосвязи с выявляющей способностью методов неразрушающего контроля и фактическим разбросом результатов испытаний.

2. Разработка процедуры аттестации металла сварных соединений по трещиностойкости с обоснованием требований к результатам испытаний при ограниченном количестве испытываемых образцов, показывающих большой разброс экспериментальных данных, с обеспечением корректной оценки применимости материалов.

3. Разработка программного блока обработки результатов для образцов, испытываемых с двумя датчиками раскрытия трещины. Разработка методологии экспериментального определения трещиностойкости для образцов, испытываемых при растяжении (SENT) и при изгибе (SENB) с короткой трещиной, имитирующих возможные варианты условий нагружения элементов конструкций и отношение размеров дефекта к толщине конструкции.

4. Обоснование выбора 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, а также масштабного фактора, при необходимости испытания образцов уменьшенных размеров.

5. Разработка методики испытаний на трещиностойкость металла зоны термического влияния (ЗТВ) сварных соединений, обеспечивающей корректность получаемых характеристик с учётом обладающих различными свойствами участков металла шва, ЗТВ и основного металла, неизбежно присутствующих на фронте трещины испытываемых образцов.

6. Выполнение расчётов термических циклов для металла ЗТВ при многопроходной сварке, имитация сварочного нагрева на установке GLEEBLE и определение трещиностойкости ЗТВ на образцах сечением  $10 \times 10$  мм для оценки свариваемости судостроительных сталей.

7. Обоснование возможности замены испытаний полномасштабных образцов на торможение трещины применением методик NDT и  $T_{KB}$  на основе установления количественных корреляций с использованием механики разрушения. Корректировка процедур оценки результатов испытаний при определении температур вязко-хрупкого перехода с учётом особенностей разрушения современных марок сталей.

8. На базе выполненного комплекса исследований, 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.

**Объектом исследования** является прокат судостроительных сталей толщиной от 10 до 150 мм с гарантированным пределом текучести от 235 до 690 МПа, сталь для труб марок от X52 до X100 толщиной до 40 мм (штрипс, труба) и их сварные соединения, выполненные электродуговой сваркой. Основной металл отечественного производства, промышленной выплавки. Использовались как отечественные, так и импортные сварочные материалы.

### **Методы исследования**

Работа выполнена на основе анализа и обобщения результатов теоретических исследований, численных экспериментов, расчётов методом конечных элементов (МКЭ), аттестационных испытаний судостроительных и трубных сталей различных категорий прочности и их сварных соединений, лабораторных исследований, специальных механических испытаний.

Теоретическая часть работы основана на положениях современных подходов механики разрушения к расчётным оценкам прочности конструкций с дефектами по отношению к хрупкому и вязкому разрушению. Расчётная часть работы включает постановку и решение модельных термических, термомодеформационных и упруго-пластических задач МКЭ для определения температурных полей при сварке, сварочных напряжений и деформаций, напряжений и деформаций при эксплуатационных нагрузках, параметров механики разрушения для тел с трещиной, в том числе при продвижении трещины путём раскрепления узлов сетки при различной формулировке условий разрушения. Расчёт коэффициента запаса в условии прочности по отношению к хрупкому разрушению выполнен методом Монте-Карло. В численном эксперименте определялось число случаев «разрушения» тела с трещиной из общего числа опытов при большом количестве одновременно влияющих факторов, делающих невозможным аналитическое решение.

Экспериментальная часть работы включала постановку и проведение испытаний на трещиностойкость образцов основного металла и сварных соединений разнообразных типов и размеров, включая крупногабаритные образцы с наличием ОСН; определение критических температур вязко-хрупкого перехода; физическое моделирование сварочного термического

цикла на установке GLEEBLE 3800 и последующие испытания образцов с имитированной ЗТВ; фрактографические исследования с применением сканирующего электронного микроскопа, исследования структуры методами оптической металлографии и просвечивающей электронной микроскопии.

**Научная новизна работы 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 оценивать 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» Правил РМРС для судов и части XII «Материалы» Правил ПБУ/МСП РМРС внесены процедуры специальных испытаний (трещиностойкость,  $T_{KB}$ ,  $NDT$ ,  $DWTT$ ), требования к изготовлению образцов и порядку интерпретации экспериментальных данных;
- в части XIII «Материалы» Правил РМРС для судов откорректирован раздел 3.5 «Сталь, работающая при низких температурах», где определены требования по трещиностойкости и хладостойкости сталей 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;
- разработана редакция раздела 4.5 «Сталь для подводных трубопроводов» Правил МПТ РМРС;
- разработана развёрнутая редакция раздела 5 «Сварка» Правил МПТ РМРС;
- разработаны новые главы Правил: 4.7 «Стальные фланцы» и 4.8 «Стальные



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

Разработаны и согласованы РМРС новые редакции стандартов организации (СТО) НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» по методам 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» разработано 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 на трещиностойкость (CTOD) и хладостойкость проката судостроительных сталей и материалов для подводных трубопроводов в условиях заводских лабораторий ПАО «ММК» и АО «ВМЗ»,

– выполнены расчёты для подтверждения безопасности эксплуатации трубопроводов с дефектами для 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 X52 до X100 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 X52 до X100 толщиной до 40 мм, обеспечивающие условия торможения хрупкого разрушения.

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

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

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

– достаточностью базы численных экспериментов (от  $2 \times 10^6$  до

10<sup>8</sup> опытов) при расчётах коэффициентов запаса,

- проверкой работы программного блока обработки результатов испытаний выполнением тестовых расчётов,

- применением взаимодополняющих методик исследований структуры металла сварных соединений,

- преемственностью полученных расчётных критериев трещиностойкости и норм дефектности с 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;

- методическое планирование работ, основанное на анализе литературных данных и 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, разработка процедур их испытания, создание программного блока обработки полученных результатов;

- 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» 15-18.09.2009 (ТГУ, Тольятти); международной конференции RAO/CIS OFFSHORE, 2011г. (С.-Петербург); международной конференции NSN'2011 30.06–01.07.2011г. (ФГУП им. акад. А.Н.Крылова, С.-Петербург); Давиденковских чтениях в Доме Учёных СПб, 12.03.2013г.; международных конференциях DFMN-2011, -2015, -2017 (ИМЕТ РАН им. Байкова, Москва); всероссийских конференциях «ТестМат» 2015, 2017, 2019г. (ВИАМ, Москва); 12-й Международной конференции по освоению ресурсов нефти и газа Российской Арктики и континентального шельфа стран СНГ 15-18.09.2015г. (С.-Петербург); V Всероссийской конференции «Безопасность и живучесть технических систем», 12-16.10.2015 (Красноярск); Шестой международной конференции СУДОМЕТРИКА-2016 (С.-Петербург); II Международной конференции по конструкционной прочности SICE-2018 25-27 июля 2018г, (Хайдерабад, Индия).

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

**Структура и объём диссертации.** Работа состоит из введения, семи глав, основных выводов, списка используемой литературы из 241 наименования. Основной текст изложенный на 397 страницах, содержит 172 рисунка и 53 таблицы. Приложения на 28 страницах включают 8 таблиц результатов и акты внедрения разработок автора при совершенствовании нормативной базы Российского морского регистра судоходства, корректировке процедур специальных механических испытаний и выполнении расчётов прочности морских подводных трубопроводов.

## ОСНОВНОЕ СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

**Первая глава** включает обзор принципов и методик расчётных оценок прочности сварных конструкций с дефектами с применением механики разрушения. Рассмотрена действующая система аттестации судостроительных сталей и их сварных соединений и существующие критерии качества.

***Требуемая трещиностойкость материала.*** Согласно нормативным документам судостроения и трубной промышленности, определяют критическое значение раскрытия вершины трещины CTOD ( $\delta_{cr}$ ) при

температуре, равной минимальной температуре эксплуатации  $T_d$ . С 1980-х годов нормативные требования по  $\delta_{cr}$  назначали по методу «CTOD Design Curve» — дельта-проектной кривой. Данная процедура давала чрезмерно консервативные оценки, поскольку не позволяла учесть особенности рассматриваемой расчётной ситуации с необходимой точностью. Позднее в зарубежных стандартах появились расчётные оценки с применением «Failure Assessment Diagram» (FAD) — диаграммы предельных состояний в координатах « $K_r - L_r$ », где  $K_r$  — отношение КИН для расчетного дефекта  $K_I$  к его критическому значению  $K_{Ic}$ ,  $L_r$  — отношение действующей нагрузки к её предельному значению для конструкционного элемента с дефектом, обычно определяемому как отношение референсных напряжений к пределу текучести,  $\sigma_{ref}/\sigma_Y$ . Оценки ориентированы на решение задачи определения допустимости выявленного дефекта без его ремонта. Данный подход реализован в ряде нормативных процедур: «SINTAP» — оценка конструкционной целостности и «FITNET» — оценка пригодности к эксплуатации, а также в стандарте BS 7910. В нём имеются три опции оценок, в которых определяется КИН для момента старта трещины. 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, в том числе с учётом стабильного подроста трещины (опция 3). Решение обратных задач по определению критического значения размера дефекта, величины предельной нагрузки или требуемой трещиностойкости материала в зарубежных нормативных документах впрямую не предусмотрено.

Альтернативным описанием хрупкого разрушения, учитывающим его стохастическую природу, является использование «локальных» критериев разрушения (первая известная модель — Veremín, 1983г.) в вероятностной постановке. В более поздних моделях рассматриваются первые главные напряжения в качестве трещиновдвигущей силы, интенсивность пластических деформаций как величина, ответственная за зарождение микродефектов, и локальная жёсткость напряжённого состояния, отвечающая за возможность притупления новообразованных микродефектов. Применимость таких подходов для определения общих требований по трещиностойкости конструкционных материалов вызывает сомнения, так как они могут быть ориентированы лишь на проведение конкретного расчёта вероятности разрушения при заданных параметрах задачи. В литературе также отмечается, что выполнение локального критерия по напряжениям в некоторой точке материала является необходимым условием хрупкого разрушения, но не

достаточным. Второе условие — достаточность накопленной упругой энергии для распространения микротрещины через структурные барьеры.

**Требуемая хладостойкость материала.** Прямой метод контроля температуры торможения трещины, распространяющейся по хрупкому механизму, наиболее представителен по масштабу и близости к воспроизведению натуральных условий нагружения конструкции. Однако такой эксперимент является уникальным по стоимости и требуемой мощности испытательного оборудования и не применим для контроля качества металлопродукции серийного металлургического производства. Поэтому шире используются косвенные методики контроля сопротивления металла распространению разрушения — испытания по определению температур вязко-хрупкого перехода NDT (по распространению трещины от хрупкой наплавки),  $T_{KB}$  и DWTT (по виду излома).

**Аттестация судостроительных материалов в России.** Для получения свидетельства РМРС о признании изготовителя выполняются программы специальных испытаний, включающие определение трещиностойкости основного металла и металла ЗТВ, а также температур вязко-хрупкого перехода. В НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» накоплен уникальный опыт таких испытаний. Анализ их результатов выявляет ряд проблем, сформулированных в виде задач исследования.

**Во второй главе** представлены разработки алгоритма и процедур оценок прочности по критерию предотвращения хрупкого разрушения, используемого при расчёте требований по трещиностойкости материала. Анализ прочности элементов конструкций с дефектами при высоком уровне эксплуатационных напряжений, допускаемом для рассматриваемых конструкций, и при наличии ОСН требует применения нелинейной механики разрушения (НЛМР) и  $J$ -интеграла в качестве основного параметра, так как однозначность связи  $CTOD$  и  $J$  нарушается для образцов, отличных от SENB (изгибных) и C(T) – компактных, испытываемых при преобладании изгиба, и конструкционных элементов с дефектом. При этом условие прочности имеет вид

$$n_1 \cdot J \leq J_{cr}, \quad (1)$$

где  $J$  – нагруженность тела с дефектом (коэффициент запаса конструкции по нагрузке включён в данную величину),  $J_{cr}$  – экспериментально определённый параметр трещиностойкости материала,  $n_1$  – коэффициент запаса.

Применительно к поставленной задаче требуется обоснование процедур расчёта всех трёх параметров, входящих в это условие:

– необходимо установить, что понимается под величиной  $J_{cr}$ , учитывая

разброс результатов её определения вследствие вероятностной природы самого хрупкого разрушения и из-за структурной неоднородности металла сварного соединения. Необходимо также обосновать выбор типа образца и вида нагружения, применяемых при аттестации материала;

– необходимо определить, для какого дефекта выполняется расчёт величины  $J$  (размер «расчётного» дефекта) и выбрать процедуры расчёта  $J$  при варьируемых условиях нагружения, характеристиках материала и геометрии сварных соединений;

– необходимо количественное обоснование коэффициента запаса в условии прочности с учётом вероятностной природы разрушения и погрешностей экспериментального определения трещиностойкости, вероятностного распределения размеров дефектов и (для большинства конструкций) случайного характера нагрузок и температур их реализации.

Решение этих проблем предложено проводить взаимно согласованным выбором размеров и конфигурации расчётного дефекта, доверительной вероятности при определении трещиностойкости, и расчётным определением коэффициентов запаса, в совокупности обеспечивающих приемлемую вероятность разрушения.

Основной принцип определения параметра нагрузки  $J$  описан в указанных выше процедурах, например, SINTAP: диаграмма предельных состояний конструкции (FAD) задаётся в виде  $K_r = f(L_r)$  или  $K_{mat} = K_I \cdot f(L_r)$ , где  $K_r = K_I / K_{mat}$  — относительная трещиностойкость.  $K_{mat}$  — параметр трещиностойкости материала, который в случаях отклонения от условия маломасштабной текучести (ММТ) может быть определён через величину  $J_{cr}$

$$K_{mat} = \sqrt{J_{cr} E / (1 - \nu^2)}, \quad (2)$$

где  $\nu$  — коэффициент Пуассона,  $L_r = \sigma_{ref} / \sigma_Y$ . Данный подход подразумевает, что величина  $J$  может быть однозначно определена по значению упругой составляющей  $J$ -интеграла ( $J_{el}$ ), умноженному на функцию  $f_2 = 1/[f(L_r)]^2$ ,

$$J = J_{el} \cdot f_2. \quad (3)$$

Такой подход значительно облегчает задачу определения величины  $J$ . Но в нормативных документах представлен ряд вариантов функций  $f_2$  в зависимости от вида диаграмм деформирования материалов, и необходима проверка их применимости для сварных соединений судостроительных сталей. Кроме того, неясна возможность применения такого подхода для конструкций с высоким уровнем ОСН. Предлагаемые в работе процедуры оценок имеют следующие отличия от существующих методик:

1. Ориентация на решение основной задачи — определения требований к

трещиностойкости материала, исходя из предельных ситуаций по нагруженности конструкции и возможным размерам дефекта.

2. Процедура непосредственного определения размеров «расчётного» дефекта.

3. Откорректированные применительно к решаемой задаче процедуры определения параметров нагрузки  $K_1$ ,  $J_{el}$ ,  $L_T$ ,  $J$  для типовых сварных элементов с дефектом с учётом наличия ОСН и их взаимодействия с эксплуатационными напряжениями.

4. Количественное обоснование коэффициента запаса в условии (1).

Основным инструментом для расчёта параметров нагружения конструктивных элементов является МКЭ, где в качестве исходной информации о материале необходимо задание диаграмм деформирования. На основании обобщения экспериментальных данных для судостроительных сталей и металла их сварных соединений предложено уточнение известной температурной зависимости предела текучести  $\sigma_Y$  вида  $\sigma_Y = A + B \cdot e^{-hT}$  и дополнение её аналогичной зависимостью для временного сопротивления  $\sigma_U$ , определение которого необходимо для задания диаграмм деформационного упрочнения и предельных нагрузок:

$$\sigma_{Y,U(T)} = \sigma_{Y,U(20^\circ)} \left[ \frac{140}{\sigma_{Y(20^\circ)}} \left( \exp\left(\frac{-T}{170}\right) - 0.889 \right) + 1 \right], \quad (4)$$

где  $T$  – температура в градусах Цельсия (применимо при  $300 \leq \sigma_Y \leq 900$  МПа). Предложены также откорректированные формулы для определения  $\sigma_Y$ ,  $\sigma_U$  по измерениям твёрдости, включая металл шва и ЗТВ.

**Выбор размеров и конфигурации расчётного дефекта для металла сварного соединения.** Размеры расчётного дефекта должны соответствовать низкой вероятности его присутствия в конструкции, прошедшей неразрушающий контроль (НК). Для конструкций ответственного назначения основным методом НК является ультразвуковой контроль (УЗК). 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, согласно статистическим данным И.Н.Ермолова и Ю.В.Ланге, близкую к 100% выявляемость имеет дефект с площадью, как минимум, в десять раз превышающей поисковую чувствительность  $s$ , назначаемую при контроле. Принимая из соображений консерватизма оценок отношение глубины дефекта к его длине  $a/l = 1:3$  (что обеспечивает наибольшее значение  $K_1$  при варьировании  $a/l$  для дефекта одинаковой площади), и рассматривая его как поверхностную полуэллиптическую трещину, получено



$$3\pi a^2/4 \geq 10s. \quad (5)$$

При этом, согласно нормативным документам судостроительной отрасли, поисковая чувствительность назначается приблизительно пропорциональной толщине металла:  $s[\text{мм}^2] \approx 0.12S[\text{мм}]$ , тогда из (5) следует первая оценка глубины дефекта, выявляемого с вероятностью, близкой к 100%, для диапазона толщин, где применим УЗК (как минимум, от 10 до 150 мм):

$$a = 0.71 \sqrt{S} [\text{мм}]. \quad (6)$$

Вторая оценка выполнена на основе статистических данных о связи размеров дефекта с ожидаемым их количеством. Вероятность того, что пропущенный неразрушающим контролем в «элементарном» объёме  $S^3$  металла сварного соединения дефект будет иметь размер не более  $a$ , представима показательной функцией распределения

$$P|_{x \leq a} = 1 - \exp(-a/a_0). \quad (7)$$

Оценка параметра масштаба распределения  $a_0$  выполнена по 1250 результатам испытаний «nick-break» по стандарту API 1104 (разрыв по металлу шва, по сечению, ослабленному боковыми надрезами) образцов, вырезанных из сварных стыков, успешно прошедших 100% УЗК. Получено:  $a_0 = 0.14 \sqrt{S} [\text{мм}]$ , тогда из (7) следует, что с вероятностью около 99% размер дефекта, присутствующего в сварном соединении, не превысит определённый по (6), то есть сделанные оценки не противоречат друг другу. В качестве расчётного был принят размер дефекта, который не будет превышен с вероятностью  $P_1 = 0.95$ , это примерно соответствует уровню требований «С» стандарта ISO 5817. С другой стороны, выбор вероятности, соответствующей некоторому размеру дефекта, может быть сделан достаточно произвольно, поскольку далее происходит согласованное с этим выбором назначение коэффициента  $n_1$  в формуле (1).

Коррекция размеров расчётного дефекта выполнена с учётом фактической протяжённости сварных швов. Если разбить шов на  $N$  участков, каждый длиной  $S$ , и считать возникновение дефекта в каждом из них независимым событием, то вероятность  $P_1$  того, что в каждом из участков максимальный дефект не превысит размера  $a$ , определяется как произведение вероятностей реализации этого события на каждом из участков:

$$P_1|_{x \leq a} = \left\{ 1 - \exp\left(-a/(0.14\sqrt{S})\right) \right\}^N,$$

где применительно к конструкционным элементам крупногабаритных сварных конструкций различных типов величина  $N$  с достаточным консерватизмом может быть принята равной 500 (например, для секций судовых корпусов 3.2 м

шва при толщине 12 мм составляет  $NN = 267$ , для трубы длиной 12 м с толщиной стенки 25 мм  $NN = 480$ ), тогда размер расчётного дефекта

$$a = -0.14 \times \sqrt{S} \ln(1 - 0.95^{1/N}). \quad (8)$$

Формула (8) предложена для ручного и механизированного УЗК, обычно применяемых для крупногабаритных конструкций. Поскольку она учитывает погрешность определения размера дефекта, величина  $a$  может быть снижена при использовании более точных методов НК. Кроме автоматического УЗК с применением антенных решёток, дифракционно-временной метод TOFD позволяет определить глубину дефекта с погрешностью порядка 1 мм.

Рентгеновский контроль (РК) хорошо выявляет шлаковые включения и непровары, но не позволяет определить их глубину. Для РК в нормативном документе ПНАЭ Г-7-002-86 существует оценка размера дефекта  $a = 0.25S$ .

### ***Расчёт КИН от эксплуатационных и остаточных напряжений***

Компонента  $K_I^d$  от эксплуатационных напряжений определялась по известным номограммам и интерполяционным формулам вида

$$K_I^d = (\sigma_t Y_t + \sigma_b Y_b) \sqrt{\pi a}, \quad (9)$$

где  $\sigma_b$ ,  $\sigma_t$  — изгибная и мембранная (растягивающая) составляющие напряжений, МПа, определённые на поверхности, действующие в направлении, перпендикулярном плоскости расчётного дефекта;  $Y_t$ ,  $Y_b$  — поправочные функции, зависящие от отношений  $\alpha = l/a$  и  $h = a/S$ .

Расчёт компоненты  $K_{Ires}$  проведён на основе физических моделей формирования ОСН в многопроходных сварных соединениях, предложенных Г.П.Карзовым, Б.З.Марголиным, В.П.Леоновым. В отличие от процедур SINTAP и FITNET, где для определения зависимостей  $K_{Ires}(a)$  используются табулированные эпюры ОСН (расчет по «замороженному» полю ОСН), здесь в качестве возмущающего фактора использованы распределения остаточных пластических деформаций укорочения, получаемые при решении "сварочных" термомодеформационных задач. Полученные зависимости представимы в виде

$$K_{Ires} = \eta \sigma_Y \sqrt{\pi a} Y_r Y_a, \quad (10)$$

где  $\eta = 1 - 0.7(10/S)^2$  — коэффициент снижения ОСН для малых толщин  $S$ [мм],  $Y_a$ ,  $Y_r$  — поправочные функции, полученные МКЭ, учитывающие форму трещины и распределение ОСН по толщине, соответственно. Например, для стыкового соединения, в предположении о том, что расчётный дефект расположен на линии сплавления при X-образной разделке шва, предложено

$$Y_r = 1.6 \exp(-8.1a/S). \quad (11)$$

Величина  $Y_a$  для принятой формы расчётного дефекта равна 0.76.

## **Определение референсных напряжений и относительной нагруженности**

В части определения референсных напряжений  $\sigma_{\text{ref}}$  и величины  $L_r = \sigma_{\text{ref}}/\sigma_Y$  рассмотрены две типовые конфигурации:

1. Поверхностная полуэллиптическая трещина в широкой пластине, нагруженной равномерными растягивающими напряжениями  $\sigma_t$  и изгибными напряжениями  $\sigma_b$ . Задача напрямую относится к определению  $J$ -интеграла для расчётного дефекта. Приемлемую точность обеспечивает формула П.Диллстрёма, используемая в упрощённом виде,

$$\sigma_{\text{ref}} = \left[ \sigma_b / 3 + \sqrt{\sigma_b^2 / 9 + \sigma_t^2} \right] / (1 - \zeta)^{0.42}, \quad \text{где } \zeta = al / [S(l + 2S)]. \quad (12)$$

2. Краевая трещина в пластине при растяжении и изгибе. Эта задача соответствует испытаниям стандартных образцов на растяжение (тип SENT) или изгиб (SENB), и, следовательно, может использоваться при экспериментальной комплексной проверке точности расчётного определения  $J$ -интеграла по предложенным соотношениям. Для данной конфигурации известные формулы приводят к значительной переоценке  $\sigma_{\text{ref}}$  в случае нагружения изгибом. Поскольку для корректного определения  $L_r$  в модельных задачах необходимо учитывать факт реализации высокой жёсткости напряжённого состояния в нетто-сечении изгибаемой пластины с трещиной (эффект «перенапряжения»), предложена формула

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{\varphi_b \sigma_b / 3 + \sqrt{(\varphi_b \sigma_b / 3)^2 + (\varphi_t \sigma_t)^2}}{(1 - \zeta)^2}, \quad \text{где } \zeta = a/S, \quad (13)$$

$\varphi_b \approx 1.1 / \min[1.2B/S + 0.8, 2]$ ,  $\varphi_t = 1.1 / (1 + 2.5\zeta)$ ,  $B$  — длина фронта трещины, для образцов вместо толщины  $S$  используется высота образца  $W$ .

Формула (14) подтверждена расчётами МКЭ нескольких модельных задач и результатами испытаний на трещиностойкость стандартных образцов.

### **Модель тела с трещиной для расчётов МКЭ**

Рассмотрена в 3D-постановке модель конструкционного элемента (рис. 1) толщиной 60 мм с краевым дефектом в районе линии сплавления сварного шва (длина шва 210 мм). Материал модели — судостроительная сталь с пределом текучести  $\sigma_Y = 500$  МПа. Расчётом МКЭ при последовательном наложении «сварочных проходов», имитирующих движение источника тепла вдоль разделки шва, смоделирована эпюра ОСН многопроходного сварного соединения. Вклад ОСН в параметры трещиностойкости, а также тарировочные зависимости величины  $J$  от длины трещины и нагрузки определялись на втором этапе расчёта, в который были перенесены

остаточные пластические деформации, полученные при решении сварочной задачи. Выполнены варианты расчёта при нагружении растяжением или изгибом с учётом и без учёта ОСН.

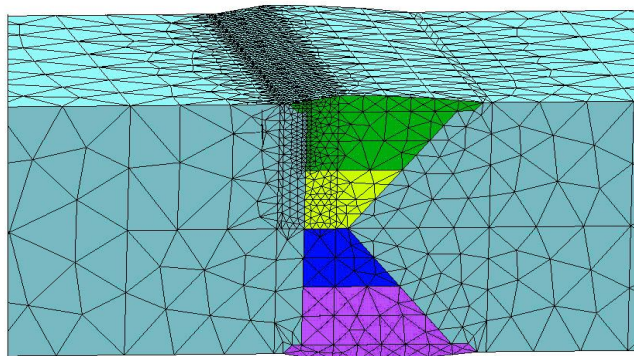


Рисунок 1 — Модель конструкционного элемента с трещиной.

При моделировании наличия ОСН определение J-интеграла по стандартной процедуре комплекса ANSYS Mechanical интегрированием по заданному контуру становится некорректным в связи с нарушением инвариантности: появляется зависимость от выбора контура интегрирования. Эта проблема неоднократно освещалась в литературе. Поэтому в настоящей работе применён более трудоёмкий метод вычисления J-интеграла по диаграммам нагружения для тела с трещинами длиной  $a$  и  $a+\Delta a$  (аналогично экспериментальному методу Бегли-Ландеса) как изменения полной энергии  $\Delta\Pi$  при подросе трещины на величину  $\Delta a$ , отнесённой к толщине  $S$ :

$$J = -\Delta\Pi/\Delta a \cdot 1/S. \quad (14)$$

Тестирование метода выполнено по известным аналитическим решениям.

#### ***Определение нагруженности (J-интеграла) в присутствии ОСН***

Следуя стандартным процедурам «R6» и BS 7910, расчёт упругой части J-интеграла в присутствии остаточных напряжений может быть выполнен суммированием КИН от эксплуатационных и остаточных напряжений,  $K_1^d$  и  $K_{Ires}$ , соответственно:

$$J_{el} = \frac{1-\nu^2}{E} [K_1^d + K_{Ires}]^2, \quad (15)$$

где величина  $K_{Ires}$  может домножаться на коэффициент, учитывающий рост пластической зоны при увеличении нагрузки. В результате расчётов МКЭ подтверждён вывод, ранее использованный в «дельта-проектной кривой», о возможности замены при значительных нагрузках суммирования напряжений суммированием деформаций. Тогда может быть использована формула

$$J_{el} = \frac{1-\nu^2}{E} [(K_1^d)^2 + f_1 \cdot (K_{Ires})^2], \quad (16)$$

где  $f_1$  — коэффициент, учитывающий взаимодействие полей пластической

деформации при суммировании эксплуатационной и остаточной нагрузок. Предложенный способ более точен для ситуации, когда расчётный дефект расположен в зоне максимальных ОСН.

Предложена общая формула для коэффициента  $f_1$  (17), позволяющая осуществлять переход от соотношения (15) к (16) при увеличении относительной нагрузки  $L_r$ ,

$$f_1 = 1 + 25L_r^2(1 - L_r) + 2 \frac{K_I^d}{K_{Ires}}(1 - L_r). \quad (17)$$

На основании результатов расчётов МКЭ предложена также аппроксимация для функции  $f_2(L_r)$  в формуле (3):

$$f_2 = 1 + 19(L_r - 0.25)^6. \quad (18)$$

Применимость разработанных расчётных формул проверена при их совместном использовании, рис. 2.

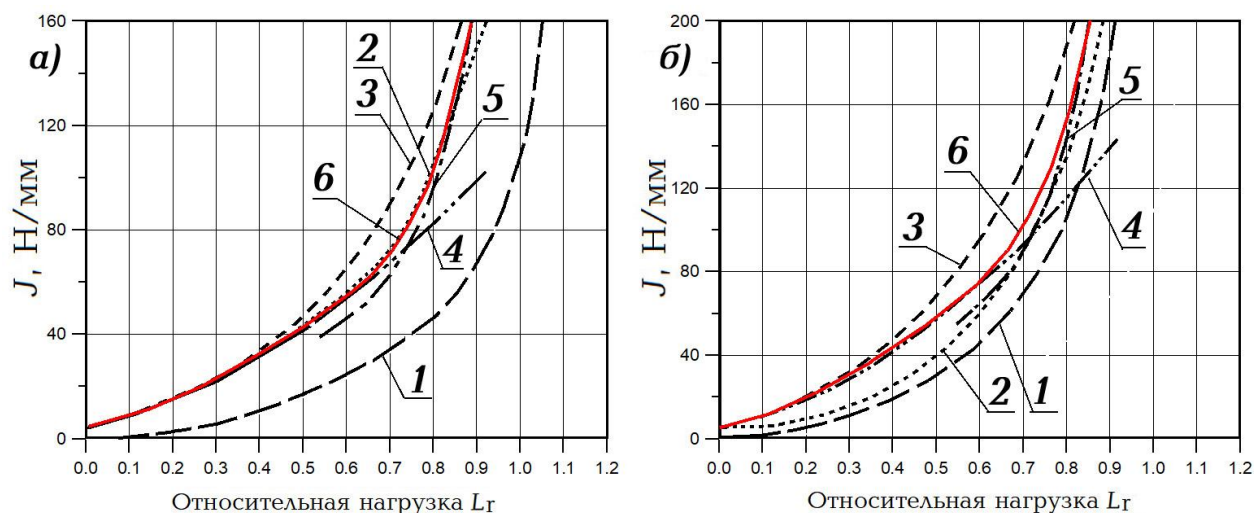


Рисунок 2 – Полная величина  $J$  при растяжении (а) и трёхочечном изгибе (б):

1 – расчёт МКЭ без ОСН, 2 – расчёт МКЭ в присутствии ОСН, 3 – по формулам процедуры «R6», 4 – при  $J_{el}$  по формуле (15), суммирование напряжений, 5 – при суммировании деформаций, 6 – по итоговым формулам.

На рис. 2 показано, что величина  $J$ -интеграла в присутствии ОСН действительно выше, чем без них, и совместное применение формул (17) и (18) позволило приблизить её оценку у полученной в результате расчётов МКЭ по сравнению с применением формул зарубежных процедур.

Обоснованию величины коэффициента запаса в условии прочности (1) и расчёту требуемого значения трещиностойкости материала сварного соединения  $J_{cr}$  посвящена глава 5.

**Выводы по главе:** выбран базовый алгоритм расчёта прочности по отношению к хрупкому разрушению, обоснованы изменения по сравнению с

существующими методиками, сформулированы расчётные соотношения. Проанализирован способ определения размера расчётного дефекта для сварного соединения. В следующих главах обсуждается связь расчётных оценок с достоверностью информации о трещиностойкости материала и корректностью её определения.

**В третьей главе** рассмотрены методические и технологические вопросы испытаний на трещиностойкость, проводимых с целью получения данных для расчётов прочности по отношению к хрупкому разрушению. Общим требованием к корректности испытаний является достижение на фронте трещины в образце уровня жёсткости напряжённого состояния (степени пластического стеснения), близкого, но не менее чем в элементе конструкции с дефектом. В качестве характеристики жёсткости НДС рассмотрено отношение максимальных главных напряжений к интенсивности напряжений  $\chi = \sigma_1/\sigma_i$ .

С помощью разработанных автором программных продуктов сбора и обработки экспериментальных данных получен представительный объём информации о трещиностойкости основного металла и ЗТВ сварных соединений судостроительных и трубных сталей с пределом текучести от 390 до 690 МПа в толщинах до 150 мм на стандартных образцах типов SENB и С(Т). Для обработки результатов испытаний иных типов образцов (серии 9-11, рис. 3 и рис. 7) разработан программный блок, который позволяет вычислять диаграмму раскрытия надреза на поверхности образца (crack mouth opening displacement, CMOD) с учётом исходного положения ножевых опор датчиков, хранить две исходные и вычисленную диаграмму; выбирать расчётную точку и определять параметры трещиностойкости. Испытаны крупногабаритные образцы типа SENT – с кравеым надрезом при растяжении, в том числе с высоким исходным уровнем ОСН. Опыт и методика испытаний таких образцов ранее отсутствовали.

Результаты испытаний образцов типов SENB и СТ металла сварных соединений в полной толщине при температурах  $-40^{\circ}\text{C}$  и ниже часто оказываются неблагоприятными. Вследствие этого в ряде работ зарубежных исследователей делается вывод, что такие образцы дают чрезмерно консервативные оценки трещиностойкости. В области значительных отклонений от условий ММТ, когда зона пластической деформации перестаёт быть малой по сравнению с размерами тела, однозначность описания НДС у вершины трещины параметрами НЛМР исчезает, и результат испытаний может зависеть от реализуемой в образце

фактической жёсткости напряжённого состояния.

**Влияние на трещиностойкость размеров образца и типа нагружения.**

Основное внимание при объяснении масштабного эффекта уделяют двум факторам: возможному различию НДС на фронте трещины и протяжённости фронта трещины, связываемой с вероятностью хрупкого разрушения, что вытекает из использования гипотезы «слабого звена». Изменение размеров образца может приводить к смене критических событий, наблюдаемых при испытаниях: скачок хрупкого разрушения – хрупкое разрушение после вязкого подраста трещины – полностью вязкое разрушение. Типы образцов основного металла показаны на рис. 3 ( $t$  – толщина образца).

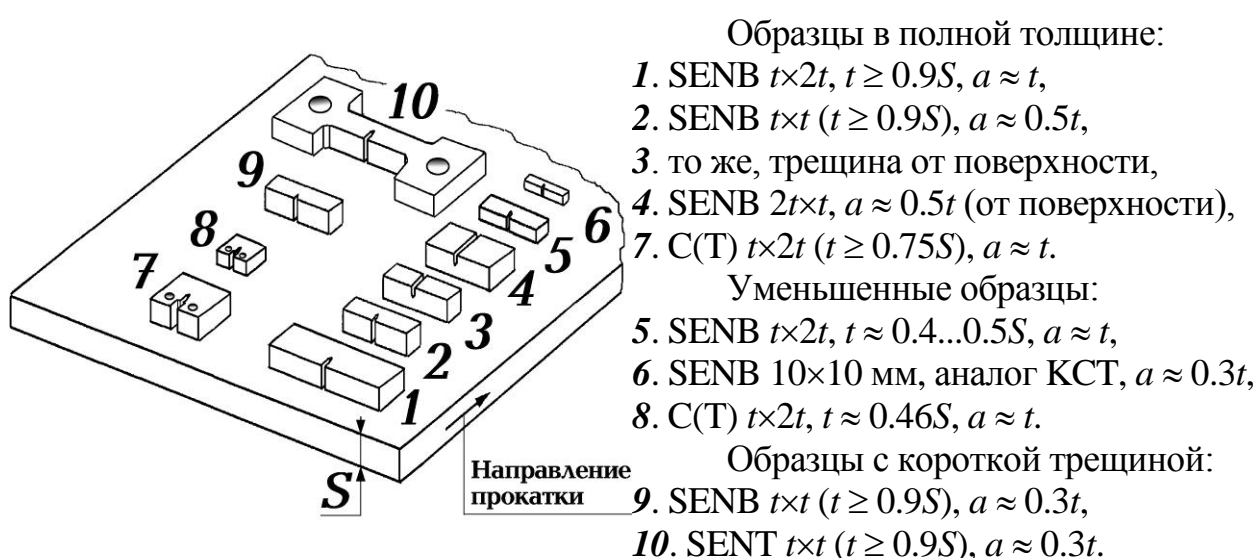


Рисунок 3 — Серии образцов основного металла

Первый фактор проанализирован с использованием МКЭ. На рис. 4 приведены рассчитанные при значении  $J = 200$  Н/мм распределения отношения  $\sigma_1/\sigma_i$  по сечению образца перед вершиной трещины ( $S = 50$  мм) и величина параметра стеснения деформаций в плоскости  $Q$ , упрощённо определённая как разность данных отношений для образцов серий 5 и 10 по отношению к образцу SENB серии 1.

Для образцов SENB достигается теоретически предельное отношение  $\sigma_1/\sigma_i \approx 3.0$ ; для образцов SENT оно не превышает 2.5 и быстро снижается при удалении от середины толщины, что снижает вероятность хрупких разрушений в этих образцах. При этом для образцов SENT имеет место падение жёсткости напряжённого состояния с увеличением  $J$ .

Экспериментальные, а также литературные данные свидетельствуют, что существует ещё одна детерминированная причина масштабного эффекта, связанная с различием интенсивности упругой энергии, высвобождаемой при

росте трещины.

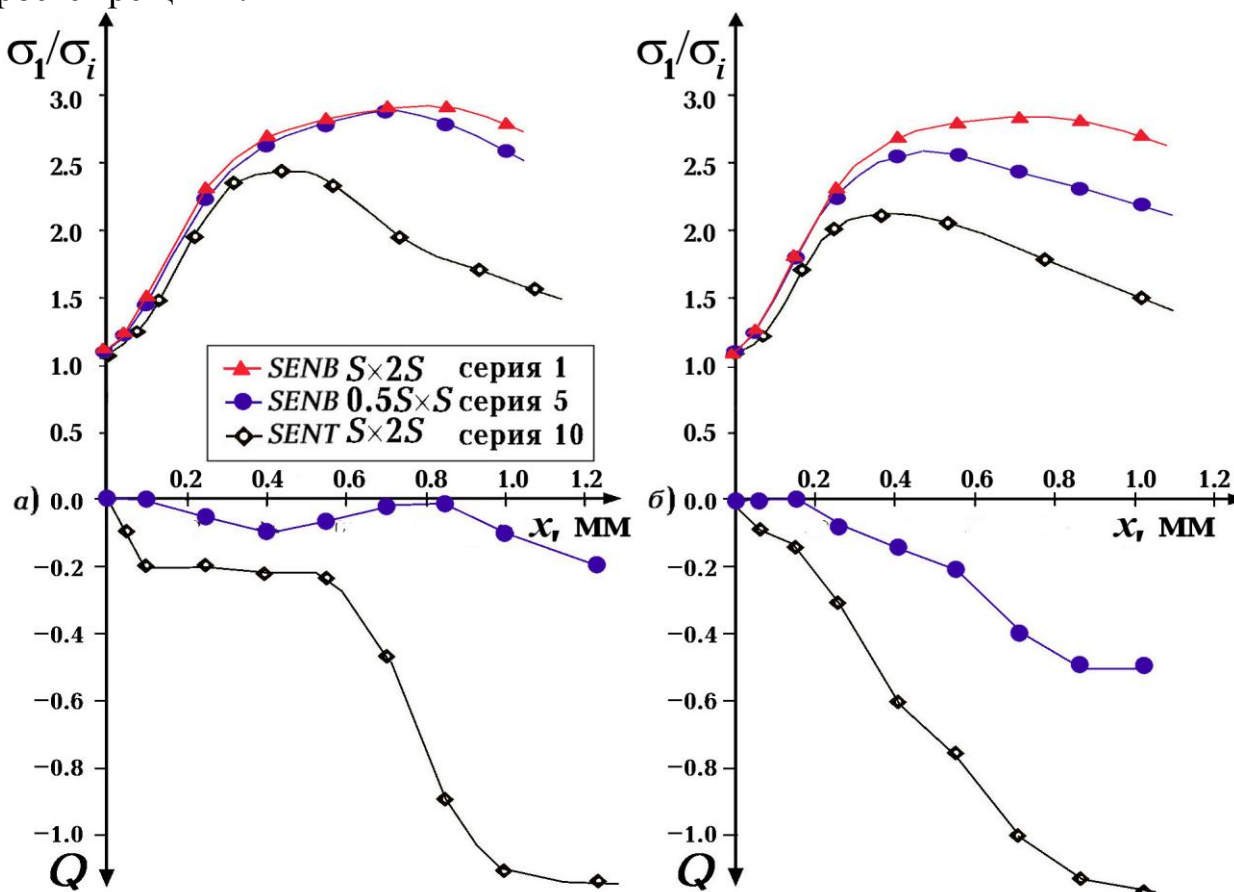


Рисунок 4 — Распределение параметра  $\sigma_1/\sigma_i$  перед вершиной трещины в образцах типов SENB и SENT различных размеров сечения:  
 а) в середине толщины образца, б) на  $1/4$  толщины образца.

Если допустить, что для старта трещины необходимо самовоспроизведение критического НДС у её вершины хотя бы на нескольких шагах роста, то для реализации нестабильного разрушения необходимо достижение условия энергетического баланса

$$G = R_c$$

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  $\Delta a \rightarrow 0$ ),  $R_c$  — критическое значение энергоёмкости разрушения, принимаемое равным удельной работе пластического деформирования, необходимой для воспроизведения критического НДС у вершины трещины при её росте.

Предполагая, что составляющие J-интеграла участвуют в формировании поля пластических деформаций у вершины трещины пропорционально своей величине, А.В.Ильиным была предложена формула

$$G = J_{el} - R \cdot J_{el} / J. \quad (19)$$



Формулу (19) можно считать интерполяцией случаев ММТ ( $J_{pl} = 0$ ) и равенства  $G = J_{el}$  при  $J \gg J_{el}$ . Совместно с условием хрупкого разрушения (18) получено равенство, которое должно выполняться в момент хрупкого разрушения и отражает влияние масштабного фактора:

$$R_c = J_{elcr} / (1 + J_{elcr} / J_{cr}). \quad (20)$$

Эксперименты для проверки возможности использования рассмотренных гипотез проводились на основном металле проката термически улучшенной стали марок Е36W (40 мм), 10ХНЗМД (50 мм), F690W (150 мм). При испытаниях определены критические значения  $J_{cr}$  и  $J_{elcr}$  и  $R_c$  для точки срыва диаграммы деформирования (в том числе после максимума нагрузки) или максимума нагрузки при его отсутствии (рис. 5).

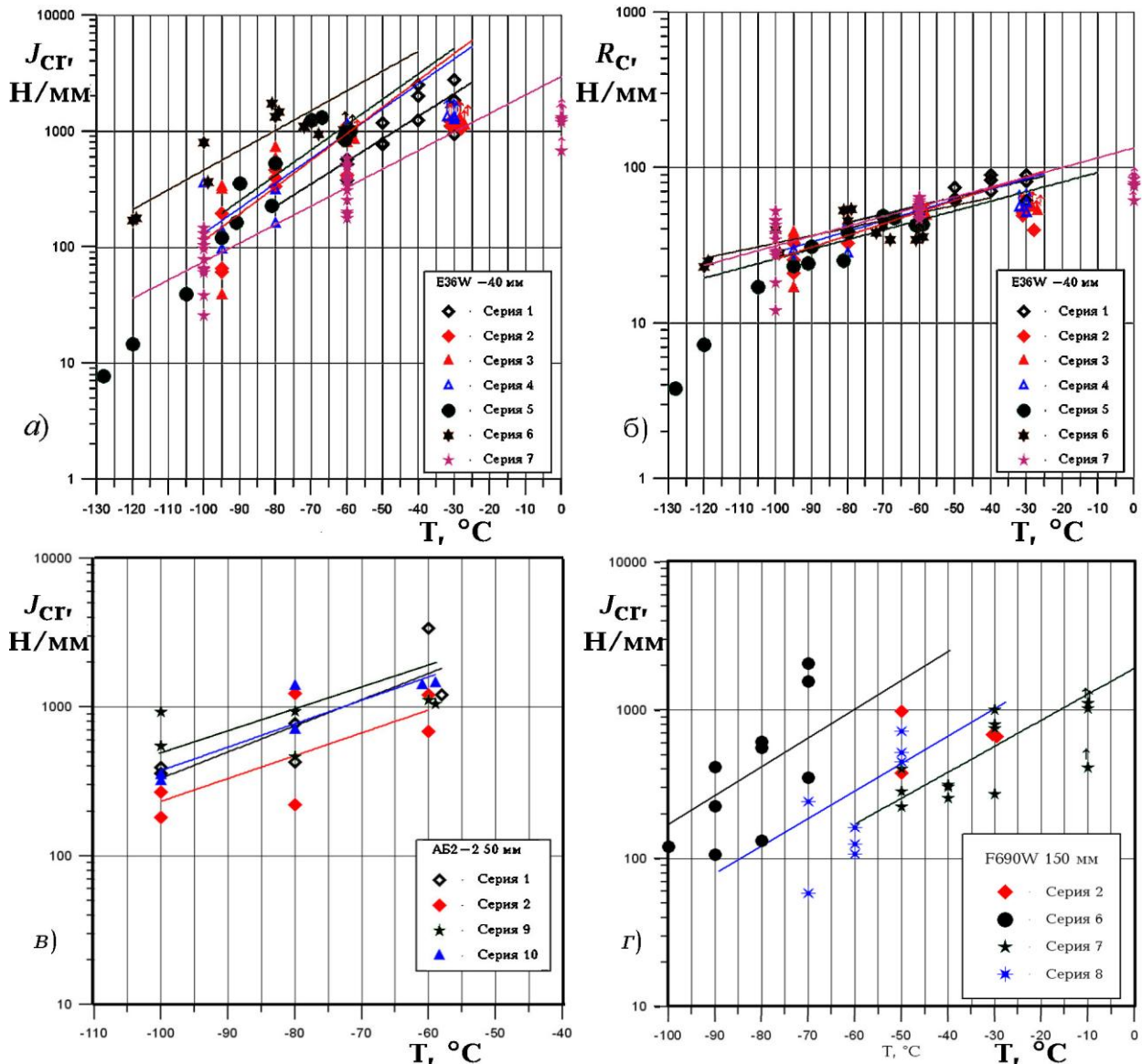


Рисунок 5 — Трещиностойкость основного металла в терминах параметров  $J_{cr}$  (а, в, г) и  $R_c$  (б). Сталь Е36W (а, б), 10ХНЗМД (в), F690W (г).

Представление результатов в системе координат « $R_c-T$ » (рис. 5,б) позволило получить в области вязко-хрупкого перехода зависимости вида

$$\lg(R_c) = 0.014T + C, \quad (21)$$

где  $C$  – константа, которая отличается для образцов различных типов и размеров. Поэтому остаётся констатировать, что прямое применение формулы (20) для описания масштабного эффекта образцов судостроительной стали невозможно.

Для образцов типа SENB в полной толщине не наблюдается значимого масштабного эффекта в области критических событий  $U$  и  $C$  при одной высоте нетто-сечения (серии 2-5), причём у образцов серии 4 длина фронта трещины в 4 раза больше, чем у образцов серии 5, и, согласно локальным критериям разрушения, для них ожидается снижение трещиностойкости.

Трещиностойкость в области вязко-хрупкого перехода больше для образцов с короткой трещиной (серии 6 и 9). Для малых образцов при соотношении высот нетто-сечения 1:6 по отношению к образцам полной толщины этот эффект выражается температурным сдвигом порядка  $-35^\circ\text{C}$ , при 1:20 –  $-50^\circ\text{C}$ . При повышении температуры металл малых образцов первым меняет механизм разрушения на полностью вязкий. Таким образом, из экспериментов следует, что значимым параметром масштабного эффекта является высота нетто-сечения ( $W-a$ ).

Для расчёта локальной аппроксимации, позволяющей количественно выразить величину температурного сдвига для стандартных образцов, испытываемых при преобладании изгиба, использовано экспериментально определённое соотношение (рис. 6) параметров относительной трещиностойкости

$$\bar{J}_{el} = \frac{J_{el} E}{(1 - \nu^2) \sigma_{Y(T)}^2 (W - a)}, \quad \bar{J}_{cr} = \frac{J E}{(1 - \nu^2) \sigma_{Y(T)}^2 (W - a)},$$

$$\bar{J}_{el} = 1.87 [\exp(0.007229 \bar{J}_{cr}) - \exp(-0.6386 \bar{J}_{cr})].$$

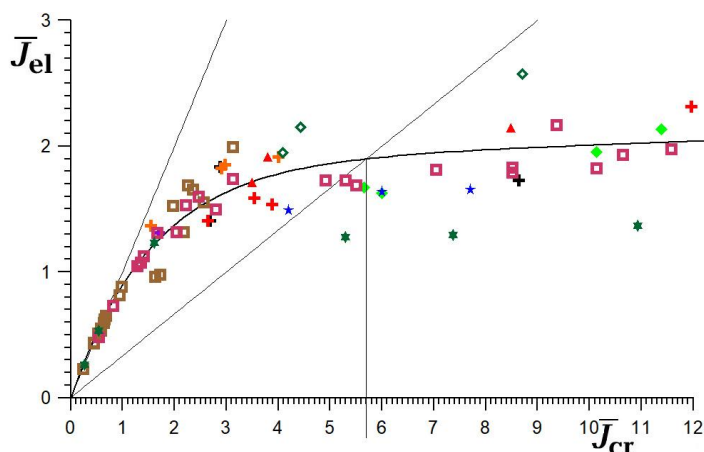


Рисунок 6 — Соотношение критических значений  $\bar{J}_{cr}, \bar{J}_{el}$  при разрушении изгибных образцов SENB, включая КСТ, и компактных образцов С(Т) различных марок стали и размеров. Для оценки  $\Delta T$  принят уровень  $\bar{J}_{cr} = 5.7$ .

В предположении  $C = 0$  в (21), оно позволяет в совокупности с (4) и (20) оценить температурный сдвиг  $\Delta T$  [°C] в районе требуемых значений  $J_{cr}$  ( $\bar{J}_{cr} = 3\bar{J}_{el}$ ) для образцов с различной высотой нетто-сечения. В предлагаемой формуле (22) коэффициент откорректирован с учётом экспериментальных результатов, см. таблицу 1,

$$\Delta T = 17 \ln[(W - a)_1 / (W - a)_2]. \quad (22)$$

**Таблица 1 — Влияние масштабного эффекта на трещиностойкость основного металла  $J_{cr}$  по сравнению с образцами SENB серии 1**

Номер серии образцов	Размеры по отношению к серии 1		$\Delta T, ^\circ\text{C}$		
	$t_1/t_2$	$(W-a)_1/(W-a)_2$	$13\ln(t_1/t_2)^*$	Расчёт по (22)	Эксперимент
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

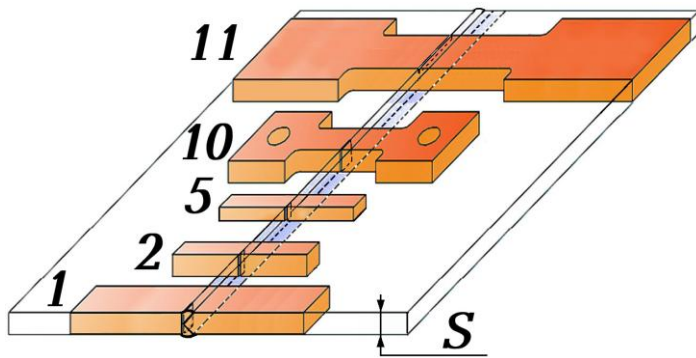
\* Оценка пропорционально длине фронта трещины (толщине образца).

\*\* Образцы типа КСТ по отношению к образцам толщины 40 и 150 мм.

### ***Масштабный эффект для металла ЗТВ.***

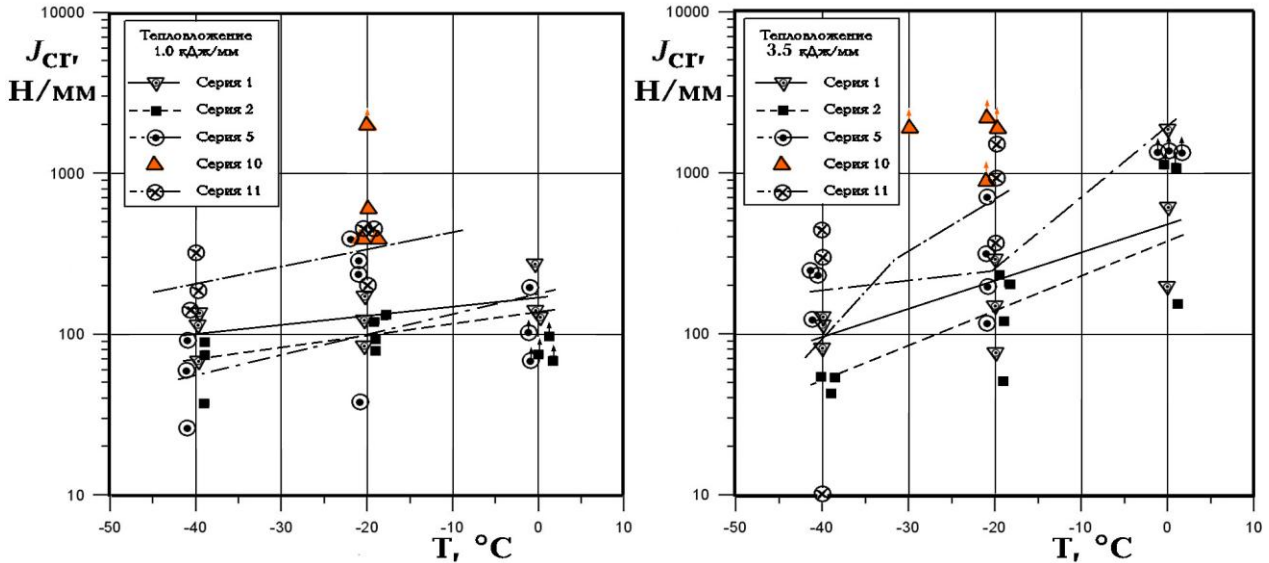
Образцы изготавливали из стыковых сварных проб из стали F460W (60 мм, ТМО). Сварку выполняли по К-образной разделке проволокой CITOFLUX R82SR  $\varnothing 1.2$  мм в смеси  $\text{CO}_2 + \text{Ar}$  с тепловложением 0.8 Дж/мм и проволокой OERLIKON OE-SD3  $\varnothing 4$  мм под флюсом OP 121TT с тепловложением 3.5 кДж/мм. Надрез располагали по ЗТВ у линии сплавления (в пределах 0.5 мм). Серии образцов показаны на рис. 7. Испытания образцов SENT, нагружаемых через пальцы (pin loaded) и с зажатыми концами (clamped) ранее не проводились. Для них выполнены расчёты МКЭ тарировочных зависимостей J-интеграла от нагрузки. Показано, что для clamped образцов при  $a > 0.15W$  стандартные формулы применимы в расширенном диапазоне изменения размеров образца.

Результаты испытаний ЗТВ представлены на рис. 8 в координатах « $J_{cr} - T$ ». В таблице 2 сравниваются полученные данные, исходя из различных подходов. Для образцов типа SENB различных размеров масштабный эффект при экспериментах практически не наблюдается, хотя делать окончательные выводы при столь большом разбросе данных было бы некорректно.



1. SENB  $t \times 2t$ ,  $a \approx t$ ,  $t \geq 0.8S$ ;
2. SENB  $t \times t$ ,  $a \approx 0.5t$ ,  $t \geq 0.8S$ ;
5. Уменьшенные SENB ( $0.5t \times t$ ),  $a \approx 0.5t$ ,  $t = 0.5S$ ;
10. SENT (pin loaded)  $t \times 2t$ ,  $a \approx 1.28t$ ,  $t = 0.83S$ ;
11. Крупногабаритные образцы SENT (clamped)  $3.5t \times t$ ,  $a \approx 0.2t$ ,  $t = S$ .

Рисунок 7 — Типы образцов с надрезом по ЗТВ.



а) тепловложение 1.0 кДж/мм

б) тепловложение 3.5 кДж/мм

Рисунок 8 — Трещиностойкость сварных соединений стали F460W.

Таблица 2 — Оценка влияния масштабного эффекта на измеряемую трещиностойкость ЗТВ  $J_{cr}$  в сравнении с образцами SENB серии 1

Номер серии образцов	Размеры по отношению к серии 1		$\Delta T$ , °C			
	$t_2/t_1$	$(W-a)_2 / (W-a)_1$	$12.5 \ln(t_1/t_2)$	по величине $R_c$	по (22), исходя из отношения $J_{el}/J$	Эксперимент
2	1	0.5	0	18	10	0...-10
5	0.5	0.5	9	18	10	0...15
10	1	0.7	0	12	5	>40
11	4	1	-18	0	0	10...40

Консервативные результаты в области вязко-хрупкого перехода получены на образцах SENB сечения  $S \times S$ . Разительно отличаются результаты серии 10 образцов SENT, наблюдается значительное раскрытие и притупление вершины трещины. Это свидетельствует об отличии условий как хрупкого, так и вязкого разрушения в образцах SENT. При этом вязко-хрупкий переход более

резкий, торможение трещины затруднено повышенной запасённой энергией образца. Таким образом, для образцов SENT ни один из рассматриваемых подходов не применим вследствие отмеченного отличия жёсткости НДС.

При испытаниях сварных образцов SENT действуют два конкурирующих фактора: снижение жёсткости напряжённого состояния из-за отличия схемы нагружения (для образцов серий 10 и 11), и влияние ОСН (только для крупногабаритных образцов серии 11; на образцах серии 10 ОСН были сняты локальным боковым обжатием перед выращиванием трещины по стандартной процедуре ISO 15653, также предусмотренной BS 8571). Данный факт был также проверен расчётами МКЭ.

В результате выполненных экспериментальных исследований и расчётов, для использования при аттестации сварных соединений могут быть рекомендованы образцы SENB квадратного сечения  $S \times S$  с глубокой трещиной ( $a = 0.5S$ ), испытываемые при изгибе. Этому имеются следующие основания:

- при растяжении жёсткость напряжённого состояния меньше, чем при изгибе; 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) много выше измеренных на модели конструкционного элемента (серия 11), что связано с большей нагруженностью 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,

- на этапе аттестации материалов не известен способ их нагружения в конструкциях – растяжение или изгиб (даже для МПТ при укладке нагружение происходит изгибом),

- при испытании сварных образцов SENB квадратного сечения, серия 2 на рис. 7, масштабный фактор от уменьшения размеров по сравнению с образцами серии 1 компенсируется увеличением вероятности попадания в структурную область с пониженной трещиностойкостью и соответственным

увеличением средней протяжённости данной структуры на фронте трещины.

Предложено в дополнение определять трещиностойкость металла шва, это позволяет оценить его пригодность для корректной аттестации ЗТВ и учесть его свойства при интерпретации результатов экспериментов. Для серии оцениваемых значений трещиностойкости металла ЗТВ, включающей образцы с наличием участков металла шва по фронту трещины, на основании выполненного численного эксперимента, основанного на модели Veremin и распределениях вероятности попадания фронта трещины в одну из структур (выбранных по результатам металлографического анализа большого количества испытанных образцов), показано, что при выполнении условия

$$M_c/[2\delta_{20}\delta_{30}/(\delta_{20}+\delta_{30})] \leq 1, \quad (23)$$

где  $\delta_{20}$  – среднее экспериментальное значение CTOD металла шва,  $\delta_{30}$  – то же, для основного металла,  $M_c$  – среднее арифметическое CTOD оцениваемой серии результатов, металл шва гарантированно имеет большую трещиностойкость, чем крупнозернистая ЗТВ, тогда образцы с наличием металла шва по фронту трещины можно не исключать из рассмотрения.

**Выводы по главе:** Результаты испытаний образцов SENT, не представительные по уровню ОСН в образце, приводят к завышенным оценкам трещиностойкости. Результаты испытаний крупномасштабных образцов, полученные в присутствии ОСН, лежат на верхней огибающей всех результатов, полученных для образцов, испытанных при трёхточечном изгибе. Для аттестации сварных соединений по трещиностойкости рекомендованы образцы SENB сечения  $S \times S$ . Предлагается в дополнение определять трещиностойкость металла шва для оценки её достаточности и уточнения процедуры интерпретации результатов испытания ЗТВ.

**В четвёртой главе** рассмотрена возможность и представительность моделирования термического цикла сварки на малых образцах с целью упростить проверку свариваемости стали и найти «истинную» трещиностойкость ЗТВ. Термические циклы многопроходной сварки под флюсом судостроительной стали по К-образной разделке (рис. 9) с тепловложением 1.0 и 3.5 кДж/мм рассчитаны с использованием разработанной В.Н.Старцевым математической модели тепловых процессов, учитывающей тепловыделение при кристаллизации и испарение металла с поверхности ванны расплава. Расчётные точки в ЗТВ находятся на расстоянии 0.5 мм от линии сплавления и 10 мм от поверхности (1/4 толщины).

При выполнении эксперимента из рассмотрения исключены циклы нагрева до температур менее 500°C от наложения удалённых валиков. Нагрев

(рис. 10) проводился на установке GLEEBLE 3800. Соблюдено соответствие расчётам как минимум по двум параметрам – времени нахождения при температурах выше  $A_{c3}$  и скорости охлаждения от 800 до 500°C. Имитация сварочного термического цикла проводилась на стали марок E500 (термомеханическая обработка, ТМО) и E500W (закалка с отпуском), которые прошли аттестацию на образцах полной толщины.

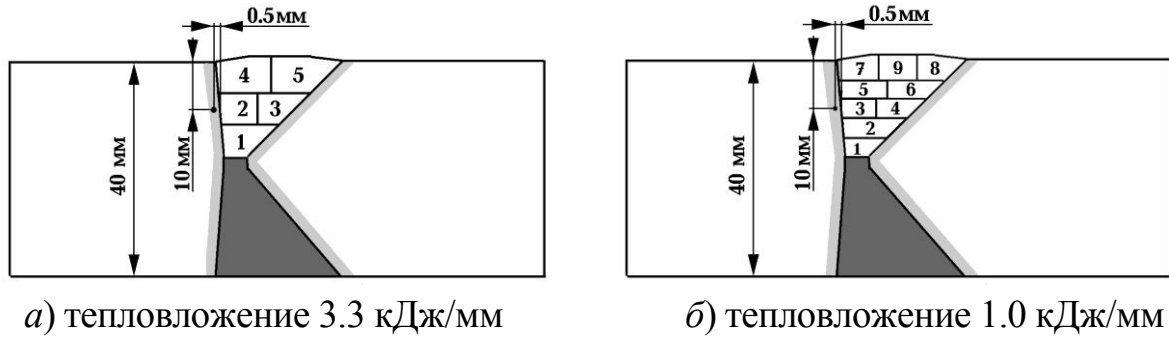


Рисунок 9 – Раскладка валиков сварного соединения и расчётные точки.

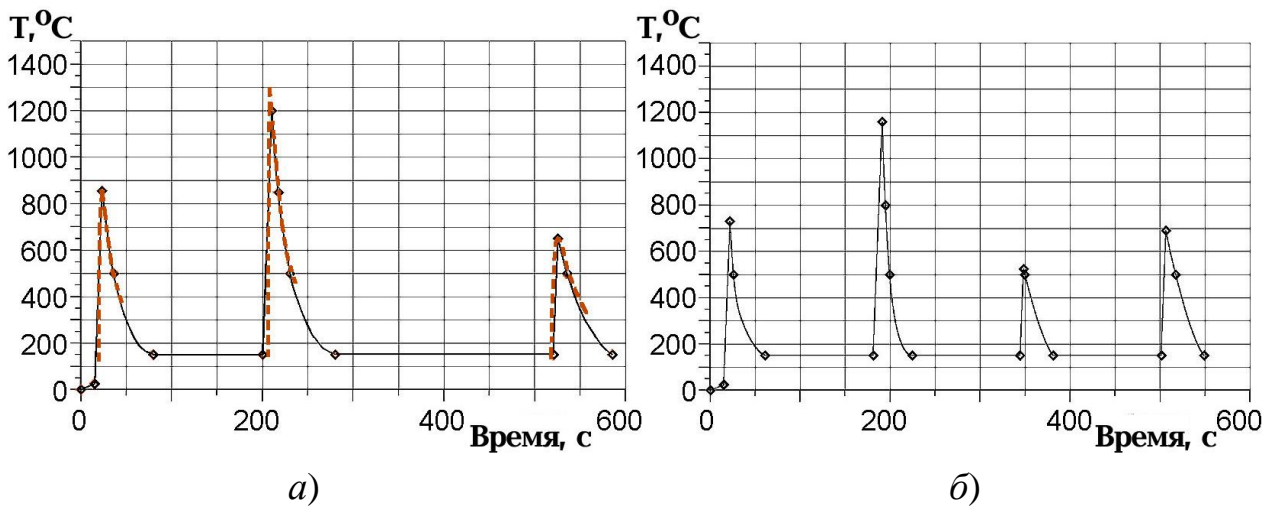


Рисунок 10 — Результаты измерений температуры при имитации термического цикла сварки: а) режим 1 (3.5 кДж/мм), валики 1, 2 и 4 (рис. 9,а), для сравнения пунктиром приведены расчётные кривые, б) режим 2 (1.0 кДж/мм), валики 2-5 (рис. 9,б).

Из обработанных на GLEEBLE заготовок 10×10 мм были изготовлены и испытаны на трещиностойкость образцы типа SENB. Результаты для образцов имитированной ЗТВ и реальных сварных соединений показаны на рис. 11.

Результаты испытаний образцов на трещиностойкость после модельного нагрева значительно отличаются для двух реализованных режимов. При этом они слабо коррелируют с результатами аттестационных испытаний (хотя работа удара реальной и имитированной ЗТВ коррелирует, то есть имитация сварочного нагрева корректна для локального участка ЗТВ).



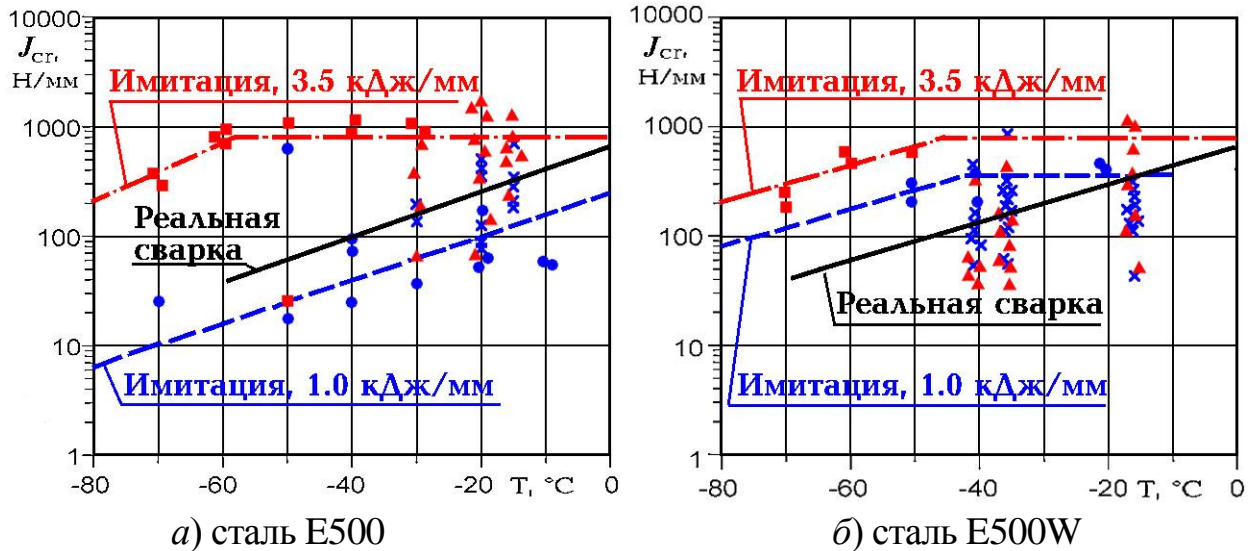


Рисунок 11 — Трещиностойкость реальных сварных соединений и имитированной ЗТВ.

Для образцов стали E500 были выполнены металлографические исследования. Показано, что разработанная методика позволила получить все характерные участки ЗТВ. Структура в области максимального модельного нагрева – речный мартенсит с участками М-А-фазы (смеси мартенсита с остаточным аустенитом). Наибольший размер зерна 40-60 мкм соответствует реальному сварному соединению, рис. 12.

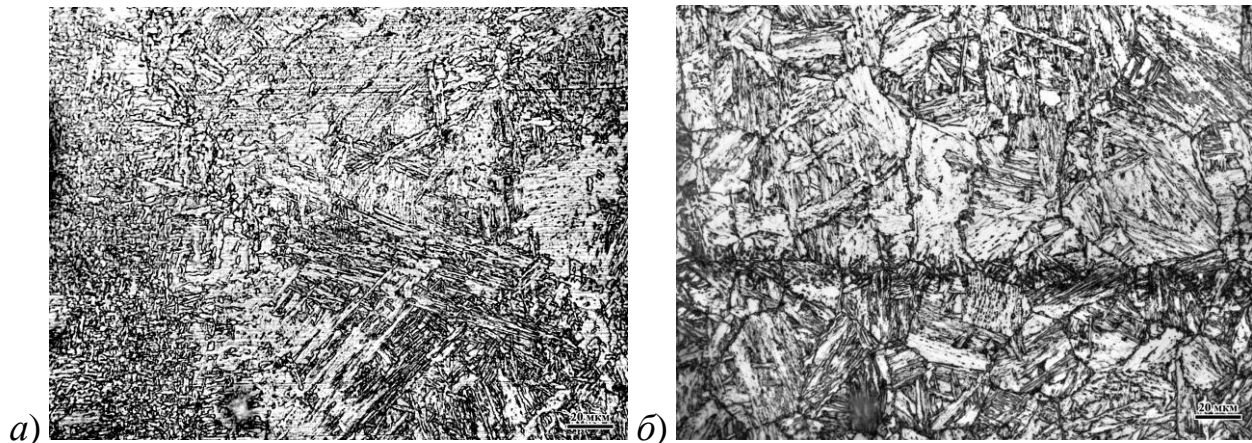


Рисунок 12 — Структура ЗТВ: а) реальное сварное соединение, слева металл шва, б) имитированная ЗТВ, зона максимального нагрева (у излома образца).

На рис. 13 показаны результаты исследования тонкой структуры ЗТВ стали E500. После нагрева по режиму 2 в крупнозернистой ЗТВ стали E500 обнаружены крупные карбидные включения.

**Выводы по главе:** термические циклы многопроходной сварки рассчитаны МКЭ с учётом теплофизических процессов и экспериментально реализованы на установке GLEEBLE 3800. Модельные образцы далее испытаны с получением как хрупкого, так и вязкого механизма разрушения.



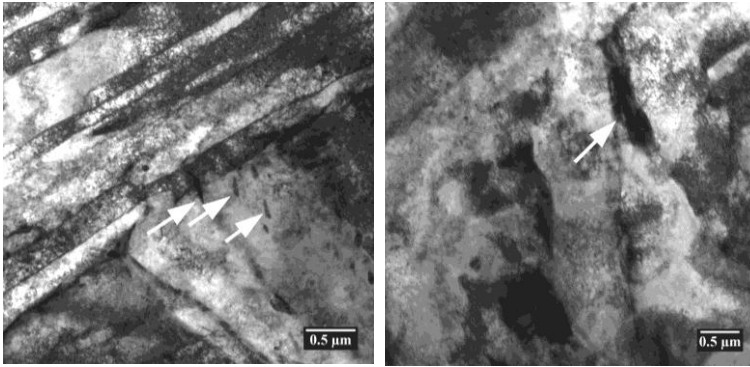


Рисунок 13 — Тонкая структура имитированной ЗТВ стали E500, светлопольные изображения. Стрелками показаны карбидные включения. Слева – ЗТВ, полученная по режиму 1 (рис.10), справа – по режиму 2.

Показано, что область крупнозернистой ЗТВ многопроходного сварного шва не является однородной по трещиностойкости, свойства в выбранной точке зависят от её положения относительно валиков шва и порядка их наложения. Выбор расчётной точки посередине высоты близлежащего валика позволяет получить в этой точке наибольшую максимальную температуру нагрева. Имитация сварочного нагрева по режиму 2, включающего несколько циклов нагрева и охлаждения, эквивалентных повторному отпуску, позволяет оценить склонность стали к росту включений в имитированной ЗТВ и, таким образом, оценить её свариваемость.

**В пятой главе** изложен вероятностный подход к выбору коэффициента запаса в условии прочности сварных соединений по критерию предотвращения хрупкого разрушения (1). Ввиду большого количества влияющих факторов применён метод Монте-Карло. Основные допущения:

а) вероятность обнаружения дефекта определенных размеров при сварке конструкции связана с действующей системой НК. Для случая УЗК применима формула (8), по которой определяется  $a_{(determ)}$  – глубина дефекта в детерминированной постановке. В случае менее точных методов НК, принимается  $a_{(determ)} = 0.25S$ . Задаваемая случайная величина глубины дефекта

$$a = -a_{(determ)} \ln(\text{RND}) / \ln(1/(1-0.95)), \quad (24)$$

где RND — псевдослучайная величина, равномерно распределённая в интервале (0, 1), все такие величины задаются независимыми генераторами;

б) процедуры связи размеров дефекта и параметров нагрузки с величиной  $J$ -интеграла приняты в соответствии с базовым алгоритмом расчёта, глава 2;

в) трещиностойкость материала, математическое ожидание которой  $J_{cr}$ , считается удовлетворяющей распределению Вейбулла

$$F(J_{cri}) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{J_{cri} - J_{min}}{J_{c0}}\right)^\beta\right], \quad (25)$$

тогда случайные значения  $J_{cri}$  находятся по формуле

$$J_{cri} = J_{min} + (J_{c0} - J_{min})[-\ln(\text{RND})]^{1/\beta}, \quad (26)$$

где  $\beta$  — параметр формы;  $J_{c0}$  — параметр масштаба,  $J_{\min}$  — минимальное значение за время аттестационных испытаний.

Анализ зарубежных документов (BS 7910, ISO 13822, ISO 2394) показал, что приемлемая вероятность разрушения может быть принята равной  $10^{-5}$ . Количество опытов  $2 \times 10^6$ , что даёт погрешность менее 5%. Расчёт произведён для четырёх толщин 12.5, 25, 50 и 100 мм.

**Вариант численного эксперимента при стационарной максимальной нагрузке и постоянной расчётной температуре.** Принята комбинация изгибных и растягивающих напряжений  $\sigma_b = 0.20 \sigma_Y$ ,  $\sigma_t = 0.67 \sigma_Y$ , что соответствовало относительной нагрузке  $L_T = 0.74 \dots 0.80$  в зависимости от толщины материала. В такой постановке результат не зависел от величины  $\sigma_Y$ . Численный эксперимент заключался в выборке случайных значений  $a$  и  $J_{cr}$  при задаваемых значениях  $S$ ,  $\beta$ ,  $J_{c0}$ . Частным коэффициентом запаса  $n$  названа величина, позволяющая использовать в качестве  $J_{cr}$  математическое ожидание трещиностойкости  $M$  при достижении приемлемого отношения ( $10^{-5}$ ) случаев «разрушения» к общему числу опытов согласно условию (27). Здесь не учтена погрешность определения  $M$  при аттестации материала.

$$n \geq M/J_{(determ)}, \quad (27)$$

где  $M = J_{c0} \cdot \Gamma(1 + 1/\beta) + J_{\min}$ ,  $\Gamma$  — гамма-функция. Исследованный интервал величин  $\beta = 1.25 \dots 7.0$  охватывал разброс результатов, наблюдаемый при аттестации материалов. За минимальное значение J-интеграла на основании результатов аттестационных испытаний принималась величина, находящаяся в области корректных значений  $K_{Ic}$ . Она соответствовала  $K_{\min} = 30 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{0.5}$  для образцов толщиной 25 мм из стали с минимальным пределом текучести 500 МПа (по документу ASME BPVC Section XI),

$$J_{\min} = 1000 K_{\min}^2 (1 - \nu^2) / E = 0.131 \times S \times \sigma_{Y(T)}^2 / E, \quad (28)$$

где  $\sigma_{Y(T)}$  [МПа] — предел текучести по формуле (3) для температуры  $T_d$ .

Результаты численных экспериментов (рис. 14) показали, что на определённую таким образом величину  $n$  наибольшее влияние оказывает параметр формы распределения  $\beta$  и связанный с ним коэффициент вариации данных  $V$ , величина которого для распределения Вейбулла определяется как

$$V = \sigma / M = \left[ J_{c0} \cdot \sqrt{\Gamma(1 + 2/\beta) - \Gamma^2(1 + 1/\beta)} \right] / \left[ J_{c0} \cdot \Gamma(1 + 1/\beta) + J_{\min} \right]. \quad (29)$$

Полученный результат фактически исключает возможность применения материалов с высоким разбросом экспериментальных значений, при  $V = 0.4$   $n = 20 \dots 30$ . Поэтому был исследован иной вариант, с использованием случайных сочетаний нагрузок и температур.

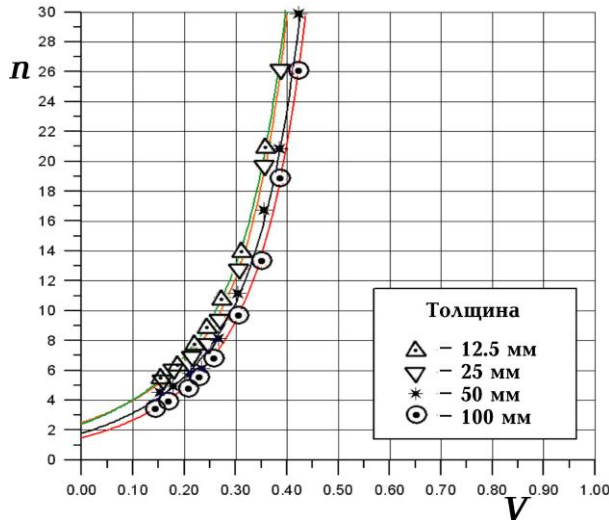


Рисунок 14 —  
Частный коэффициент  
запаса при постоянной  
нагрузке и  
температуре.

**Первый этап численного эксперимента. Вариант расчёта для случайной комбинации нагрузки и температуры ее реализации.**

При относительной нагрузке до  $L_T \approx 0.5$  конструкция находится в состоянии номинально упругого нагружения, этот уровень считался за минимальный. Из общего числа случаев нагружения таких конструкций, как ПБУ/МСП и трубопроводы, порядка  $10^8$  около 5000 отнесены к величинам  $L_T \geq 0.74$  (циклы снятия давления либо навал льда и судов), вплоть до  $L_T \approx 0.9$  (натяг при монтаже или аварийные перегрузки), было принято

$$L_T = 0.5[1 - 0.5 \ln((1 - \text{RND})^{0.097})], \quad (30)$$

что соответствовало распределениям мембранных и изгибных напряжений

$$\sigma_t = 0.452 \times [1 - 0.5 \ln((1 - \text{RND})^{0.097})] \cdot \sigma_Y, \quad \sigma_b = 0.129 \times [1 - 0.5 \ln((1 - \text{RND})^{0.097})] \cdot \sigma_Y. \quad (31)$$

Использовано нормальное распределение температур случаев нагружения

$$T = T_0 + \sqrt{-2 \ln(\text{RND}_1)} \times \cos(4\pi \times \text{RND}_2) \times \sigma, \quad (32)$$

где  $\text{RND}_1$  и  $\text{RND}_2$  — независимые псевдослучайные величины в диапазоне  $[0, 1]$ , параметр масштаба  $T_0 = -10^\circ\text{C}$ , среднеквадратическое отклонение  $\sigma = 12.9^\circ\text{C}$  (с вероятностью 0.99 температура будет не ниже  $T_d = -40^\circ\text{C}$ ). Сварные соединения арктических сталей находятся в температурном интервале вязко-хрупкого перехода, что позволило использовать зависимость

$$(J_{cr})_T = (J_{cr})_{T_d} \exp(0.04(T - T_d)). \quad (33)$$

Полученные значения частного коэффициента запаса  $n$  хорошо аппроксимируются формулами вида (34), коэффициенты которых перечислены в таблице 3. Общая аппроксимация не подбиралась намеренно, чтобы повысить точность дальнейших расчётных оценок.

$$n = D(1 + A \cdot V^5) \exp(C \cdot V). \quad (34)$$

Результаты, приведённые на рис. 15, показывают значительное снижение консерватизма оценок по сравнению с вариантом численного эксперимента при постоянной нагрузке и температуре.

Таблица 3 — Коэффициенты в аппроксимациях вида (34)

Толщина, мм	УЗК, постоянная нагрузка и температура			УЗК, случайные сочетания нагрузок и температур			РК, случайные сочетания нагрузок и температур		
	<i>A</i>	<i>C</i>	<i>D</i>	<i>A</i>	<i>C</i>	<i>D</i>	<i>A</i>	<i>C</i>	<i>D</i>
12.5	60	5.2	2.4	12	2.6	1	7.2	2.60	1
25	80	4.7	2.5	6	2.8	1	7.2	2.75	1
50	38	5.6	1.8	7.5	2.25	1	5.0	2.75	1
100	38	5.8	1.5	5.5	2.4	1	5.0	2.70	1

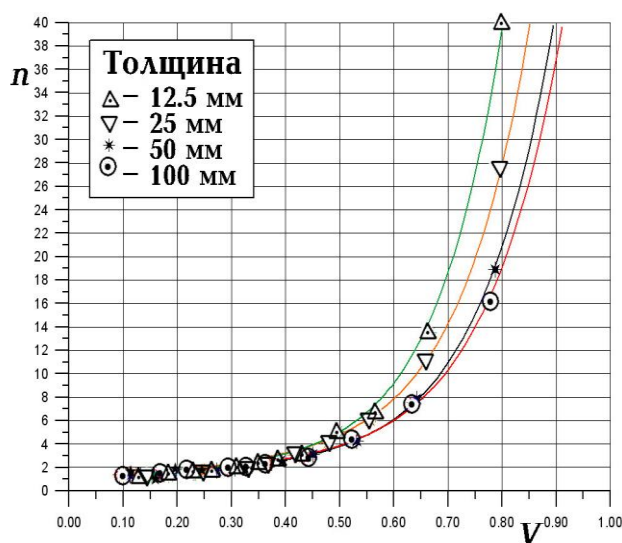
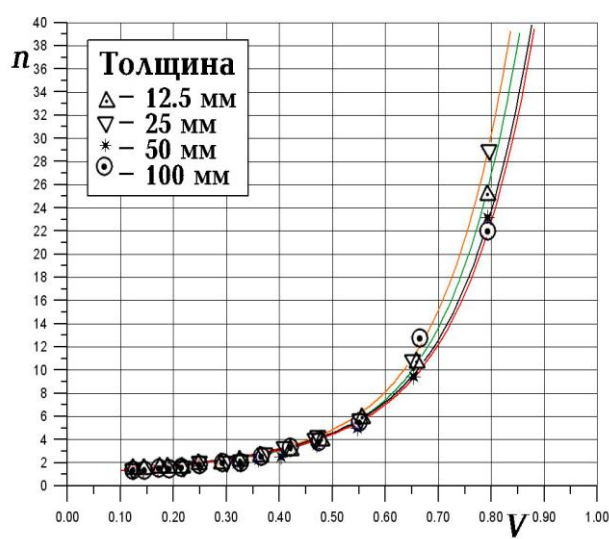
а)  $a_{(determ)}$  для УЗКб)  $a_{(determ)}$  для РК

Рисунок 15 — Частный коэффициент запаса в вероятностной постановке.

**Второй этап численного эксперимента. Учёт количества испытанных образцов и способа интерпретации результатов.**

Полученные на первом этапе значения коэффициента  $n = f(S, \beta)$  использовались в качестве исходной информации для определения минимально необходимой трещиностойкости материалов ряда толщин и величин  $\beta$ . Для таких материалов на втором этапе численно моделировались испытания  $10^6$  серий по  $m$  (от 3 до 7) образцов.

Рассчитан повышенный сравнению с  $n$  коэффициент  $n_1$  в условии (1) из условия, что материал с минимально необходимой трещиностойкостью не должен с большой вероятностью (0.99) пройти аттестацию при принятой процедуре интерпретации ограниченного количества экспериментальных результатов, чтобы учесть вносимую такой процедурой погрешность.

Рассматривались наблюдаемые по результатам «испытаний», то есть рассчитанные по  $m$  псевдослучайно выбранным точкам распределения, значения математического ожидания  $M_c$  и коэффициента вариации  $V_c$

$$M_c = 1/m \cdot \sum_{i=1}^m J_{cri}, \quad V_c = \sqrt{\sum_{i=1}^m J_{cri}^2 / m \cdot M_c^2 - 1}. \quad (35)$$

В численной модели реализован алгоритм оценки результатов, принятый в документации РМРС. Материал считался прошедшим аттестацию, если:

–  $M_c$  не менее  $[J] = n^* \cdot n_A \cdot J_{(determ)}$ , где  $i$ -е «экспериментальные» значения трещиностойкости  $J_{cri}$  псевдослучайно выбираются по формуле (26),  $n^*$  – коэффициент запаса, определяемый по (34) при  $V = V_c$ ,  $n_A$  – множитель, подбираемый для получения принятой вероятности прохождения аттестации,

– при  $m = 3, 4$  не более, чем одно индивидуальное значение менее  $[J]$ , но не менее  $0.7 [J]$ , остальные не менее  $[J]$ ,

– при  $m = 5 \dots 7$  не более, чем одно индивидуальное значение менее  $0.7 [J]$ , но не менее  $0.5 [J]$ , и не более, чем одно индивидуальное значение менее  $[J]$ , но не менее  $0.7 [J]$ , остальные не менее  $[J]$ .

В результате выполненных серий численных экспериментов для различных толщин  $S$  и коэффициента вариации данных  $V$  получены следующие интерполяционные формулы для коэффициента запаса  $n_1 = n^* \cdot n_A$ :

– для случая УЗК (когда  $a_{(determ)}$  определяется по формуле (7)), рис. 16,

$$n_1 = (0.6 + 11V_c^5) \times \exp((9.3 - 0.94 \ln S) V_c) \times (1 - (m-3)/7 \times \sqrt{V_c}) + 0.3, \quad (36)$$

куда при  $S > 50$  мм следует подставлять  $S = 50$  мм;

– для случая РК (принимая  $a_{(determ)} = 0.25S$ )

$$n_1 = (0.7 + 9V_c^5) \times \exp((6.6 - 0.0112 S) V_c) \times (1 - (m-3)/7 \times \sqrt{V_c}). \quad (37)$$

Увеличение числа образцов в серии позволяет снизить уровень требований по среднему значению трещиностойкости на треть.

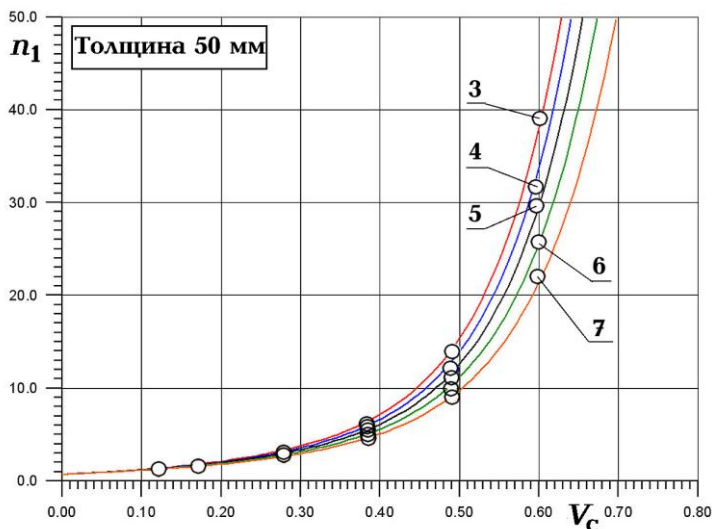


Рисунок 16 — Коэффициент запаса в условии прочности (3), для толщины 50 мм в случае применения УЗК. Указано количество образцов в серии  $m$  от 3 до 7.

### **Учёт погрешности определения критических значений $J$ -интеграла.**

Математическая модель второго этапа численного эксперимента была дополнена учётом погрешности пересчёта  $J_{cri}$  – СТOD пересчётом для случая,

когда при испытаниях определяется только одна из величин. Погрешность принималась по результатам экспериментов, в которых одновременно определялись  $J_{cr}$  и  $\delta_{cr}$ . Требуемое увеличение коэффициента запаса достигает 15% и может быть оценено дополнительным множителем

$$n_{\text{пересчёт}} = 1 + 0.26/S^{0.2}/(m-2)^{0.8}, \quad (38)$$

окончательная формула для требуемого среднего значения CTOD по  $m$  экспериментальным результатам, имеющим коэффициент вариации  $V_c$

$$\delta_{cr} = [(0.6 + 11V_c^5) \times \exp((9.3 - 0.94 \ln S) V_c) \times \\ \times (1 - (m-3)/7 \times \sqrt{V_c}) + 0.3] \times \left[ 1 + \frac{0.26}{S^{0.2}(m-2)^{0.8}} \right] \times \frac{J_{(detem)}}{1.65 \sigma_{Y(T)}}. \quad (39)$$

При расчёте  $V_c$  оказалось необходимым введение цензурирования: не следует учитывать данные, выходящие на «верхний шельф» трещиностойкости. В таблице 4 представлены примеры рассчитанных требований.

Разработана процедура аттестации металла сварных соединений, начиная с получения трёх корректных результатов в серии. Если требуемое значение  $J_{cr}$  (или CTOD) не достигнуто, можно продолжить испытания. При этом никакие экспериментальные результаты из рассмотрения не исключаются.

**Таблица 4 – Требуемые средние значения CTOD**

Толщина, мм, не более	Параметры серии	Уровень прочности (минимальное значение $\sigma_Y$ , МПа)									
		235	315	355	390	420	460	500	550	620	690
20	$m = 3,$ $V_c = 0.35$	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
20	$m = 7,$ $V_c = 0.50$	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

**Выводы по главе:** Предложено комплексное решение вопросов, что понимать под величиной  $J_{cr}$  в условии (1) при большом разбросе и малом количестве экспериментальных значений трещиностойкости, какой размер дефекта принять, какова приемлемая вероятность разрушения конструкции, как учитывать случайное сочетание нагрузок и температур их реализации. Рассчитан коэффициент запаса по трещиностойкости сварных соединений. Разработан алгоритм принятия решений при проведении аттестации сварных соединений по трещиностойкости, позволяющий снизить предъявляемые

требования с увеличением числа испытанных образцов и успешно аттестовать материалы, показывающие большой разброс результатов.

**В шестой главе** обоснованы требования по значениям критических температур вязко-хрупкого перехода, коррелирующих с температурой торможения трещины в основном металле. В рамках линейной механики разрушения (что может считаться приемлемым для низких температур), условие торможения трещины отрыва формулируется в виде

$$K_I < K_{Ia}, \quad (40)$$

где  $K_I$  – значение КИН для возможной в конструкции трещины;

$K_{Ia}$  [МПа·м<sup>1/2</sup>] – характеристика материала, критическое значение КИН при торможении трещины нормального отрыва, обычно приписываемое выполнению условий плоской деформации (ПД). В отличие от этого, в судостроении используется условие  $T_d > T_{xp}$ , где  $T_{xp}$  – температура торможения трещины, соответствующая скачкообразному возрастанию разрушающих напряжений вплоть до предела текучести в узком температурном интервале. Это явление потребовало анализа, учитывающего наличие смешанного типа деформирования на фронте трещины (ПД/плоское напряженное состояние, ПНС) и фактора толщины.

Для моделирования МКЭ были предложены упрощённые критерии вязкого и хрупкого разрушения и выполнены расчёты образцов-пластин из судостроительной стали с  $\sigma_Y = 400$  и  $600$  МПа при номинально упругом нагружении в присутствии исходной трещины, моделирующие испытания на торможение трещины. Нагружение осуществлялось поэтапным заданием перемещений в направлении, перпендикулярном плоскости трещины, которая продвигалась при раскреплении узлов сетки тех элементов, для которых выполнялся тот или иной упрощённый критерий. Разрушение считалось хрупким, если в объёме элемента фиксированного размера первые главные напряжения  $\sigma_1$  превосходили величину  $\chi\sigma_Y$ , где  $\chi$  – задаваемый коэффициент. Исходя из известных данных, с возрастанием КИН растёт зона у вершины трещины, где достигается такое условие. Следовательно, задание пары чисел – размера элемента равномерной сеточной аппроксимации и значения  $\chi$  – соответствует условию хрупкого разрушения в вершине трещины при определённом значении КИН. 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>. Разрушение принималось вязким, если в элементе достигалась критическая интенсивность деформации  $\varepsilon_{cr}$ . Раскрепление узлов



сетки производилось в плоскости трещины с сохранением симметрии задачи.

Моделирование пластин различной толщины позволило воспроизвести эффект туннелирования трещины, возникновение губ среза с возможным их смыканием по мере распространения трещины и возникновение кристаллических пятен в изломах, рис. 17.

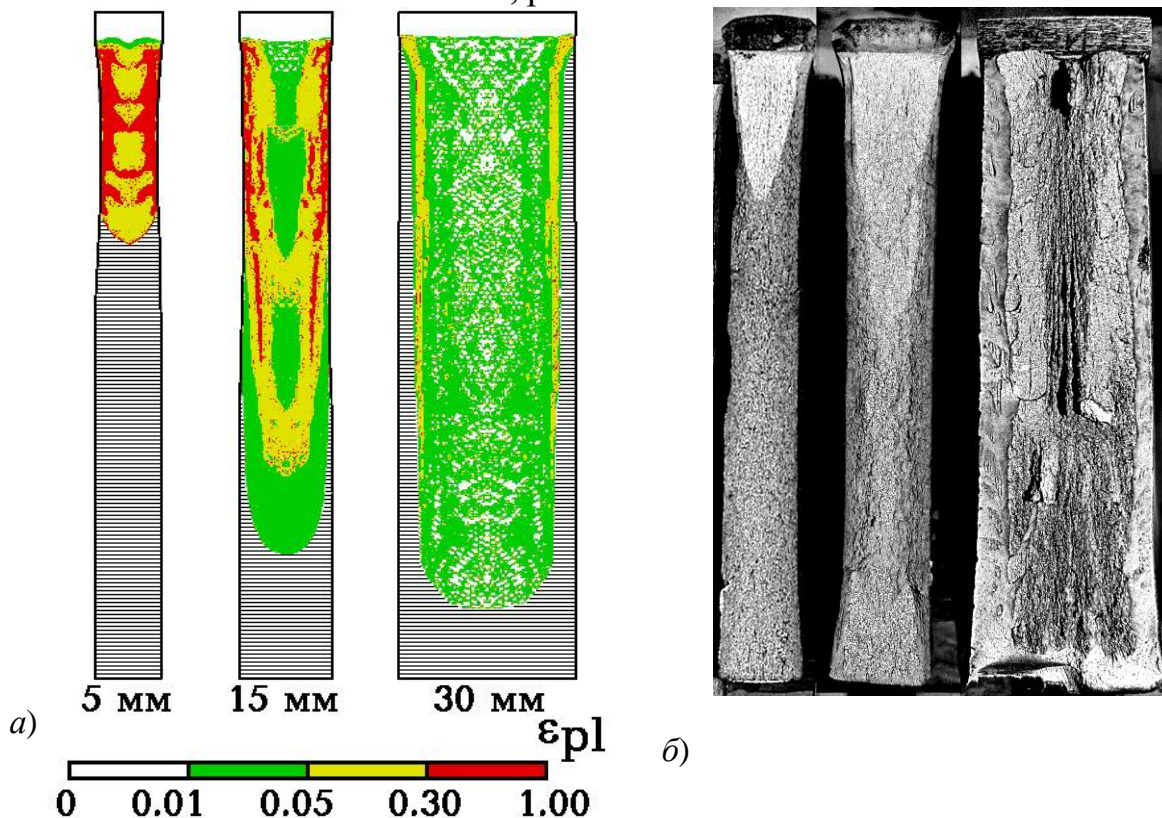


Рисунок 17 — Распределение интенсивности накопленной пластической деформации в плоскости трещины для пластин толщиной от 5 до 30 мм (а).

Горизонтальной штриховкой выделена зона нераспространения трещины.

Вид изломов образцов DWTT из стали 09Г2С толщиной 8-27 мм (б).

Предполагалось, что условия распространения трещины отрыва однозначно определяются значением безразмерного параметра относительной трещиностойкости  $\omega$ ,

$$\omega = \frac{1}{S} \left( \frac{K_{Ia}}{\sigma_Y} \right)^2 = C_\omega \frac{r_{pl}}{S}, \quad (41)$$

где  $C_\omega$  – коэффициент, по известным оценкам составляющий  $\pi$  для ПНС и  $9\pi$  для ПД. По результатам моделирования МКЭ получено  $C_\omega \approx 2\pi$ , тогда при  $\omega \geq 1.10$  распространение трещины по хрупкому механизму не происходит; при  $\omega < 0.45$ , напротив, трещина распространяется только по хрупкому механизму. При промежуточных значениях  $\omega$  распространение трещины может привести или не привести к разрушению образца по хрупкому механизму в зависимости от приложенных напряжений и его геометрии. В



результате теоретического анализа получено условие торможения хрупкого разрушения в образце, описываемое неравенством

$$\omega \geq 0.0005 \sigma_Y + 0.44, \quad (42)$$

что для материала с пределом текучести 600 МПа составляет  $\omega \geq 0.75$ .

Для материала толщиной  $S$  минимальная температура, при которой отношение  $K_{Ia}/\sigma_Y$  не ниже, чем следует из условия (42), рассматривается как наиболее значимая температура вязко-хрупкого перехода, характеризующая безопасную эксплуатацию в отношении хладостойкости.

***Анализ испытания образца по методике NDT и определение требований к температуре нулевой пластичности.***

Целью выполнения расчётов МКЭ для образца NDT являлось определение условия старта трещины из хрупкой наплавки и её распространения в образце в терминах механики разрушения. Использована расчётная модель образца типа P-1 по ASTM E208. Образец нагружался до стандартного прогиба 7.6 мм (при испытании образец упирается в стопор), после чего трещина виртуально продвигалась раскреплением узлов в плоскости симметрии. Показано, что старту трещины в основном металле образца предшествует достижение условия «пластического шарнира». Зависимости  $K_I$  от размера трещины  $a$ , измеряемого вглубь образца от линии сплавления, получаемые при фиксированном прогибе, оказались монотонно возрастающими. Поэтому начальные значения зависимостей  $K_I(a)$  [МПа $\sqrt{м}$ ] были приняты соответствующими температуре NDT:

$$K_{Ia(NDT)} = 0.14 \sigma_{Y(NDT)}, \quad (43)$$

где  $\sigma_{Y(NDT)}$  – предел текучести при температуре NDT, МПа. Данные оценки близки к сделанным в работе Pussegoda L.N., Malik L. and Morrison J. (1998).

По данным полномасштабных испытаний на торможение трещины по методике ESSO стали с пределом текучести 476 МПа толщиной  $S = 100$  мм, имеющей температуру NDT =  $-80^\circ\text{C}$ , с учётом (43),

$$K_{Ia} = 0.14 \sigma_{Y(NDT)} \exp(0.0134(T - \text{NDT})). \quad (44)$$

Величина  $K_{Ia}$  при температуре торможения трещины  $T_{xp}$ , то есть величина, требуемая при минимальной температуре эксплуатации  $T_d$ :

$$K_{Ia}|_{T=T_d} = \sqrt{(0.0005\sigma_{Y(NDT)} + 0.44)S/1000} \cdot \sigma_{Y(NDT)}. \quad (45)$$

Исходя из этого, требуемая величина температурного запаса для испытаний NDT [ $^\circ\text{C}$ , МПа, мм] была определена как

$$T_d = \text{NDT} + 74.6 \ln\left(0.226 \sqrt{(0.0005(\sigma_Y + 140(\exp(-(NDT - 20)/170) - 0.889)) + 0.44)S}\right), \quad (46)$$

(эта формула применима, когда даёт  $T_d - \text{NDT} > 0$ , иначе  $T_d = \text{NDT}$ ).

### **Требования к величине температуры $T_{КБ}$**

Цель моделирования МКЭ испытаний по данной методике — нахождение связи вида излома с результатами анализа условий распространения или торможения трещины в образцах-пластинах, рассмотренных выше, при тех же критериях продвижения трещины. Основные отличия: вместо исходной трещины образец имел боковой надрез с большим радиусом, разрушение происходило в области номинальных пластических деформаций. Проводилось поэтапное решение упругопластической задачи при возрастающем перемещении точек приложения нагрузки вплоть до выполнения в каких-либо элементах в плоскости симметрии условия хрупкого или вязкого разрушения. Затем при фиксированных перемещениях выполнялось поэтапное раскрепление узлов «разрушенных» элементов до прекращения продвижения разрушения. После этого нагружение возобновлялось. Расчётом показано, что при разрушении образца для определения  $T_{КБ}$  в области полномасштабной текучести и широкой пластины (модели образца для прямого определения температуры торможения трещины) в области ММТ при одном и том же значении  $K_{Ia}$  (то есть при одной и той же температуре) вид излома разный — проба  $T_{КБ}$  имеет более жёсткое НДС, чем пластина.

Поверхность «разрушения» делилась на «вязкую» составляющую, разрушенную по достижению критических деформаций, и «хрупкую», разрушенную по достижению критических напряжений. Определялась суммарная площадь «хрупкой» составляющей и рассчитывался «процент волокна»  $B$ . Строилась зависимость  $K_{Ia}(B)$ . Величина КИН  $K_{Ia}$  в каждом из расчётов, выполненных для нескольких толщин и двух уровней предела текучести, принималась соответствующей 70% «процента волокна». Получена линейная аппроксимация результатов в виде

$$K_{Ia}|_{T_{КБ}} = 0.0054\sigma_{Y(T_{КБ})}(S + 14). \quad (47)$$

Данная формула формально применима для толщин свыше 10 мм, для которых предназначена методика  $T_{КБ}$ , а расчётно проверена при  $S \geq 7$  мм.

Тогда, с учётом (44) и (45) и (3), то есть принимая во внимание изменение предела текучести материала на интервале  $\Delta T = T_{КБ} - \text{NDT}$ , который, в свою очередь, зависит от толщины  $S$ ,

$$T_{КБ} = T_d + 74.6 \ln \left[ \frac{0.17(S + 14)}{\sqrt{(0.0005\sigma_{Y(\text{NDT})} + 0.44)S}} \times \left( 1 - \frac{-16 + 2.1S - 0.01S^2}{\sigma_{Y(\text{NDT})}} \right) \right]. \quad (48)$$

Это соотношение позволяет определить температурный запас для испытаний по методике  $T_{КБ}$  (табл. 5), то есть показано, что температура  $T_{КБ}$  выше  $T_d$ , которая, в свою очередь, обычно выше температуры NDT.

**Таблица 5 — Температурный запас при определении температуры  $T_{KB}$** 

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
Действующая редакция	-	0	15	25	30	-	-
Новая редакция	20	25	30	35	35	40	45

В главе также предложены способы определения волокнистой составляющей в изломах образцов  $T_{KB}$  и DWTT с учётом особенностей разрушения современных сталей, в том числе сталей ТМО, склонных к развитию расщеплений в изломах. Участки в виде «стрелок», находящиеся на губах среза, показывают вязкое и вязкое зернограничное разрушение, «стрелки» в средней части по толщине излома – преимущественно квазискол. Площадки «обратного излома», расположенные под углом к плоскости излома в центральной его части по толщине, ближе к месту приложения нагрузки, имеют участки микроскола и квазискола с вязкими зернограничными прослойками. Зоны, где отмечены данные типы разрушения, предложено относить к хрупкой составляющей излома с понижающим коэффициентом 0.5.

**Выводы по главе:** При моделировании МКЭ продвижения трещины критерий хрупкого разрушения поставлен в соответствие уровню трещиностойкости  $K_{Ia}$ , что позволило рассчитать требуемый температурный запас по температуре NDT относительно температуры торможения трещины.

Применение простейших формулировок критериев разрушения при моделировании разрушения образца  $T_{KB}$  показало, что температура  $T_{KB}$  соответствует определённому значению относительной трещиностойкости  $\omega$  и находится выше температуры торможения трещины на рассчитанную величину запаса. Таким образом, обосновано применение более дешёвых косвенных методов определения температуры торможения трещины.

**В седьмой главе** рассмотрено практическое применение результатов исследований. Приведены примеры использования разработанной процедуры интерпретации результатов испытаний на трещиностойкость металла ЗТВ сварных соединений. При увеличении числа корректных результатов в серии образцов до семи, требуемое значение CTOD [ $\delta$ ] уменьшается на величину  $(1 - (m - 3)/7) \times \sqrt{V_c}$ .

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 меньше, чем в конструкциях с наличием ОСН (рекомендуются образцы SENB квадратного сечения), толщина образцов составляет не менее 85% максимальной толщины металла в конструкции,

– для сварки образцов использованы материалы и технологии, обеспечивающие выполнение условия

$$\delta_{20} \geq ([\delta] \cdot \delta_{30}) / (2\delta_{30} - [\delta]), \quad (49)$$

где  $[\delta]$  – требуемая трещиностойкость металла ЗТВ,  $\delta_{20}$  – среднее значение CTOD металла шва,  $\delta_{30}$  – среднее значение CTOD основного металла, которые должны быть экспериментально определены при той же температуре,

– длина и форма усталостной трещины в образцах удовлетворяют стандартным, что достигается применением различных приёмов выращивания трещины: применение локального бокового обжатия, статическая нагрузка обратным знаком для облегчения старта трещины из надреза, повышение коэффициента асимметрии цикла на среднем этапе выращивания трещины для выравнивания её формы,

– 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 (для крупнозернистой ЗТВ такой зоной считается полоса ЗТВ шириной 0.5 мм, прилегающая к линии сплавления). При этом результат принимается в рассмотрение при наличии на фронте трещины участков металла шва в зависимости от выполнения условия (23).

**Оценка разработанных требований к температурам вязко-хрупкого перехода.** Для штрипса трубных сталей имеются данные прямого определения температуры торможения трещины по методике Крыловского государственного научного центра, из которых по формулам (46) и (48) получены расчётные значения температур вязко-хрупкого перехода (таблица б), показано хорошее соответствие экспериментальным данным. Для проката стали марки УР47 использованы зарубежные данные.

В случае, когда экспериментальные данные прямого определения температуры торможения трещины отсутствовали, проводилось сравнение разности экспериментально наблюдаемых и рассчитанных значений ( $T_{КБ} - NDT$ ). Для судостроительных сталей различных толщин в большинстве случаев ошибка при оценке данной разности не превышает 10°C.

**Таблица 6 — Параметры хладостойкости, сравнение расчётных и экспериментальных данных**

Марка	Толщина, мм	$\sigma_Y$ , МПа	$T_{xp}$ , °C		NDT, °C		$T_{KB}$ , °C	
			эксперимент	расчёт	эксперимент	расчёт	расчёт	эксперимент
X70	30.9	560	-95	-107	-100	-65	-50	
X80	27.7	580	-115	-122	-115	-89	-85	
УР47	101	480	-45	-92	-80	+2	+5	

*Выполнение оценки сопротивления хрупкому разрушению* проводилось при проверке норм дефектности стыковых сварных соединений строящихся МПТ, рассчитанных по зарубежным методикам, в условиях ограниченного количества данных по трещиностойкости. В тексте диссертации рассмотрен расчётный случай укладки на морское дно и три расчётных дефекта — поверхностные с наружной и внутренней стороны трубы по границе шва, и дефекта с внутренней стороны трубы от корня шва. Определены значения КИН от эксплуатационных напряжений и ОСН и требуемая средняя величина  $J_{cr}$ . Эта величина сравнивалась с известной трещиностойкостью старта стабильного подраста трещины  $J_{02bl}$  (по причине отсутствия иных данных). Таким образом, была доказана применимость материала и показан меньший консерватизм предлагаемых требований по сравнению с зарубежными.

**В Приложении** 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 внутривидовых подводных трубопроводов.

## 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. 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  $T_{КБ}$  по отношению к температуре торможения хрупкой трещины. Расчётные корреляции подтверждены результатами испытаний. Откорректированы требования к температурам NDT и  $T_{КБ}$  проката судостроительных и трубных сталей. Предложены способы учёта наблюдаемых типов разрушения («стрелок», «обратного излома») при определении доли волокнистой составляющей изломах образцов, испытываемых по методикам  $T_{КБ}$  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 конструкционных 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 требования по трещиностойкости и хладостойкости материалов сварных конструкций морского шельфа. Их использование позволяет обеспечить надёжность эксплуатации крупногабаритных сварных конструкций, в том числе в условиях низких климатических температур при освоении Арктики, Северного морского пути и месторождений морского шельфа. Выполненные исследования существенно дополняют и уточняют предшествующие научные и практические знания в области науки о прочности сварных конструкций. Разработанные критерии технически достижимы и менее консервативны.

#### ОСНОВНЫЕ ПУБЛИКАЦИИ ПО ТЕМЕ ДИССЕРТАЦИОННОЙ РАБОТЫ

1. 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** - 2009, вып.3(59), с. 242-264.

2. Ильин А.В., Виноградов О.П., Филин В.Ю. 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.

3. 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 (340).–С. 107-118.

4. 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.Yu. Bench testing of new pipes for arterial pipelines // **Chemical and Petroleum Engineering**. 2012. Vol. 47. № 9-10. pp. 668-673.

5. 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.

Ilyin 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.

6. 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. Ilyin, 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.

7. 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.

8. 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.

9. 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.

10. 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(І). - с. 56-65.

11. 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.

12. 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.

13. 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.

14. 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, ECF 2012. August 26-31, 2012. Kazan / Russia. Proceeding No. 418.

15. 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.

16. Ильин А.В., Филин В.Ю. Проблемы научного обоснования требований к сталям для сварных конструкций Арктики // **Нефть. Газ. Новации**. 2015, №10, с.56-61.

17. 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, с. 214-220.

18. 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.

19. Артемьев Д.М., Филин В.Ю., Старцев В.Н., Беляев В.А. Перспективы применения моделирования термического цикла сварки при аттестации низколегированных судокорпусных сталей / **ТестМат. Материалы XI всероссийской конференции** (г. Москва, 01 фев. 2019г.). - М.:ВИАМ, 2019.- С.27-43.

20. Филин В.Ю., Ильин А.В. Описание вероятностного подхода к выбору коэффициента запаса в условии прочности сварных соединений / **ТестМат. Материалы XI всероссийской конференции** (г. Москва, 01 фев. 2019г.). - М.:ВИАМ, 2019.- С.355-371.

21. 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.