

**ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ БЮДЖЕТНОЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ  
УЧРЕЖДЕНИЕ ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ «САНКТ-ПЕТЕРБУРГСКИЙ  
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ МОРСКОЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»**

На правах рукописи



**Петров Алексей Анатольевич**

**РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ РАСЧЕТА ПРЕДЕЛЬНОЙ И УСТАЛОСТНОЙ  
ПРОЧНОСТИ СТАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ МОРСКОЙ ТЕХНИКИ,  
ЭКСПЛУАТИРУЕМОЙ ПРИ НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ**

Специальность 05.08.01 – Теория корабля и строительная механика

**ДИССЕРТАЦИЯ**  
на соискание ученой степени  
кандидата технических наук

Научный руководитель  
доктор технических наук, профессор  
Крыжевич Геннадий Брониславович

Санкт-Петербург

2019

## СОДЕРЖАНИЕ

<b>ВВЕДЕНИЕ</b> .....	4
<b>ГЛАВА 1 АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ ПОДХОДОВ К ОБЕСПЕЧЕНИЮ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ПРОЧНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ И ВЫЯВЛЕНИЕ ОСНОВНЫХ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА НЕЕ</b> .....	15
1.1 Особенности конструкций морской техники, эксплуатируемой при низких температурах.....	15
1.2 Стальные сплавы для морской техники с низкотемпературными условиями эксплуатации.....	24
1.3 Изменение свойств металлов и сварных соединений при понижении температуры.....	28
1.4 Требования к материалам и сварным соединениям арктической морской техники.....	35
1.5 Принципиальный подход к обеспечению надёжности и безопасности конструкций в процессе эксплуатации морской техники. Оценка технического состояния конструкций [76]......	53
1.6 Выводы по Главе 1.....	64
<b>ГЛАВА 2 РАЗРАБОТКА КРИТЕРИЕВ СТАТИЧЕСКОГО РАЗРУШЕНИЯ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ НИЗКОЙ ТЕМПЕРАТУРЕ</b> .....	67
2.1 Вводные замечания.....	67
2.2 Критерий хрупкого разрушения [174].....	69
2.3 Критерий вязкого разрушения [47].....	78
2.4 Экспериментальная проверка критерия вязкого разрушения.....	87
2.5 Выводы по Главе 2.....	94
<b>ГЛАВА 3 РАСЧЕТ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ СТАТИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ</b> .....	95
3.1 Рекомендации по выполнению численных расчетов напряженно-деформированного состояния сварных конструкций.....	95

3.2 Сопоставление результатов расчета напряженно-деформированного состояния с данными натурных испытаний крупногабаритной сварной конструкции .....	98
3.3 Приближенная оценка пластических деформаций в узлах и прочности конструкций .....	106
3.4 Нормы прочности при выполнении прямых расчетов прочности толстолистовых сварных конструкций судов и океанотехники, работающих в арктических условиях .....	108
3.5 Выводы по Главе 3 .....	110
<b>ГЛАВА 4 РАЗРАБОТКА МЕТОДА РАСЧЕТА УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ СТАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ, ЭКСПЛУАТИРУЮЩИХСЯ В НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ УСЛОВИЯХ.....</b>	<b>111</b>
4.1 Актуальность вопроса .....	111
4.2 Расчет малоцикловой усталостной прочности при низких температурах .....	113
4.3 Расчет усталостной прочности при больших числах циклов нагружения и низких температурах .....	120
4.4 Результаты регрессионного анализа параметров усталостных кривых ...	130
4.5 Учет трехмерности напряженного состояния в узлах соединения судовых конструкций при расчетах их усталостной прочности .....	136
4.6 Выводы по Главе 4 .....	148
<b>ЗАКЛЮЧЕНИЕ .....</b>	<b>150</b>
<b>СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ .....</b>	<b>152</b>

## ВВЕДЕНИЕ

Принципиальный подход к обеспечению низкотемпературной прочности морской техники и соответствующие нормативные требования, используемые при сертификации конструкций судов и арктических нефтегазодобывающих платформ, сформулированы в правилах классификационных обществ [87, 88, 195-198]. Правила предусматривают оценку прочности по допускаемым напряжениям, которые практически ничем не отличаются для обычных и низких температур. Отличия сводятся только к проверке и регламентации свойств материалов и сварных соединений при низких температурах. При формулировке требований к этим свойствам учитывается важная особенность сталей – наличие существенного неблагоприятного изменения их механических свойств (вязко-хрупкого перехода) при пониженных температурах, выражающегося в снижении трещиностойкости сталей и сварных соединений и возрастании вероятности появления хрупких разрушений конструкций. Главные факторы, способствующие хрупкому разрушению – низкая температура, высокая скорость нагружения и высокая жесткость напряженно-деформированного состояния, вызванная концентраторами напряжений и дефектами, приобретаемыми при изготовлении и эксплуатации конструкций. Вместе с тем практика создания арктических судов и морских добычных платформ показывает, что существующие нормативные требования к трещиностойкости сварных соединений конструкций из толстолистовых материалов в ряде случаев не удается выполнить из-за вызываемого ими чрезмерного удорожания строительства объектов [33, 164, 165]. При формальном подходе игнорирование установленных требований ведет к запрету их эксплуатации при низких температурах либо к необходимости использования при строительстве арктических сооружений очень дорогостоящих материалов (как основных, так и сварочных) и технологий. Однако, в определенных условиях конструкции могут обладать достаточными реальными запасами прочности при низких температурах даже при

использовании материалов с относительно низкой трещиностойкостью (формально не удовлетворяющих требованиям правил Российского морского регистра судоходства (РМРС)) и относительно простых технологий строительства. При эксплуатации толстолистовых конструкций в условиях низких температур (минус 40°C и ниже) реальные запасы их прочности существенно снижаются по сравнению с конструкциями с умеренными толщинами. Складывается ситуация, при которой тонкостенные конструкции обладают при низких температурах более высокими реальными запасами предельной и усталостной прочности, а толстолистовые конструкции – существенно более низкими запасами. Однако дать количественную оценку запасов предельной прочности и ресурса невозможно из-за отсутствия соответствующих расчетных методов. Поэтому крайне необходима разработка новых научно обоснованных методов расчета низкотемпературной прочности, позволяющих дать ответ, какие конструкции являются более рациональными (легкими и надежными), а какие не обладают требуемыми запасами прочности.

Возможен и принципиально иной подход к обеспечению низкотемпературной прочности, не отраженный в правилах классификационных обществ. Для повышения экономической эффективности объектов и достоверности результатов анализа прочности арктических конструкций отечественные и международные стандарты [21, 22, 105] не устанавливают столь жесткие требования к трещиностойкости материалов и сварных соединений, но рекомендуют выполнять оценку предельного состояния конструкций, при котором в их наиболее напряженных зонах (в узлах) при низких температурах появляются условия для возникновения хрупких или вязких разрушений. К сожалению, при этом не формулируются конкретные рекомендации по выполнению такого расчета. Требуемая оценка не может быть выполнена в соответствии с традиционными подходами, основанными на предположении (особенно при расчетах местной прочности) высоких пластических свойств сталей, позволяющих в условиях предельного состояния формироваться в стержневых элементах конструкций пластическим

шарнирам [1, 7, 9]. Поэтому для реализации рекомендуемого стандартами расчета предельного состояния при наличии низких температур и концентраторов напряжений также необходимо предварительное решение отмеченной выше проблемы, связанное с разработкой нового метода расчета низкотемпературной прочности. При такой разработке целесообразно ориентироваться на использование метода конечных элементов (МКЭ).

**Актуальность** решения отмеченной проблемы для отечественного судостроения обусловлена расширением хозяйственной деятельности в северных и арктических районах России, строительством новых нефтегазодобывающих платформ, судов для транспортировки углеводородного сырья и для перевозки грузов по Северному морскому пути [78]. В указанных районах минимальные температуры в зимний период могут достигать минус 40°C и значительно более низких отметок. Как следствие, конструкции, предназначенные для эксплуатации при низких температурах, должны проектироваться с учетом возможности значительного снижения резервов пластического деформирования наиболее напряженных зон конструкций и необходимости принятия мер по предотвращению хрупких разрушений.

**Основные подходы к разработке нового метода** расчета низкотемпературной прочности конструкций морской техники **описаны** в работах, выполненных автором или при его участии [45-50, 76-78, 81-82, 174], в которых рассмотрены нормативные требования к обеспечению прочности конструкций, эксплуатирующихся в ледовых условиях, и изложены вопросы обеспечения статической прочности (хладостойкости) и усталостной долговечности сварных конструкций на основе использования прямого численного расчета сварных конструкций. При этом учитываются реально достигаемые показатели трещиностойкости и пластичности материала сварных соединений и узлов конструкций. Для решения этих вопросов предложены существенные изменения процедур расчета статической и усталостной прочности конструкций при низких температурах по сравнению с применяемыми при обычных температурах. При использовании МКЭ для

расчета предельной прочности конструкций с учетом объемности напряженно-деформированного состояния в зонах концентрации напряжений весьма важным вопросом, в решающей мере влияющим на точность результатов расчета, является правильная формулировка критериев разрушения [47]. Традиционные подходы к выбору критериев в виде допускаемых величин напряжений не обеспечивают требуемой точности оценки прочности и не способствуют созданию рациональных конструкций с низкой стоимостью изготовления и малой материалоемкостью. В связи с этим **целью настоящей работы** является разработка методов прямого расчета низкотемпературной предельной и усталостной прочности конструкций морской техники, основанных на таких критериях прочности, которые обеспечивают достоверность расчетов для создания рациональных конструкций, эксплуатируемых при низких температурах.

Для достижения этой цели целесообразно:

- выполнить анализ недостатков традиционных методов обеспечения прочности судов и морских нефтегазодобывающих платформ, традиционных формулировок критериев разрушения;
- сформулировать новые критериальные зависимости для оценки предельного состояния конструкций с концентраторами напряжений и эксплуатируемых при низких температурах;
- разработать новые эффективные методы расчета низкотемпературной предельной и усталостной прочности конструкций, обеспечивающие высокий уровень достоверности расчетных оценок и возможность их использования для создания более экономичных и надежных сооружений;
- сопоставить традиционные и новые критерии и методы расчета с учетом экспериментальных данных по разрушению образцов с концентраторами напряжений.

Данное исследование направлено на разработку методики расчета сварных металлических конструкций морской техники на предельную и усталостную прочность с учетом локальных особенностей напряженного состояния в узлах конструкций и низких температур, характерных для арктических зон.

В условиях низких температур особую опасность представляет хрупкое разрушение. Склонность к хрупкости или ее отсутствие обычно рассматривают как свойство материала, характерное для данного состояния, в котором он находится под воздействием внешних факторов. С практической точки зрения хрупким считается такое разрушение, которое происходит без заметной макропластической деформации с малым поглощением энергии при разрушении; оно характеризуется грубым блестящим кристаллическим изломом стальных изделий. В противоположность ему пластическое разрушение захватывает большие объемы, сопровождается образованием местных утонений, значительным поглощением энергии. Характерный вид излома при пластическом (вязком) разрушении – сравнительно гладкая матовая поверхность с волокнистой структурой.

В соответствии с существующими физическими воззрениями хрупкость не есть свойство, всегда присущее какой-то конструкции; она является лишь характеристикой состояния, в котором конструкция находится при определенном сочетании внешних факторов. При одних сочетаниях этих факторов разрушение может быть хрупким, при других – вязким. По этой причине сравнение различных сталей между собой, суждение о качестве конкретного металла может производиться на основании оценки склонности к хрупкости, т. е. на основании того, насколько легко они переходят под действием внешних факторов из одного состояния в другое, и в каком диапазоне этих факторов располагаются точки перехода.

Для корпусных сталей, используемых для создания морской техники, наиболее существенно влияют на хрупкость температурные условия, скорость деформирования, степень объемности поля напряжений, конструктивно-



технологические дефекты. Для предотвращения хрупких разрушений (как при обычных, так и при низких температурах) стали должны обладать тремя важными свойствами:

- способностью быть нечувствительным к концентрации напряжений и развитию мелких дефектов (микрочастиц),
- способностью противодействовать прорастанию имеющихся в металле трещин;
- способностью к торможению быстро распространяющихся в металле макротрещин.

Эти свойства обычно контролируются при принятии решений о допуске конкретных марок сталей для строительства объектов морской техники.

Как следует из опытов, хрупкое разрушение имеет характер отрыва и происходит по площадкам, где действуют наибольшие растягивающие нормальные напряжения (главные напряжения  $\sigma_1$ ). В какой-то степени оно связано и с действием касательных напряжений  $\tau$ , вызывающих образование в металле субмикротрещин, предшествующих хрупкому разрушению. При определенной критической величине  $\tau_{кр}$  последние вызывают локальные пластические деформации в отдельных зернах металла и приводят к образованию зародышевых субмикротрещин. В дальнейшем при достижении нормальными растягивающими напряжениями критической величины  $\sigma_{кр}$  субмикротрещины начинают развиваться и процесс заканчивается хрупким разрушением.

Пластическое разрушение происходит по плоскостям действия наибольших касательных напряжений и в макроскопическом представлении имеет характер сдвига. Однако при более тонком анализе может быть выявлен также и отрывной характер разрушения в микрообъемах, сопоставимых с размером зерен металла. С ростом пластических деформаций увеличивается неоднородность деформирования отдельных зерен, сдвиги в которых происходят с различной интенсивностью. Вследствие этого возникает резкая

неоднородность внутренних усилий, в некоторых объемах появляются большие нормальные растягивающие напряжения. Микронадрывы постепенно объединяются и приводят к образованию макротрещины.

Таким образом, хрупкое разрушение развивается за короткий промежуток времени, без видимых пластических деформаций и может привести к полной и внезапной потере несущей способности конструкции [52]. В некоторых источниках [9, 39, 52] отдельно отмечается «низкий уровень расчетных напряжений», при которых может происходить хрупкое разрушение. Это связано с тем, что расчет конструкций на прочность обычно производится по номинальным напряжениям без учета негативного влияния локальных концентраторов напряжений, способствующих хрупкому разрушению (особенно при низкой температуре эксплуатации).

Следует отметить, что отечественные и зарубежные нормативные документы, действующие в смежных отраслях промышленности [91, 142, 155, 204], также не содержат достаточно полных рекомендаций по оценке низкотемпературной прочности элементов сварных конструкций с учетом их геометрической формы и особенностей напряженного состояния. Они, как и документы, относящиеся к морской технике, ограничиваются лишь рекомендациями по выбору материала на основании испытаний стандартных образцов (в том числе на ударную вязкость). Для строительных конструкций в нормах СП 53-102-2004 установлен также ряд конструктивных требований, снижающих вероятность хрупкого разрушения [103].

Анализ публикаций отечественных и зарубежных авторов и результатов научно-исследовательских работ не дает оснований говорить о наличии практических рекомендаций, позволяющих обоснованно и точно определять условия вязко-хрупкого перехода в сложных элементах сварных конструкций. Недостаточное развитие методик оценки хрупкого разрушения конструкций связано с необходимостью перехода от чрезмерно упрощенных физических и математических моделей, не учитывающих влияние сварки и геометрических концентраторов напряжений (узлов конструкции) на предельное состояние

конструкций, к более сложным моделям, основанным на использовании современных достижений в области применения МКЭ и методов механики разрушения. Совершенствование этих методов в части учета влияния на предельную и усталостную прочность низкой температуры и комплекса других факторов, препятствующих развитию пластических деформаций в концентраторах напряжений, обеспечило достижение поставленной выше цели.

**Актуальность** данной диссертационной работы обусловлена в значительной мере и противоречием, возникшим между современными методами анализа напряженно-деформированного состояния конструкций с помощью МКЭ и традиционными формами критериев прочности, сформулированными либо в номинальных напряжениях (фигурирующих в нормативных документах), либо в допускаемых напряжениях, действующих в точке или в конечном элементе (принимаемых во внимание в исследовательской практике и отражающих локальную формулировку критериев разрушения). МКЭ дает более полную картину напряженного состояния с учетом местных напряжений в зонах геометрической концентрации и локального приложения нагрузок и поэтому значительно отличается от классических методов сопротивления материалов и аналитических методов механики твердого деформируемого тела. Опыт эксплуатации конструкций морской техники показал, что в условиях положительных температур полнота картины напряженного состояния может быть, в известной мере, в ряде случаев проигнорирована в расчете прочности. Более того, неправильное использование локальных напряжений при применении традиционных формулировок условий прочности, принятых в действующих нормативных документах, приводит к необоснованному повышению металлоемкости конструкции. Однако при работе конструкции при низких температурах узлы конструкции и другие места концентрации напряжений могут привести к снижению предельных пластических деформаций, характерных для данной стали при обычной (комнатной) температуре, и даже стать очагами развития хрупкого разрушения.

Таким образом, существующие подходы к обеспечению прочности, используемые при проектировании объектов морской техники, эксплуатируемой в низкотемпературных условиях, в диссертационной работе дополнены новыми методами расчёта низкотемпературной предельной и усталостной прочности конструкций, **практическая ценность** которых обусловлена:

- снижении риска возникновения низкотемпературных хрупких и вязких разрушений конструкций морской техники при действии статических нагрузок;
- повышением достоверности прогнозирования эксплуатационного ресурса конструкций морской техники, эксплуатирующейся в условиях низких температур;
- повышением надежности и эксплуатационной безопасности судов и нефтегазодобывающих платформ, эксплуатирующихся в условиях низких температур;
- обеспечением их рационального конструирования и снижением материалоемкости;
- появлением новых возможностей для принятия правильных решений по использованию материалов и технологий при проектировании и строительстве этих объектов;
- обеспечением принятия обоснованных решений о возможности безопасной эксплуатации ранее созданной морской техники при более низких температурах (по сравнению с заложенными в проектной документации).

**На защиту выносятся следующие положения** диссертационной работы:

1. Интегральные критерии хрупкого и вязкого разрушения конструкций при обычной и низкой температуре, обеспечивающие повышенный уровень точности прогнозирования нарушения целостности конструктивных элементов.

2. Численный метод расчета низкотемпературной статической прочности конструкций.

3. Способы расчета параметров деформационных и силовых критериев усталостного разрушения с учетом температурного фактора, пригодных для расчета усталостной прочности стальных конструкций при низких температурах.

4. Метод расчета усталостной прочности стальных конструкций, эксплуатирующихся в низкотемпературных условиях.

При разработке этих положений в диссертации получены следующие научные результаты, обладающие существенной **новизной**:

1. Математические модели вязкого и хрупкого разрушения узлов конструкций, отличающиеся использованием новых критериев статической прочности, позволяющих учитывать:

- формирование условий для нарушения в сплошности материала не в точке, а в его конечном объеме;
- влияние совместного действия низкой температуры и трехмерности напряженно-деформированного состояния узлов на снижение резервов пластического деформирования и предельной нагрузки конструкции;
- влияние конструктивно-технологических факторов на процесс разрушения.

2. Численный метод расчета предельной прочности, позволяющий дать количественную оценку запаса прочности конструкции и определить какой тип разрушения (хрупкое или вязкое) будет являться критическим для исследуемого объекта при заданной температуре эксплуатации и принятом конструктивном оформлении отдельных узлов.

3. Новые математические модели усталостного разрушения, учитывающие зависимость усталостной прочности сварных конструкций от температуры. По результатам испытаний на циклическое нагружение сварных образцов со стыковыми швами и с приваренными планками установлено, что в

условиях низких температур усталостная прочность конструкции в малоцикловой области ниже, а в многоцикловой области – выше по сравнению с прочностью при комнатной температуре.

4. Метод расчета низкотемпературной усталостной прочности, отличающийся от используемых в судостроении учётом:

- совместного влияния низкой температуры и трехмерности напряженно-деформированного состояния узлов на снижение резервов пластического деформирования и ускоренного развития усталостных повреждений в малоцикловой области;
- увеличения пределов прочности и текучести материала при понижении температуры и замедленного развития усталостных повреждений при циклах нагружения  $N > 10^5$ .

# ГЛАВА 1 АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ ПОДХОДОВ К ОБЕСПЕЧЕНИЮ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ПРОЧНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ И ВЫЯВЛЕНИЕ ОСНОВНЫХ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА НЕЕ

## 1.1 Особенности конструкций морской техники, эксплуатируемой при низких температурах

Для выполнения анализа отечественной и зарубежной практики обеспечения низкотемпературной прочности морской техники необходимо рассмотреть достаточно сложную систему связанных технических решений, мероприятий, нормативов и выявить в этой системе:

- особенности конструкций морской техники, оказывающие существенное влияние на их низкотемпературную прочность;
- особенности сталей, используемых для создания арктической техники и изменения их свойств с понижением температуры;
- специфику системы требований, предъявляемых к этим сталям и сварным соединениям, и существующих нормативов;
- мероприятия, осуществляемые в процессе эксплуатации техники для обеспечения её надёжности и безопасности и принятые способы оценки технического состояния.

### 1.1.1 Нефтегазодобывающие платформы

Среди объектов морской техники, для которых опасность низкотемпературных хрупких разрушений особенно высока, выделяются стационарные (рисунок 1.1), плавучие полупогружные (рисунок 1.2) и самоподъемные плавучие (рисунок 1.3) буровые установки, эксплуатируемые в арктических условиях. Это обусловлено низкими расчетными температурами эксплуатации  $T_p$ , высокой вероятностью образования усталостных трещин под воздействием ледовой и ветроволновой нагрузки, возможностью циклических режимов нагружения при ледовой нагрузке и часто наблюдаемой динамической реакцией конструкций на ледовые воздействия, наличием температурных

напряжений, применением толстолистого металла. Толщина стали в морских сооружениях может достигать 130 и даже 150 мм [120], что требует учета масштабного фактора при оценке результатов испытаний, полученных на образцах уменьшенных размеров. Такие толщины, в частности, используются при создании элементов механизмов подъема (рисунок 1.4) самоподъемных плавучих буровых установок (например, зубчатых реек, входящих в конструкцию опор). Важно отметить, что такие конструкции находятся выше ватерлинии и потому могут охлаждаться до очень низких температур.

Решение проблемы предотвращения хрупких разрушений на нефтегазодобывающих платформах осложняется наличием высоконапряженных узлов соединения отдельных элементов с высокой степенью трехмерности и жесткости напряженного состояния. К таким узлам относятся, в частности, узлы соединения стабилизирующих колонн с конструкциями верхнего строения плавучих полупогружных установок и с наклонными раскосами. Примером таких узлов являются также места соединения трубчатых элементов, из которых состоят ферменные конструкции опор самоподъемных плавучих буровых установок (рисунок 1.5).

Несмотря на всю сложность конструктивных решений и на наличие низкотемпературных условий эксплуатации в практике создания нефтегазодобывающих платформ, оценивать реальные запасы низкотемпературной прочности конструкций и усталостного ресурса конструкций не принято, а методы оценки этих важных проектных характеристик отсутствуют. Такое отсутствие существенно осложняет (практически делает невозможным) оптимальное конструирование арктических платформ из-за отсутствия способов оценки влияния на запасы прочности и показатели усталостного ресурса большого числа конструктивных (коэффициентов концентрации напряжений, жесткости напряженного состояния, пластичности материала в условиях стеснения деформаций при низких температурах и т.д.) и эксплуатационных факторов (относительной



продолжительности эксплуатации техники при низких температурах, повторяемости температурных и силовых воздействий и др.).



Рисунок 1.1 – Морская ледостойкая стационарная платформа «Приразломная»



Рисунок 1.2 – Полупогружная плавучая буровая установка «Полярная звезда»

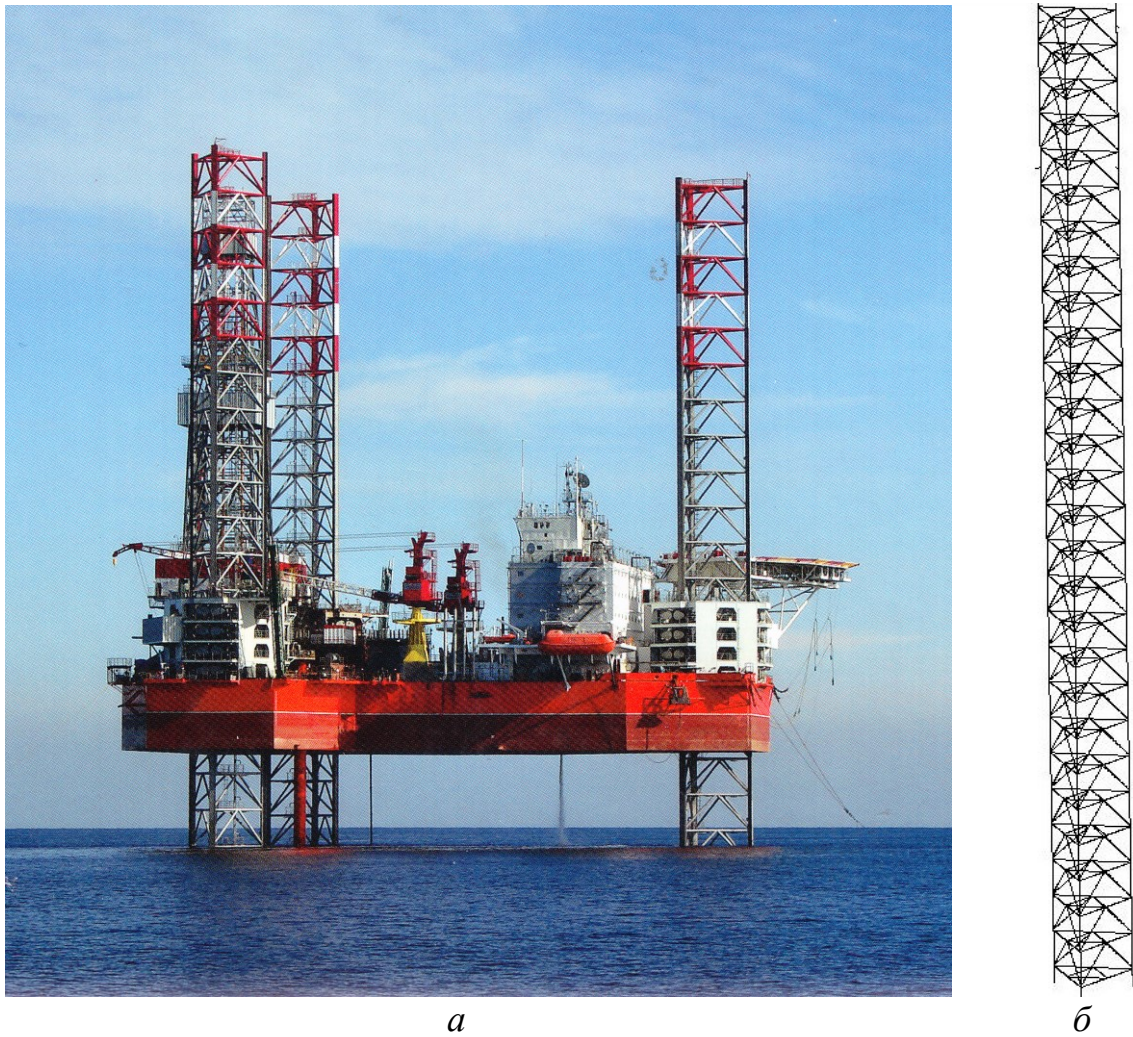


Рисунок 1.3 – Стационарная плавучая буровая установка «Арктическая» (а) и расчетная конечно-элементная стержневая модель ее опоры (б) [120]

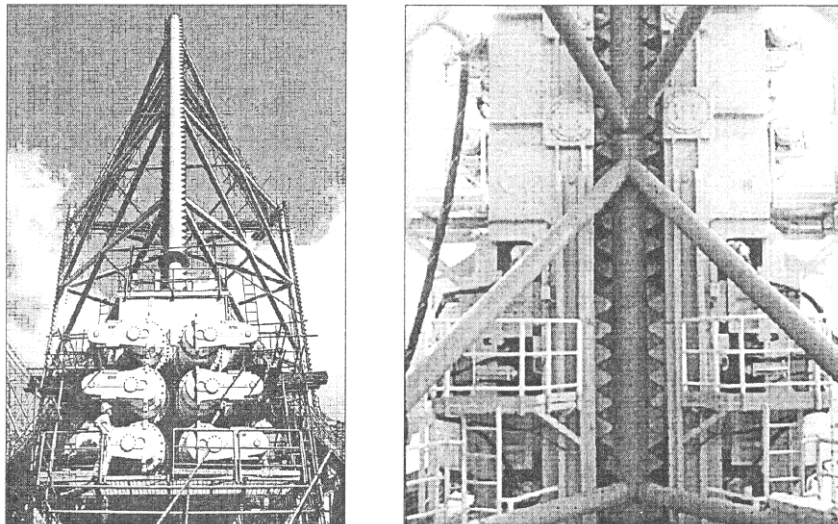


Рисунок 1.4 – Электромеханический механизм подъема непрерывного типа, примененного на стационарной плавучей буровой установке «Арктическая», спроектированной для эксплуатации в Баренцевом море (месторождения Долгинское, Ленинградское и Русановское), а также в районе полуострова Ямал [120]

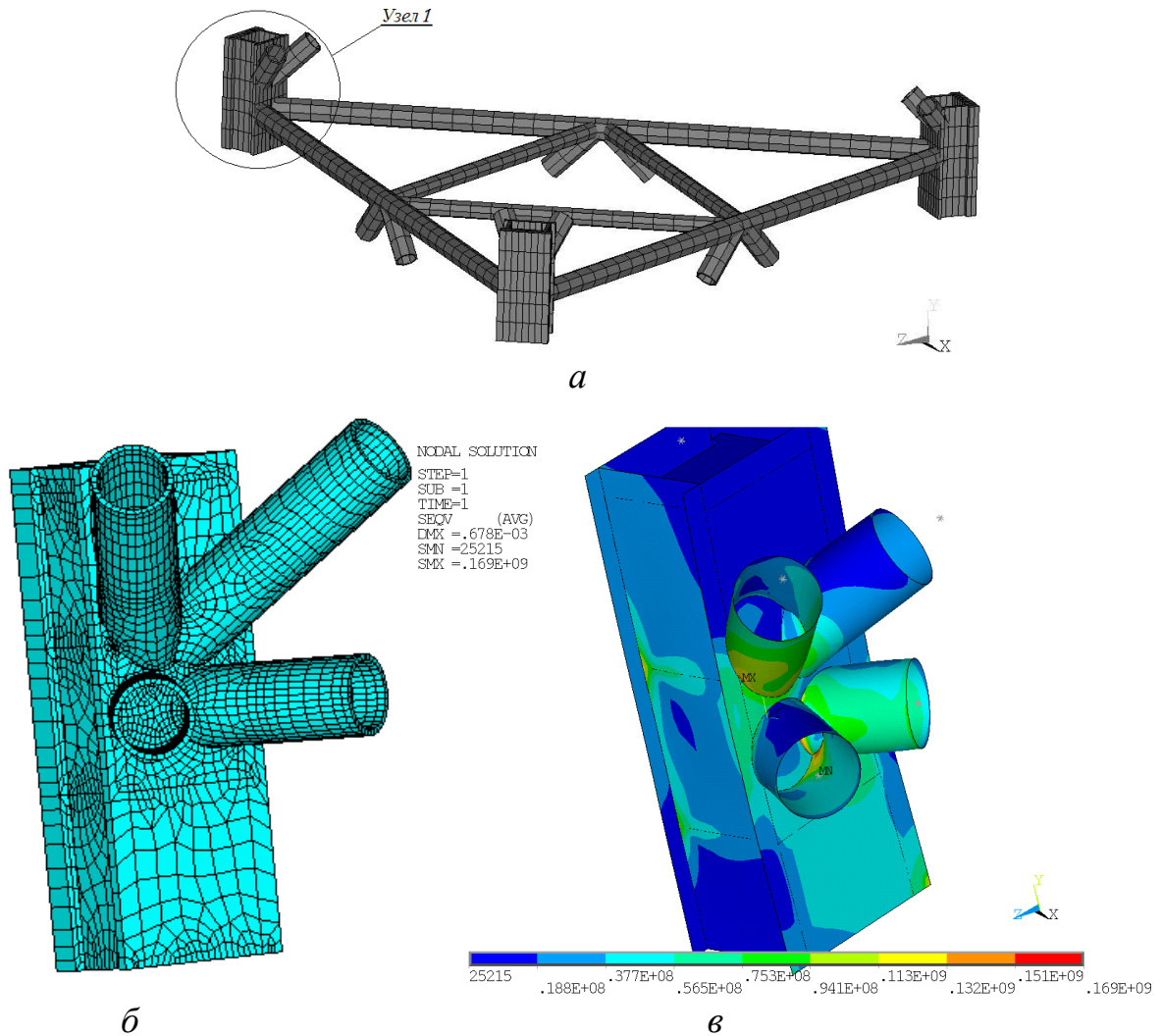


Рисунок 1.5 – Фрагмент конечно-элементной модели ферменной конструкции (а), приведенной на рисунке 1.1б, конечно-элементная модель ее узла 1 (б) и результаты конечно-элементного расчета (в)

### 1.1.2 Штевни судов ледового плавания

Актуальна проблема хрупких разрушений, а также недопустимых повреждений при относительно малых остаточных деформациях и для сварных конструкций штевней судов ледового плавания. В их составе также используется толстолистовой прокат. Толщина стали в штевнях может достигать 100 мм и более. На эти конструкции воздействуют большие внешние силы, вызванные взаимодействием с ледовыми образованиями (в том числе с толстым сплошным льдом и с торосами). Вместе с тем расположенные выше ватерлинии части штевней сильно охлаждаются.

В соответствии с современными технологиями сварные соединения конструкций штевней выполняются при неизбежно большом тепловложении,

что негативно сказывается на росте зерна в зонах сплавления и термического влияния и приводит к снижению трещиностойкости соединений.

Активное освоение Арктического региона наряду с интенсификацией морского трафика по Северному морскому пути ставит перед проектантами морской техники и органами, осуществляющими наблюдение за ее проектированием и эксплуатацией, множество сложных задач, среди которых одной из главных является поиск эффективных технических решений, обеспечивающих высокую экономическую эффективность благодаря достижению компромисса между малой материалоемкостью и эксплуатационной надежностью штевней судов ледового плавания [77]. Традиционно они выполнялись из ковanej или литой стали согласно действующими до 2017 г. требованиям Правил классификации и постройки морских судов РМРС [87], которые распространялись на ледоколы и суда с ледовыми классами Arc5–Arc9. Однако применение сварных конструкций из катаных листов технологически и экономически более целесообразно, что находит отражение в новых проектах и вызывает необходимость научного и технического обоснования возможности применения сварных штевней на ледоколах и судах ледовых классов Arc5-Arc9 с учетом эксплуатации этих объектов в низкотемпературных условиях [45, 46, 81, 82]. Такая возможность была обоснована в научно-исследовательской работе [81, 82], по результатам рассмотрения которой РМРС внес изменения в части II «Корпус» и XIV «Сварка», допустив использование сварных форштевней на судах ледовых классов Arc5-Arc7 (циркулярное письмо РМРС № 314-26-985ц от 22.02.2017 г.).

Анализ современных технологий сварочного производства показывает, что свойства конструкционных и сварочных материалов, допускаемых РМРС для изготовления арктических судов, дает принципиальную возможность обеспечить требования, предъявляемые к штевням правилами классификационных обществ. Исходя из технологических возможностей сварочного производства, а также из существующего опыта применения сварных штевней на судах ледового плавания и ледоколах, может быть сделан

вывод о том, что массивная и геометрически сложная конструкция ахтерштевня крупных судов и ледоколов по-прежнему может быть выполнена только в литом исполнении, в то время как форштевень таких судов технологически может быть изготовлен из свариваемых катаных листов [46, 81, 82]. Конструктивно такой форштевень может быть решен двумя способами: с острыми кромками – из прямых катаных листов, или скругленной формы – из профилированных (гнутых) листов (рисунок 1.6).

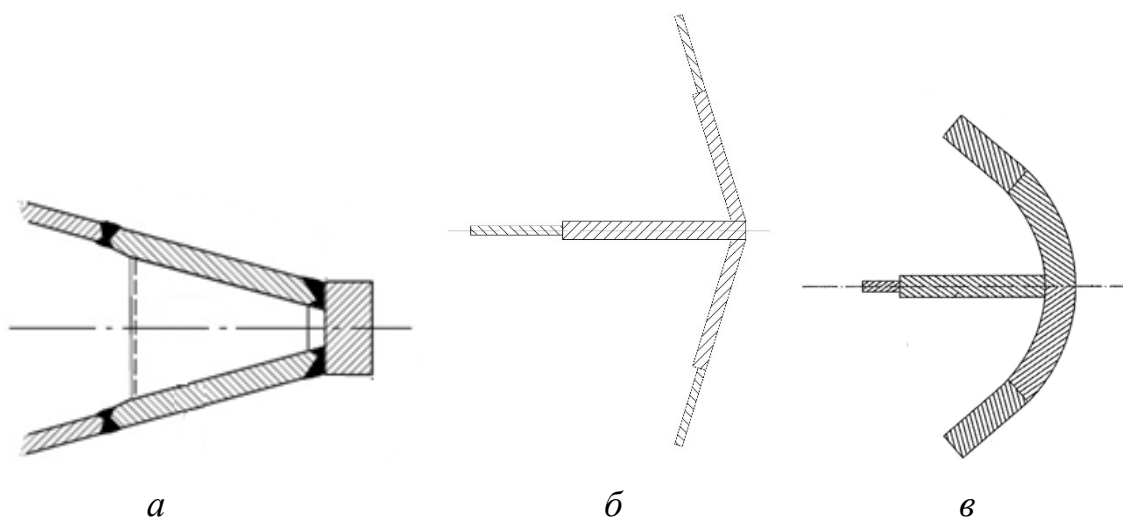


Рисунок 1.6 – Сечения форштевней: *a* – брускового сварного с острыми кромками; *б* – листового сварного с острыми кромками; *в* – листового сварного с профилированным листом.

Для двух проектов – ледокола и судна ледового плавания – выполнен анализ конструкции и прочности форштевня, который показал, что прочность форштевня обеспечивается применением высокопрочной стали, конструктивным оформлением и размерами его элементов: толщиной наружной обшивки, площадью и моментом сопротивления поперечного сечения форштевня [46].

В диссертационной работе предложена методика сравнительного расчета прочности конструкций литого и аналогичного сварного штевней (рисунок 1.7), основанная на положении, что при соблюдении всех технологических требований к процессу сварки и проверке качества сварки в установленном требованиями Правил [87] порядке, сварная конструкция получается

равнопрочной аналогичной литой, а различия таких конструкций заключаются только в их геометрии. Для верификации этой методики были выполнены сравнительные расчеты прочности литых и сварных форштевней в составе носовых оконечностей ледокола «Капитан Драницын» и т/х «Севморпуть» с использованием МКЭ. Согласно изначальному проекту, форштевни ледокола и атомохода представляли собой стальные отливки, имеющие неизменные поперечные сечения в районе переменных ватерлиний (рисунок 1.7 *а, в*). Для этих форштевней были выбраны конструкции аналогов, поперечные сечения которых выполнены из катаных листов, соединенных сваркой (рисунок 1.7 *б, г*). Сравнение геометрических характеристик поперечных сечений литых и сварных вариантов форштевней приведено в таблицах 1.1 и 1.2.

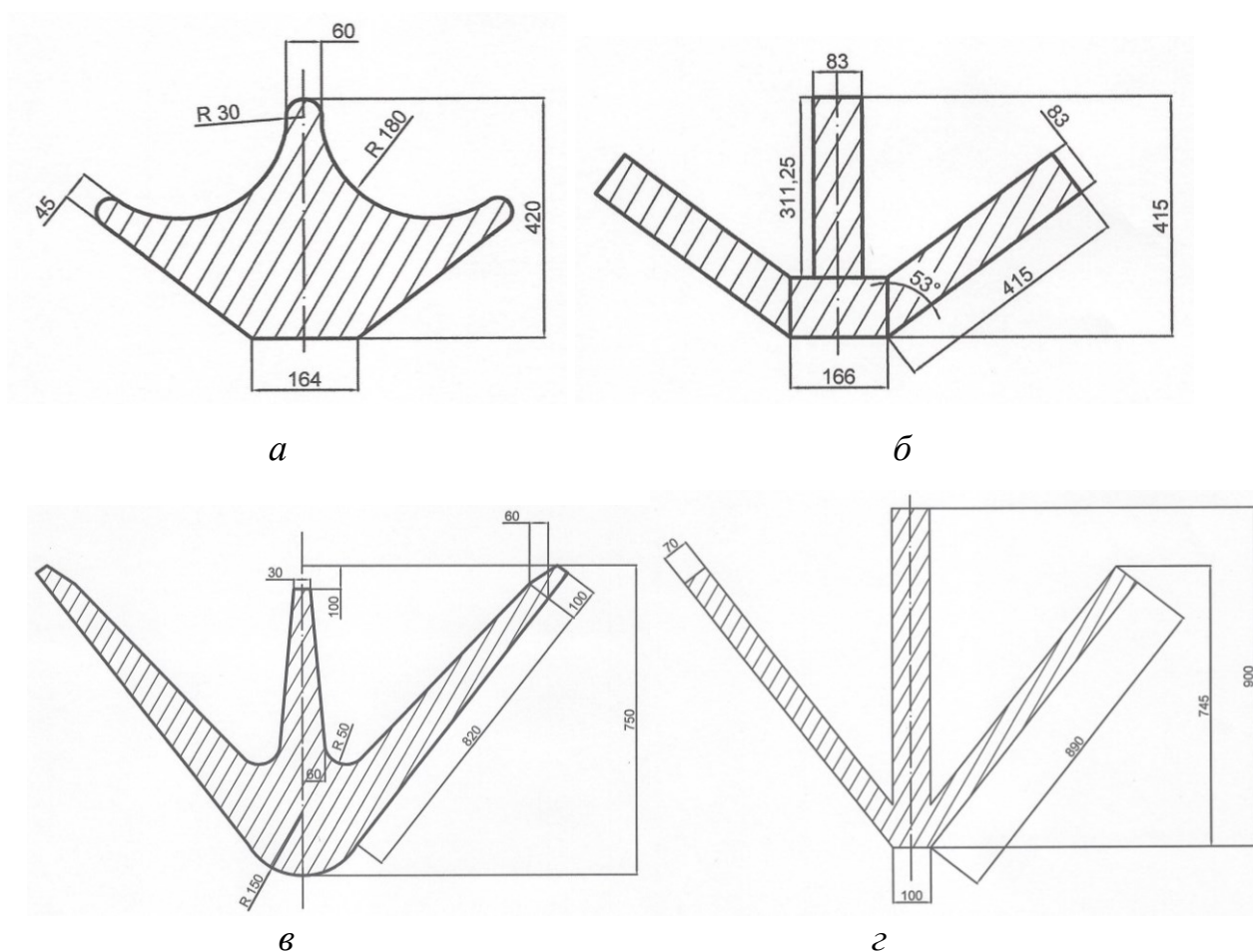


Рисунок 1.7 – Сечения литых (*а, в*) и возможных сварных аналогов (*б, г*) форштевней ледокола «Капитан Драницын» (*а, б*) и а/х «Севморпуть» (*в, г*)

Таблица 1.1 – Геометрические характеристики поперечных сечений литого и сварного вариантов форштевной ледокола «Капитан Драницын»

Параметр	Обозначение, размерность	Литой	Свар-ной	Отношение (3)/(4)
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)
Площадь поперечного сечения	$S, \text{ см}^2$	1150	1066	1,08
Момент инерции	$J_{xx}, \text{ см}^4$	83809	99435	0,84
Центр тяжести	$CG_y, \text{ см}$	15,65	17,03	0,92
Момент сопротивления	$W=(J_{xx}/ CG_y), \text{ см}^3$	5355	5837	0,92
Толщина листа	$s, \text{ мм}$	-	83,00	-

Таблица 1.2 – Геометрические характеристики поперечных сечений литого и сварного вариантов форштевной а/х «Севморпуть»

Параметр	Обозначение, размерность	Литой	Сварной	Отношение (3) / (4)
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)
Площадь поперечного сечения	$S, \text{ см}^2$	2627,9	2093,2	1,25
Момент инерции	$J_{xx}, \text{ см}^4$	833810	1080600	0,77
Центр тяжести	$CG_y, \text{ см}$	35,04	41,69	0,84
Момент сопротивления	$W=(J_{xx}/ CG_y), \text{ см}^3$	23796	25919	0,92
Толщина листа	$s, \text{ мм}$	-	70,00 / 100,00	-

## 1.2 Стальные сплавы для морской техники с низкотемпературными условиями эксплуатации

При традиционном подходе к расчету прочности обычно учитывают два главных параметра конструкционного материала (стали) – пределы прочности и текучести. Однако реальная прочность конструкций зависит от более значительного числа факторов. К ним, в частности, относится фактическая толщина материала, которая влияет на свойства материала и на несущую способность данного сооружения (особенно при низких температурах), поэтому правила классификационных обществ предъявляют требования к качеству стальных материалов с учётом толщины используемого проката.

Важной особенностью низколегированных сталей, применяемых для конструкций арктической морской техники, является наличие вязко-хрупкого перехода при низких температурах, то есть возможна высокая вероятность хрупких разрушений при расчетных температурах  $T_p$ , если для предотвращения их не будут приняты специальные меры. В зависимости от климатических условий эксплуатации морской техники к ее материалам предъявляются требования к температуре перехода материала от упруго-пластического поведения к хрупкому. Эту температуру различные авторы и организации определяют различными способами. Традиционно она определяется по результатам испытаний образцов Шарпи на ударный изгиб [16, 26, 39, 57, 89, 92, 93]. При этой температуре, обозначаемой через  $T_0$ , энергия, затраченная на разрушение, должна быть не менее установленной величины (обычно 28 Дж) [120, 204]. Температура перехода может альтернативно определяться как соответствующая такой поверхности излома образцов, при которой разрушение на 50 % представляет собой присущий вязкому разрушению волокнистый вид и на 50 % зернистую структуру, характерную



для хрупкого разрушения. Цель определения температуры перехода состоит в том, чтобы установить некоторый предел опасности возникновения хрупкости в материале. В правилах РМРС [87, 88] определение температуры вязко-хрупкого перехода предусматривает испытание полнотолщинных образцов на разрушение при статическом трёхточечном изгибе. При этом температура вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$  соответствует 70%-ной вязкой составляющей на поверхности излома образца.

Однако, если рассматривать эту проблему в контексте проекта сооружения, температура перехода не будет аналогична «нижней безопасной температурной границе» хрупких разрушений. Необходимо учитывать, что на эту температуру будут влиять также технологические дефекты и концентрация напряжений в конструкции.

Уравнения для предела текучести  $\sigma_m$  и температуры перехода имеют следующий вид [120]:

$$\sigma_m = 88 + 37 (\%Mn) + 83 (\%Si) + 2918 (\%N_{\text{dissolved}}) + 15,1 (d_3^{-1/2}) + \Delta RU, \text{ (MPa)};$$

$$T_0 = -19 + 44 (\%Si) + 700 (\%N_{\text{dissolved}})^{1/2} + 2,2 (\%pearlite) - 15,1 (d_3^{-1/2}) + 0,3 \Delta RU, \text{ (}^\circ\text{C)}.$$

Перлит содержит углерод и согласно приведенным уравнениям не влияет на предел текучести (однако увеличение содержания в структуре материала перлита способствует сохранению вязких свойств стального сплава при температурах от минус 40°C до минус 50°C). Множители после констант учитывают присутствие марганца, кремния и азота в феррите (железной руде), а другие множители учитывают размер зерен в феррите  $d_3$  (в мм),  $\Delta RU$  - шероховатость материала.

Температура перехода оказывается примерно на 40°C ниже для стальных сплавов с мелкозернистой структурой, чем для более крупнозернистых структур. Этот факт влияния размера зерен был установлен в работах, проведенных еще в 1950-х годах Холл - Петчем. Мелкозернистая структура не обязательно означает повышенное содержание феррита и углерода, которое в сочетании с пониженной температурой перехода улучшает сварочные качества и работоспособность при более низких температурах.

Категории сталей при различных расчетных температурах представлены в таблице 1.3.

Таблица 1.3 - Категории сталей, соответствующие различным расчетным температурам [120]

Конструктивные элементы	Категория стали	Расчетная температура материала конструкции, °C						
		0	-10	-20	-30	-40	-50	-60
		Толщина стенки элемента конструкции, мм, не более						
Второстепенные	A	30	20	10	-	-	-	-
	B	40	30	20	10	-	-	-
	D	50	50	45	35	25	15	-
	E	50	50	50	50	45	35	25
	F	50	50	50	50	50	15	45
	AH	40	30	20	10	-	-	-
	DH	50	50	45	35	25	15	-
	EH	50	50	50	50	45	35	25
	FH	50	50	50	50	50	50	45
	AQ	40	25	10	-	-	-	-
	DQ	50	45	35	25	15	-	-
	EQ	50	50	50	45	35	25	15
FQ	50	50	50	50	50	45	35	
Основные	A	20	10	-	-	-	-	-
	B	25	20	10	-	-	-	-
	D	45	40	30	20	10	-	-
	E	50	50	50	30	20	10	-
	F	50	50	50	-	-	-	-
	AH	25	20	10	-	-	-	-
	DH	45	40	30	20	10	-	-
	EH	50	50	50	40	30	20	15
	FH	50	50	50	50	50	40	30
	AQ	20	-	-	-	-	-	-
	DQ	45	35	25	15	-	-	-
	EQ	50	50	45	35	25	15	
FQ	50	50	50	50	45	35	25	

Продолжение таблицы 1.3

Конструктивные элементы	Категория стали	Расчетная температура материала конструкции, °С						
		0	-10	-20	-30	-40	-50	-60
		Толщина стенки элемента конструкции, мм, не более						
Специальные	B	15	-	-	-	-	-	-
	D	30	20	10	-	-	-	-
	E	50	45	35	25	15	-	-
	F	50	50	50	45	35	25	15
	AH	15	-	-	-	-	-	-
	DH	30	20	10	-	-	-	-
	EH	50	45	35	25	15		
	FH	50	50	50	50	40	30	20
	DQ	25	15	-	-	-	-	-
	EQ	50	40	30	20	10	-	-
	FQ	50	50	30	40	30	20	10

### 1.3 Изменение свойств металлов и сварных соединений при понижении температуры

О свойствах сталей при низких температурах обычно судят, сравнивая их свойства при комнатных температурах (порядка плюс 20°C). Различают характеристики сталей, устанавливаемые при статическом нагружении гладких образцов (предел текучести  $\sigma_m$ , предел прочности  $\sigma_6$ , напряжение отрыва  $S_{отр}$ , относительное остаточное удлинение образцов при разрыве, поперечное сужение) и характеристики металлов, получаемые при испытаниях стандартных образцов с надрезами при статическом или ударном нагружении. У подавляющего большинства сталей наблюдается увеличение пределов прочности и текучести при понижении температуры (рисунок 1.8) [39, 55, 66].

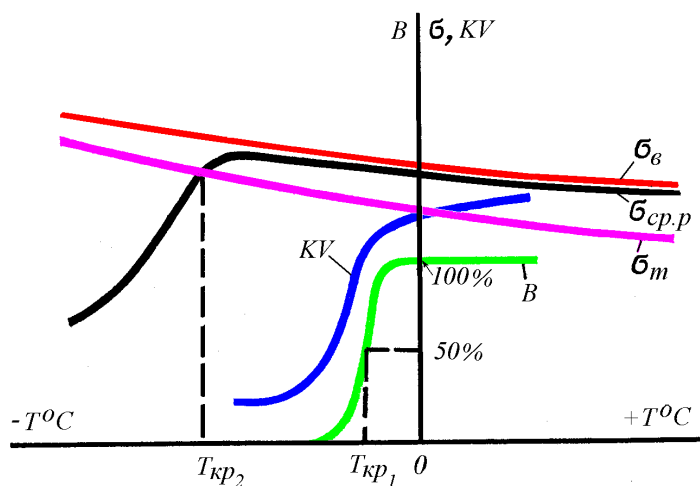


Рисунок 1.8 – Характер изменения доли площади с волокнистым изломом  $B$  (%), работы разрушения  $KV$ , предела текучести  $\sigma_m$ , предела прочности  $\sigma_6$  и среднего разрушающего напряжения  $\sigma_{ср.р}$  для стыкового сварного соединения в зависимости от температуры испытания для сталей [66]

Казалось бы, эти изменения свойств можно использовать для назначения более высоких уровней допускаемых напряжений и, соответственно, для облегчения конструкций. Однако на практике это сделать пока не удастся. Во-первых, многие конструкции эксплуатируются примерно при одинаковых уровнях внешних нагрузок как при низких, так и при повышенных

температурах, что заставляет ориентироваться на более низкие значения пределов  $\sigma_m$  и  $\sigma_e$ . Во-вторых, почти во всех деталях и конструкциях имеется концентрация напряжений, а при понижении температуры чувствительность многих металлов к надрезам резко возрастает и делает неоправданным назначение более высокого уровня напряженности конструкций. На первый план выступает либо сопротивляемость хрупким разрушениям, либо сопротивляемость вязким разрушениям, происходящим в условиях трехмерности напряженного состояния в зонах концентрации напряжений и существенного стеснения пластического деформирования металла в этих зонах. Лишь в редких случаях (например, в конструкциях криогенной техники), когда максимальные эксплуатационные нагрузки действуют только при низких температурах и применяются металлы со слабой чувствительностью к концентрации напряжений, повышение допускаемых напряжений может быть оправданным.

На характер изменения свойств металлов при понижении температуры влияет множество факторов – вид кристаллической решетки, химический состав, величины зерна, термическая обработка. Обычно модуль упругости сталей слабо повышается.

Отметим некоторые особенности в изменении свойств металлов при понижении температуры.

1. Пластичность конструкционных углеродистых и низколегированных сталей при отсутствии концентраторов обычно уменьшается слабо.

2. Сопротивление усталости при переменных нагрузках в большинстве случаев возрастает.

3. Чувствительность к концентрации напряжений при острых надрезах проявляется наиболее сильно, а ударная вязкость  $KV$  (работа разрушения) уменьшается наиболее заметно у углеродистых и низколегированных сталей (сталей повышенной прочности), которые имеют хорошо выраженную область температур перехода от вязкого к хрупкому разрушению.

Наличие существенной зависимости от температуры основных характеристик сталей, используемых для создания арктической морской техники (повышение пределов прочности и текучести с понижением расчетной температуры  $T_p$ , снижение при этом критического раскрытия трещины  $\delta_{cr}$  и других характеристик трещиностойкости, предельных пластических деформаций в концентраторах напряжений, соответствующих началу разрушения и др.) может быть учтено при создании нового метода расчета низкотемпературной прочности конструкций.

Понятие хрупкого разрушения в первую очередь принято связывать с энергоемкостью распространения разрушения (например, с глубиной зоны пластических деформаций, возникающей при прохождении трещины, и значением пластической деформации у поверхности разрушения). При значительной пластической деформации, возникающей как на поверхности, так и в глубине, поверхность разрушения волокнистая. При отсутствии пластической деформации или крайне малом ее значении поверхность излома выглядит как кристаллическая.

Если вся поверхность излома волокнистая, то такие разрушения считают вязкими. Признаком хрупкого разрушения является кристаллическая поверхность излома. Промежуточное положение занимают *полухрупкие* разрушения, у которых часть поверхности имеет кристаллический, а часть поверхности – волокнистый излом. Понижение температуры, увеличение концентрации напряжений и увеличение скорости нагружения способствуют переходу от вязких форм разрушения к хрупким.

Высокая надежность сварных соединений и элементов сварных конструкций при пониженных температурах решающим образом зависит от их способности сопротивляться хрупким разрушениям.

Рассмотрим основные методы оценки свойств металлов при изменении температуры в связи с возможным их охрупчиванием. Наиболее простым и распространенным методом оценки изменения свойств является испытание образцов с надрезом (образцов типа Шарпи) на ударную вязкость [39, 41, 63,

73, 101]. При этом испытании выявляется как абсолютный уровень ударной работы разрушения  $AV$ , который довольно сильно зависит от типа и остроты надреза, так и характер разрушения – вязкий или хрупкий (рисунок 1.8). Чем острее надрез, крупнее зерно, больше размеры образца и выше скорость нагружения, тем правее и ниже располагается кривая  $KV$ . Так же смещается и кривая  $B$ , характеризующая изменение доли площади поверхности разрушения испытанного образца с волокнистым изломом при варьировании температуры. На этой кривой часто указывают так называемую первую критическую температуру  $T_{кр1}$ , при которой площадь волокнистого излома составляет 50 %. При испытаниях на ударный изгиб образцов Шарпи часто определяют и верхний порог хладноломкости – температуру, при которой полностью исчезают в изломе образцов хрупкие участки. Этот порог существенно зависит от условий сварки (погонной энергии сварки, температуры окружающей среды) (рисунок 1.9) и от марки используемых электродов [66].

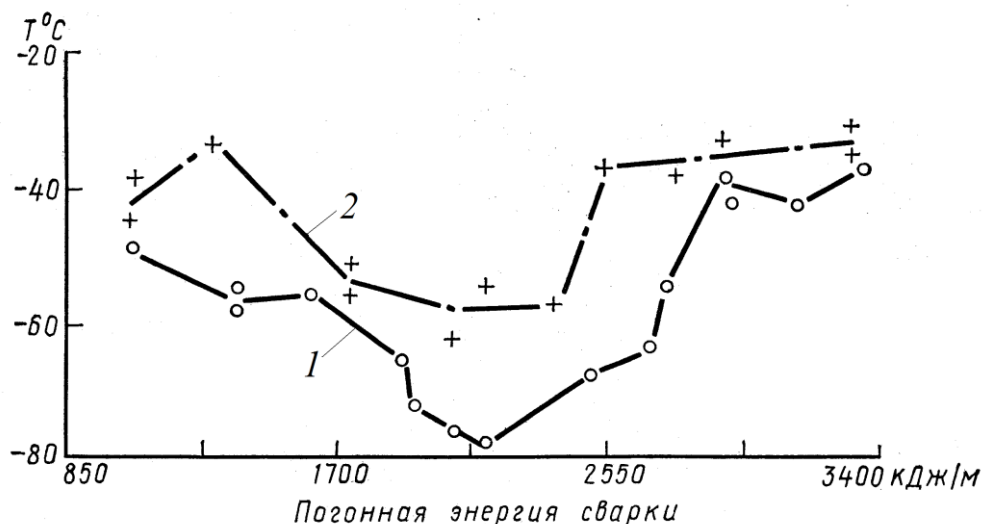


Рисунок 1.9 – Верхние пороги хладноломкости металла шва при сварке электродами УОНИ 13/45: 1 – сварка при температуре внешней среды плюс 20°C; 2 – сварка при температуре минус 45°C.

Для характеристики работоспособности сварных соединений часто прибегают к оценке хладноломкости по методу Кинцеля [72, 73], состоящему в испытаниях при различных температурах пластины на трехточечный ударный

изгиб пластины по схеме, изображенной на рисунке 1.10. Применение сварки приводит к тому, что:

- образуется зона термического влияния (ЗТВ) сварного шва с изменением структуры материала и ростом зерна, приводящем к понижению предельной пластичности металла в этой зоне по сравнению с основным металлом [39, 66];
- в результате неравномерного нагрева и охлаждения возникает поле остаточных напряжений и деформаций, которое в элементах достаточно большой толщины является объемным;
- термопластический цикл сварки, зависящий от её скорости и тепловложения, создает пластическую деформацию металла в районе шва, что ограничивает предельную пластичность предварительно поврежденного этим циклом металла [39, 66];
- сварной шов создает геометрическую концентрацию напряжений за счет его общей конфигурации, при этом параметры этой концентрации являются случайными величинами. Кроме того, возможные внутренние случайные дефекты шва способны снизить предельную пластичность материала. Многими исследователями отмечается, что природа сварного узла такова, что разделить влияние этих факторов (уровней концентрации и наличия дефектов) на прочность при низких температурах, практически невозможно. Поэтому комплексную оценку влияния всех факторов можно выполнить только путем испытания натуральных образцов сварных соединений.



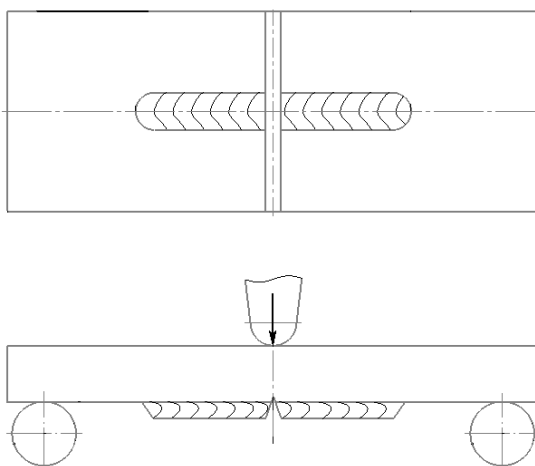


Рисунок 1.10 – Испытание образца на изгиб весом падающего груза

В работе [73] выполнен анализ влияния сварки стали марки Ст3 на ее склонность к хрупкому разрушению. Производились испытания образцов (с наплавкой и без неё) на статический изгиб по методу Кинцеля при температурах до минус  $60^{\circ}\text{C}$ . В образцах с наплавкой надрез пересекал все характерные зоны сварного соединения (термического влияния, основного металла и наплавленного металла). Результаты оценки максимальной температуры, при которой наблюдалось хрупкое разрушение образцов, представлены на рисунке 1.11.

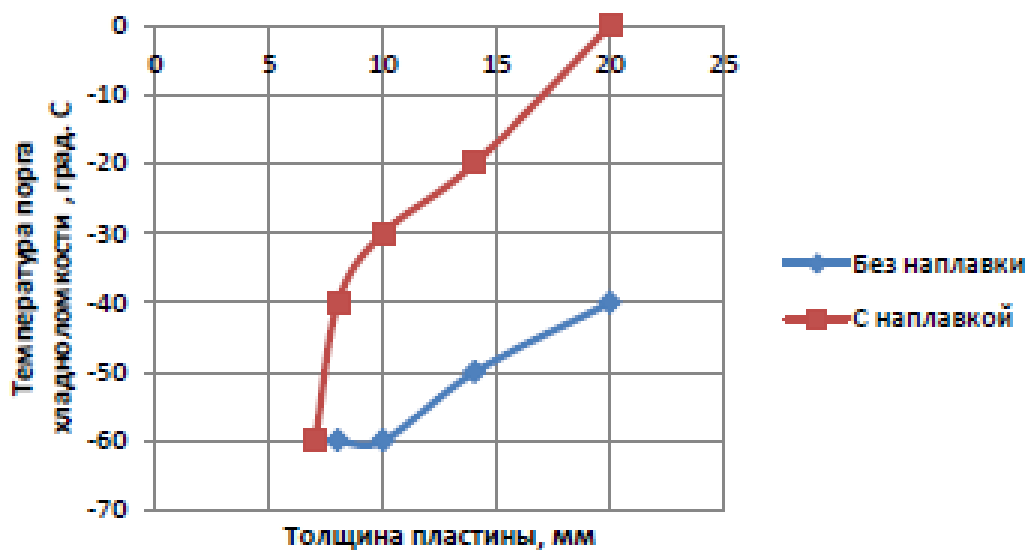


Рисунок 1.11 – Результаты оценки нижнего порога хладноломкости путем испытания образцов с различными толщинами по методу Кинцеля [73]

Графики на рисунке 1.11 показывают, что порог хладноломкости толстых образцов (толщиной более 7 мм), изготовленных с применением сварки значительно ниже, чем у образцов без наплавки. С увеличением толщины испытываемого образца температура порога хладноломкости повышается, что подтверждает наличие существенного масштабного эффекта.

#### **1.4 Требования к материалам и сварным соединениям арктической морской техники**

Действующие нормативные требования, используемые при сертификации конструкций арктических судов и нефтегазодобывающих платформ, сформулированы в правилах классификационных обществ [87, 88, 196, 198]. Они сводятся к проверке и регламентации свойств материалов и сварных соединений при низких температурах.

Наличие вязко-хрупкого перехода у материалов и сварных соединений конструкций при низких температурах делают актуальной проблему предотвращения хрупких разрушений морской техники. Отсутствие мер по такому предотвращению приводит к крупным авариям и катастрофам, имевшим место, например, при эксплуатации судов типа «Либерти». Вследствие этого для арктических нефтегазодобывающих платформ в правилах классификационных обществ и национальных стандартах принято формировать систему повышенных требований к их материалам и, в частности, к вязкости разрушения. Последнее находит отражение как в правилах классификационных обществ [87, 88, 195-198], так и в требованиях национальных стандартов [21].

В соответствии с Правилами классификации и постройки морских судов РМРС [87], суда, удовлетворяющие требованиям к длительной эксплуатации при низких климатических температурах, могут получить к основному символу класса дополнительный знак WINTERIZATION(DAT), где в скобках указывается расчетная температура внешней среды, обычно определяемая как минимальная суточная температура, достигаемая за пятилетний период. Например, DAT должна быть не выше минус 40°C для ледоколов классов Icebreaker7 – Icebreaker9 и судов ледового плавания классов Arc7 – Arc9 [87]. Правила РМРС предусматривают для таких конструкций применение соответствующих марок стали с верхним индексом «Arc» и числовым значением DAT в градусах Цельсия. Такие стали могут применяться до указанной температуры без ограничений. Данная практика поддерживается

российской системой сертификации материалов, включающей несколько видов испытаний на хладостойкость в соответствии с требованиями РМРС.

Требования Правил РМРС [87, 88] формулируются с учетом характера эксплуатационной нагруженности рассматриваемой конструкции или ее элемента и тяжести последствий при разрушении. Последний фактор учитывается с помощью разделения элементов конструкции на категории: специальные, основные и второстепенные. При установлении категории связи обращается внимание и на нагруженность узла (таблица 1.4). В итоге рассматривается следующая дифференциация элементов:

*A* – элементы, нагружаемые циклическими растягивающими или знакопеременными напряжениями и имеющие высокий уровень конструктивной концентрации напряжений, а также элементы, для которых возможны динамические нагрузки;

*B* – элементы, нагружаемые циклическими растягивающими или знакопеременными напряжениями, не имеющие конструктивной концентрации напряжений и не испытывающие динамических нагрузок;

*B* – элементы, нагружаемые преимущественно статически.

Таблица 1.4 – Выбор уровня требований к вязкости и хладостойкости

Категория по характеру нагружения	Категория по степени ответственности		
	Специальные	Основные	Второстепенные
<i>A</i>	уровень 1	уровень 2	
<i>B</i>			
<i>B</i>		уровень 3	

В соответствии с целевыми установками разработчиков Правил [87, 88] уровень требований 1 должен обеспечивать высокую сопротивляемость инициированию разрушения и, гарантировать условия торможения трещины (для основного металла). Уровень требований 2 должен обеспечивать повышенную сопротивляемость инициированию разрушения; специальные

требования по торможению трещины не назначаются. Уровень требований 3 должен обеспечивать отсутствие хрупких разрушений от дефектов технологического происхождения без учета их возможного подроста при эксплуатации и без учета возможности охрупчивания материала при динамическом нагружении.

Для уровня требований 3 существующая система регламентации работы удара (ч. XIII «Материалы» и ч. XIV «Сварка» Правил РМРС [87]) должна обеспечивать условие предотвращения хрупкого разрушения. В остальных случаях для материала больших толщин предусматривается расширение перечня аттестационных испытаний и критериев качества. При этом для выполнения условий торможения трещины в основном металле при обеспечении уровня 1 считается возможным ограничить объем испытаний на статическую трещиностойкость аттестацией металла сварных соединений; для уровня 2 считаются необходимыми данные по статической трещиностойкости как для основного металла, так и для металла ЗТВ и металла шва, поскольку критерии качества для них устанавливаются различными.

Полный объем испытаний обычно включает определение химического состава, микроструктуры, стандартных свойств (включая испытания на растяжение в полной толщине), а также специальные испытания по определению применимости стали по хладостойкости (испытания по определению критических температур вязко-хрупкого перехода) [3]. Российская практика сертификации предусматривает следующие виды испытаний для проверки хладостойкости стали [3]:

- общепринятое построение зависимостей работы, затрачиваемой на ударное разрушение образцов Шарпи, от температуры;
- испытания на вязкость разрушения при нескольких температурах для определения температурного диапазона, в котором удовлетворяются требования по критическому раскрытию трещины в ее вершине (оценка характеристики трещиностойкости материала CTOD – Crack-Tip Opening Displacement);

- определение температуры нулевой пластичности (NDT – Nil Ductility Transition) по стандарту ASTM E208 [124], то есть максимальной температуры, при которой стандартные образцы хрупко разрушаются при ударном трехточечном изгибе (рисунок 1.10);
- определение температуры вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$  (критической температуры, определяемой на полнотолщинных образцах с надрезом, подвергаемых статическому трёхточечному изгибу), которая соответствует 70 %-ной вязкой составляющей в изломе образцов.

Используемый в российском судостроении метод механических испытаний для определения  $T_{KB}$  предназначен для проверки условий распространения и остановки трещины, а круглый надрез приводит к достижению предельной несущей способности образцов, то есть накоплению при испытании такого количества упругой энергии, когда энергия, высвобождаемая при продвижении трещины, не зависит от условий ее срагивания. Метод был тщательно изучен для определения значимых факторов, влияющих на результаты испытаний [3]. Для обеспечения стабильности и повторяемости результатов испытаний предусмотрена градация размеров образца и строгая регламентация условий нагружения. Принятая процедура испытаний для определения  $T_{KB}$  описана в Правилах РМРС [88]. Хотя этот вид испытаний в большинстве случаев дает наиболее консервативную оценку хладостойкости металла листового проката, он, все же, не может заменять другие виды испытаний при сертификации.

Современные требования РМРС, сформулированные с учетом опыта, накопленного за последнее десятилетие, реально выполнимы для серийно выпускаемых сталей повышенной и высокой прочности, как это показано на рисунке 1.12.

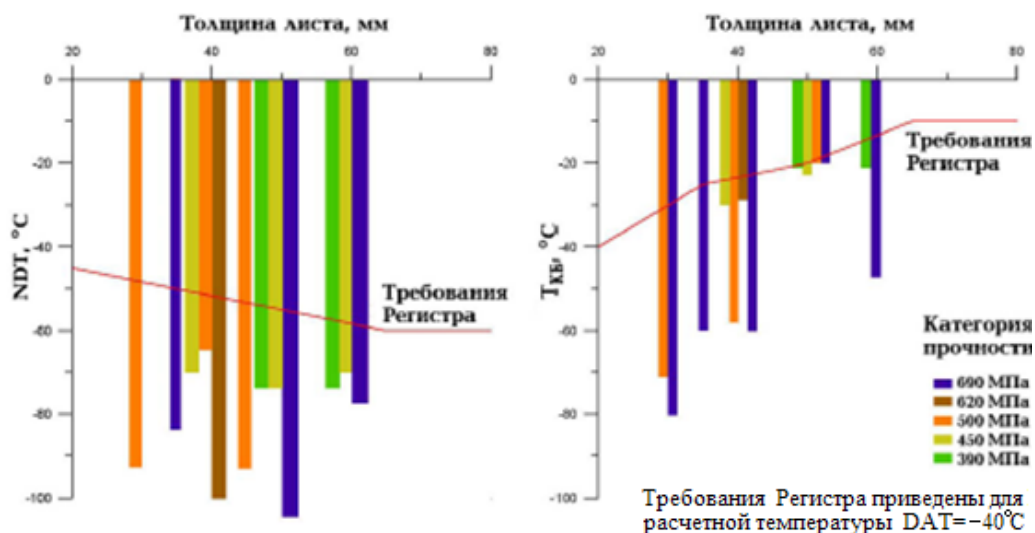


Рисунок 1.12 – Критические температуры  $NDT$  и  $T_{KB}$ , достижимые сталями серийного производства

Выбор корпусных материалов для судов ледового плавания, ледоколов и морских сооружений для эксплуатации на нефтегазовых месторождениях арктического шельфа России должен обеспечиваться системой нормативных требований к их качеству, направленных на предотвращение хрупких разрушений конструкций. Для арктических нефтегазодобывающих платформ в правилах классификационных обществ и национальных стандартах принято формировать систему повышенных требований к их материалам и, в частности, к вязкости разрушения. При некоторых различиях отдельных документов, в целом эта тенденция сводится к следующему [17]:

1. Устанавливаются требования к работе удара  $KV$  (общие для многих классификационных обществ) в виде функции

$$KV = 0,1\sigma_m,$$

где работа  $KV$  выражена в Дж, предел текучести  $\sigma_m$  в МПа.

При этом для арктических платформ устанавливаются более жесткие (по сравнению с корпусом судна) ограничения на предельные толщины листов конструкций, которые могут быть использованы в данном температурном диапазоне. Устанавливаются также требования к температуре испытаний  $T_u$  по определению работы  $KV$ , определяющей выбор температурной категории стали по зависимости типа

$$T_u = T_p - |\Delta T|,$$

причем температурный запас  $\Delta T$  (по отношению к расчетной температуре эксплуатации  $T_p$ ) выбирается в зависимости от толщины листов и степени ответственности конструкции. Так, например,  $\Delta T = - 20^\circ\text{C}$  для стали категории D,  $\Delta T = - 40^\circ\text{C}$  для категории E и т.д.

Величина  $\Delta T$  для наиболее ответственных элементов конструкции при изменении толщины  $t$  в диапазоне от 20 до 50 мм составляет  $10\text{-}35^\circ\text{C}$  (а по отдельным зарубежным нормативным документам – достигает  $40^\circ\text{C}$ ).

2. Наряду с требованиями по величине  $KV$  сопротивляемость стали хрупкому разрушению оценивается по дополнительным видам испытаний: для основного металла – определяется температура нулевой пластичности  $NDT$ , которая должна быть равна или ниже температуры эксплуатации; для материала сварных соединений – вводится процедура определения критического раскрытия вершины трещины CTOD при температуре  $T_p$ . Регламентация величины  $\Delta T$  по пробе  $NDT$  ( $\Delta T_{NDT}$ ), а также требования по уровню критического раскрытия трещины CTOD в большинстве случаев оставляются на усмотрение заказчика. Однако в некоторых документах имеются конкретные указания: значение  $\Delta T_{NDT}$  также назначается как функция толщины, а регламентируемый уровень CTOD обычно составляет не менее  $0,10\text{-}0,35$  мм, и иногда связывается с толщиной (например, в требованиях канадских стандартов и рекомендациях американского института API).

При разработке обоснованных критериев применимости материала для строительства арктических объектов с предельно низкими температурами эксплуатации (при значениях  $T_p$  от минус 40 до минус  $50^\circ\text{C}$ ) по параметрам вязкости разрушения и хладостойкости необходимо обеспечивать:

- предотвращение распространения трещины при статическом нагружении от дефектов, которые могут присутствовать в конструкции (технологические дефекты, усталостные трещины, развившиеся за период эксплуатации);



- торможение хрупкой трещины, распространяющейся с высокой скоростью. Происхождение такой трещины может быть связано с присутствием локальных охрупченных зон или с местными ударными перегрузками (однако переход разрушения в «динамический режим» не обязательно должен быть связан с динамическим нагружением).

При количественной формулировке первого требования необходимо предложить критерий, обеспечивающий нераспространение некоторого «расчетного» дефекта, а регламентируемыми характеристиками трещиностойкости материала могут быть силовые (критические коэффициенты интенсивности напряжений  $K_c$ ,  $K_{Ic}$ ), энергетические (критические значения  $J$ -интеграла  $J_c$ ,  $J_{Ic}$ ) или деформационные (CTOD) параметры. Однако в работах специалистов-материаловедов [17, 33] показано, что в случае, когда на стандартном образце натурной толщины удастся корректно определить характеристики  $K_c$ ,  $K_{Ic}$ , то это автоматически означает неприемлемость данного материала при  $T_p = T_u$  для конструкций типа арктических платформ, относящихся к сварным нетермообрабатываемым конструкциям с высоким уровнем остаточных напряжений, большой протяженностью сварных швов, не всегда полностью контролируемых, а также с высокой насыщенностью конструктивными концентраторами напряжений. Поэтому при аттестации материалов обычно используют характеристики нелинейной механики разрушения; традиционно в судостроении (в частности, в Правилах РМРС) из-за большей простоты измерений предпочтение отдается определению критического раскрытия вершины трещины  $\delta_{cr}$  (CTOD). Важно отметить, что характеристику материала CTOD не удастся достаточно точно выразить через работу  $KV$  из-за различного вида зависимости этих характеристик от температуры [17], хотя установление корреляционной зависимости между ними принципиально возможно для конкретных сталей. Различный характер зависимостей  $\delta_{cr}$  и  $KV$  от температуры представлен на рисунке 1.13.

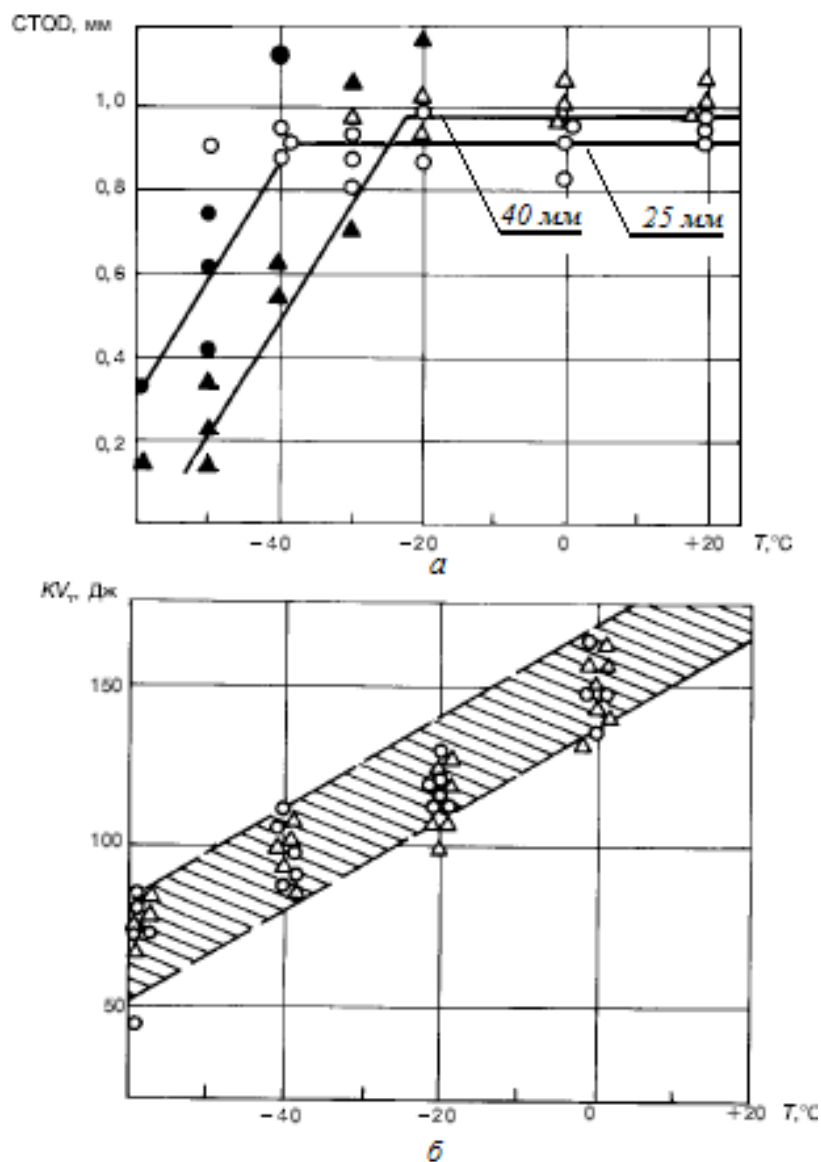


Рисунок 1.13 – Температурные зависимости параметра CTOD (а) и работы удара  $KV$  (б) для образцов из стали марки E36 толщиной 25 мм (экспериментальные точки  $\circ$ ,  $\bullet$ ) и 40 мм (экспериментальные точки  $\Delta$ ,  $\blacktriangle$ ) [17]. Светлые точки на рисунке а соответствуют достижению максимума нагрузки без перехода к нестабильному разрушению, темные – срыву диаграммы деформирования образца.

Работа  $KV$ , затрачиваемая на ударное разрушение образца, не является исчерпывающей характеристикой сопротивляемости стали хрупкому разрушению. Не менее важно при выборе материала принимать во внимание критическое раскрытие вершины трещины  $\delta_{cr}$ . Нормативные требования к этому параметру формулируются следующим образом [17, 33]:

$$\delta_{cr} \geq (1,3 - 1,4) \sigma_m s_{max} / E, \quad (1.1)$$

где  $s_{max}$  – максимальная толщина конструктивного элемента;  $\sigma_m$  – предел текучести;  $E$  – модуль упругости.

Согласно [87], с требуемым значением должна сопоставляться средняя величина  $\delta_{cr}$ ; при этом минимальное значение должно быть не менее 0,7 от среднего – для основного металла и не менее 0,5 – для металла ЗТВ. При невыполнении какого-либо из этих условий минимально необходимый объем испытаний (3 корректных значения CTOD) может быть увеличен до 5 и более, что дает возможность отбросить один минимальный результат. Такое нормирование при наличии большого статистического разброса случайной величины  $\delta_{cr}$ , получаемой экспериментальным способом при температурах, превышающих значения  $T_{KB}$ , препятствует достижению высокого уровня гарантии отсутствия разрушений конструкций. При обычной оценке прочности конструкций принимают во внимание минимальные значения характеристик прочности (пределов прочности и текучести). При этом достигается высокая надежность и безопасность конструкций, а также равнопрочность отдельных элементов. Следуя аналогичному принципу, следовало бы учитывать не средние, а некоторые гарантированные принятой технологией (минимальные) значения  $\delta_{cr}$ .

К настоящему времени накоплен большой опыт проведения испытаний по программам РМРС, включая испытания металла ЗТВ (ЗТВ) судостроительных сталей повышенной и высокой прочности с пределом текучести от 390 до 690 МПа с толщинами до 80 мм. В подавляющем большинстве случаев исследуемые материалы обладали достаточно высокой хладостойкостью, если в качестве критерия хладостойкости рассматривать достигаемый при  $T_d$  уровень работы разрушения при ударном изгибе образцов Шарпи ( $KV$ ). Основным металлом, как правило, соответствовал требованиям для наиболее хладостойкой категории F (норма по  $KV$  выполнялась при минус 60 °С), применяемые сварочные материалы как отечественных, так и зарубежных производителей, соответствовали V категории по хладостойкости (та же

температура контроля  $KI$ ). Тем не менее, результаты испытаний на CTOD при температуре минус 40 °С и ниже для крупнозернистой составляющей ЗТВ и металла сварного шва часто оказывались либо явно неблагоприятными, либо спорными. Характерными их особенностями являются:

- большой разброс значений  $\delta_{cr}$  на порядок и более (достаточно типичным является одновременное получение значений  $\delta_{cr}$  от 0,05 мм до более 1 мм на образцах одной серии; в последнем случае хрупкое разрушение либо не реализуется, либо происходит после значительного вязкого подрастания трещины);
- невозможность отделить результаты испытаний «на свариваемость» крупнозернистой составляющей ЗТВ от результатов испытаний металла шва. При определении трещиностойкости ЗТВ с разметкой надреза по линии сплавления неизбежно попадание фронта исходной усталостной трещины в металл шва. Часто он оказывается более хрупким, чем исследуемый металл ЗТВ, что приводит к ошибочной оценке качества основного металла. Выходом было бы применение для сварки проб заведомо более вязких сварочных материалов, но для литой структуры низколегированного металла шва достижение полностью вязких разрушений при минус 40 °С и ниже остается проблематичным.

Эти проблемы находят в настоящее время отражение и в зарубежной литературе. Из-за истощения углеводородных месторождений Норвежского и Северного морей основное внимание Норвегии и стран ЕС обращено к Арктике, к Баренцеву морю, где расчетные температуры составляют ниже минус 30 °С. В связи с этим отмечается [165], что существующие редакции стандартов Norsok M 101, ISO 19902, ISO 19904-1, регламентирующих строительство конструкций шельфа, фактически не распространяются на столь низкие температуры. Для оценки возможности применения существующих в них критериев по CTOD (близких к указываемым в правилах РМРС) при низких температурах проводились обширные исследования трещиностойкости

металла сварных соединений, выполненных по принятым для офшорных конструкций технологиям. Авторы ряда публикаций, представленных в материалах ежегодной международной конференции ISOPE (International Society of Offshore and Polar Engineers) [164, 165 и др.], приходят к тем же выводам: при температуре испытаний стандартных образцов типа SENB натурной толщины ниже минус 40 °С для металла крупнозернистой ЗТВ и металла сварного шва низколегированных сталей характерно экстремальное рассеяние данных по CTOD с высокой вероятностью получения неприемлемо низкой трещиностойкости.

Из этих результатов делается, в частности, следующее заключение [33]. По мнению авторов этой работы – признанных специалистов ЦНИИ КМ «Прометей» – можно признать, что для условий Арктики к настоящему времени нет материалов и технологий, обеспечивающих уровень трещиностойкости, безусловно гарантирующий предотвращение хрупких разрушений. Для получения положительных результатов испытаний на CTOD необходимы применение сварочных материалов с повышенным содержанием никеля и высоколегированных материалов аустенитного класса, а также ограничение тепловложения при сварке. Однако все эти мероприятия связаны с большими дополнительными затратами на строительство конструкций, и необходимо осознавать, что такие решения возможны лишь после убедительных доказательств их необходимости либо в результате крупномасштабного эксперимента, подтверждающего выбор критерия трещиностойкости в приближенных к натурным условиям, или же после какой-либо аварии, инициированной хрупким разрушением.

Если отвергнуть это заключение, то, по мнению авторов работы [33], необходимо признать, что установленные требования в Правилах [87, 88] требуется подвергнуть корректировке или изменить принятые методики экспериментального определения параметра CTOD ( $\delta_{cr}$ ).

В качестве обоснования такого мнения в работе [33] приводятся результаты определения критических значений  $J$ -интеграла (параметра  $J_c$ ) с помощью образцов различного вида (рисунок 1.14).

Существующая редакция Правил РМРС предусматривает проведение испытаний по методам механики разрушения с использованием образцов типов SENB (single edge notch bend) и СТ (compact tension), включенных в известные стандарты [20, 123, 129]. Тип SENB [123, 129] соответствует типу 4, тип СТ [123, 129] — типу 3 по ГОСТ 25.506-85 [20]. Толщина образца должна быть по возможности приближена к максимальной толщине проката, изготавливаемого по одобренной РМРС технологии для производства Агс-сталей, или к максимальной толщине элементов конструкции, свариваемых с применением технологических процессов сварки, одобренных РМРС. Температура испытаний должна соответствовать минимальной (расчетной) температуре эксплуатации конструкции  $T_p$ . Для районов Арктики  $T_p$  – это минус 40 °С и ниже. Испытания листового проката «на свариваемость» проводятся для металла ЗТВ при расположении исходного фронта трещины в этой зоне или у границы сплавления, сварка осуществляется по разделке с одной прямой кромкой. Наиболее низкие результаты обычно регистрируются для крупнозернистой составляющей ЗТВ у границы сплавления [12]. При оценке качества сварки исходный фронт трещины располагается по оси симметрии стыкового шва. В обоих случаях плоскость надреза перпендикулярна поверхности, направление распространения разрушения – вдоль направления сварки. Кроме образцов типа SENB, испытываемых в условиях трехточечного изгиба, подвергались испытаниям на растяжение образцы с трещинами типа SENT по специальной методике проведения эксперимента и обработки результатов, разработанной в ЦНИИ КМ «Прометей» [33].

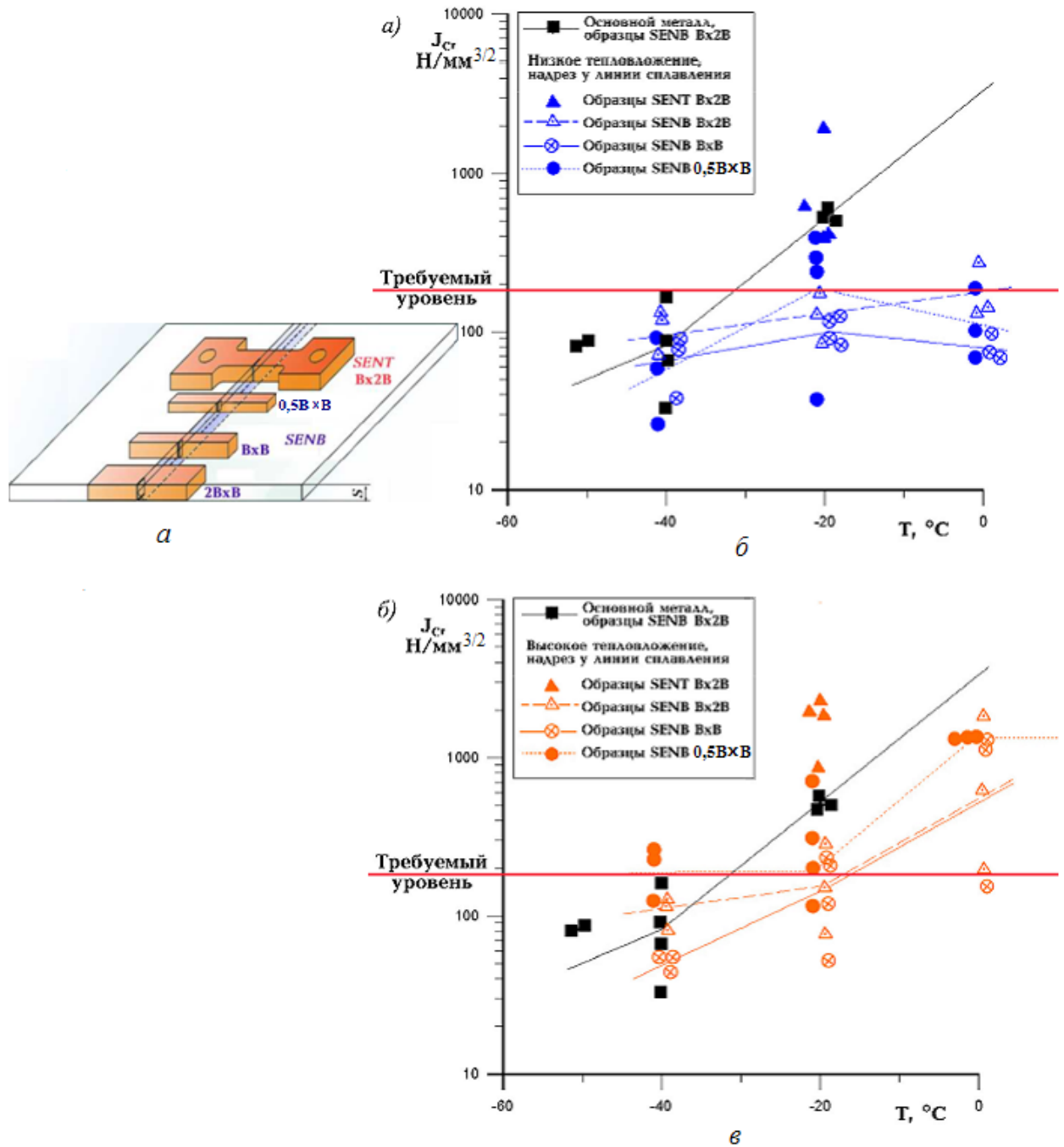


Рисунок 1.14 – Результаты экспериментального определения трещиностойкости стали марки F460W толщиной 60 мм и выполненных из нее стыковых сварных образцов двух типов (типа SENB, испытанных на трехточечный изгиб, и типа SENT, испытанных на растяжение) с различным соотношением размеров поперечного сечения [33]: а – схема вырезки образцов из сварной пробы; б - низкое тепловложение; в - высокое тепловложение.

Для изготовления образцов использовались стыковые сварные пробы из стали марки F460W конвертерного производства ПАО «Северсталь» толщиной 60 мм. Сварку проб производили в нижнем положении материалами фирмы *Oerlikon*, Швейцария, по K-образной разделке, при двух уровнях погонной

энергии. Сварка с низким тепловложением выполнялась порошковой проволокой CITOFLUX R82SR (диаметр 1,2 мм) в смеси газов CO<sub>2</sub>+Ar, для автоматической сварки с высоким тепловложением использовали проволоку OE-SD3 (диаметр 4 мм) и флюс OP 121TT. В таблице 1.5 приведены режимы сварки. Подварку корня шва полуавтоматом использовали перед автоматической сваркой под флюсом.

Таблица 1.5 – Режимы сварки проб под образцы

Режим сварки	Проходы	Сварочный ток $I$ , А	Напряжение на дуге $u$ , В	Скорость сварки $V$ , мм/мин	Погонная энергия, кДж/мм
Полуавтоматическая, низкое тепловложение	1	185	22	300	0,8
	Последующие	240	24	430	0,8
Автоматическая, высокое тепловложение	1- 6	250	26	360	1,0
	Последующие	610	34	360	3,5

Испытывали 4 серии образцов; в образцах всех серий надрез был выполнен перпендикулярно поверхности, направление распространения трещины – вдоль оси шва, т.е. ориентация образцов соответствовала требованиям Правил РМРС.

Для каждого уровня тепловложения при сварке были испытаны:

- серия 1 образцов SENB полной толщины  $B \times 2B$  – 9 шт.;
- серия 2 образцов SENB квадратного сечения  $B \times B$  – 10 шт.;
- серия 3 образцов SENB половинной толщины  $2B \times B$  – 10 шт.;
- серия 4 образцов SENT  $B \times 2B$  – 4 шт.

Размер  $B = 56$  мм для образцов серий 1-3;  $B = 50$  мм для образцов серии 4. Толщина последних образцов ограничена конструктивными особенностями испытательного оборудования (за рубежом испытывают образцы SENT не толще 25 мм из тех же соображений).



Из экспериментальных данных, приведенных на рисунке 1.14, следует, что при температуре испытаний стандартных образцов типа SENB натурной толщины ниже минус 40°C для металла крупнозернистой ЗТВ и металла сварного шва низколегированных сталей характерна очень большая статистическая изменчивость полученных значений критических значений  $J$ -интеграла (параметра  $J_c$ ). Во всём температурном диапазоне испытаний (и особенно в промежутке от минус 40°C до минус 20°C) наблюдается сильная зависимость параметров статической трещиностойкости основного металла и сварных соединений от температуры. Этот же вывод можно сделать и применительно к другой стали (марки Е36) и другой толщине материала на основе данных, приведенных на рисунке 1.13. Наличие существенной зависимости характеристик трещиностойкости сталей и сварных соединений от температуры в области ее значений, заметно превышающих температуру вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$ , делает необходимым ее учет при создании нового метода расчета низкотемпературной прочности конструкций морской техники.

Для основного металла и сварных соединений  $J_c$  принимает неприемлемо низкие значения не только при арктических температурах (порядка минус 40°C и ниже), но и при температурах, характерных для регионов с умеренным климатом (рисунок 1.14).

Приведенные на рисунке 1.14 данные по трещиностойкости сварных соединений свидетельствуют о существенных различиях в результатах испытаний образцов разных серий (типов). Авторы работы [33] объясняют их различием напряженного состояния (параметров жесткости напряженного состояния или его стеснения) в концах трещин образцов различных типов и размеров. Качественный характер зависимости характеристик трещиностойкости от параметра стеснения, приводимый во многих работах, например [33, 202], представлен на рисунке 1.15. Наименьшую жесткость напряженного состояния имеют образцы с центральной трещиной, наибольшую – образцы типов SENB и СТ. Отмеченное различие в результатах испытаний

образцов разных серий, во-первых, делает актуальным, по мнению авторов работы [33], дальнейшую разработку методических вопросов экспериментальной оценки трещиностойкости материалов и сварных соединений для морской техники, которые еще далеки от окончательного решения. Во-вторых, оно свидетельствует о несовершенстве способов экспериментального определения характеристик трещиностойкости сталей и их сварных соединений при низких температурах и о возможности получения с помощью стандартных методов неоднозначных результатов. В такой ситуации выбор вида образцов для оценки характеристик трещиностойкости предпочтительно производить с учетом целей выполняемого с их помощью анализа. Так, например, при анализе распространения поверхностных трещин в направлении, перпендикулярном к плоскости пластины (листа), предпочтительным является использование образцов типа SENB, если их возможное продвижение связано с изгибом. Если такая же трещина может продвигаться за счет действия растягивающих усилий, то нужно использовать образцы типа SENT.

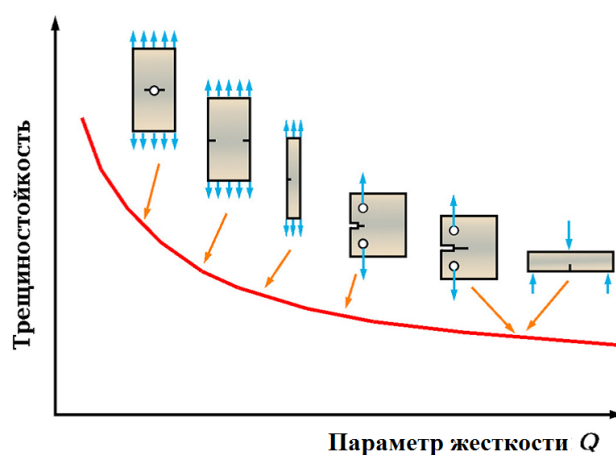


Рисунок 1.15. Трещиностойкость как функция параметра жесткости напряженного состояния  $Q$  [33, 202]

При анализе *проблемы торможения хрупкой трещины*, распространяющейся с высокой скоростью, в отечественном судостроении часто используется понятие «температуры торможения хрупкой трещины»  $T_x$  и

критерием применимости материала является выполнение условия:  $T_p > T_x$  [17]. В такой постановке какие-либо размеры расчетного дефекта, так же, как и значения силовых, энергетических или деформационных параметров трещиностойкости при торможении трещины (например, значение  $K_{Ic}$ ) не рассматриваются. Такой подход подразумевает, что тензотемпературная кривая торможения трещины, экспериментально определяемая при испытаниях крупномасштабных образцов, в узком диапазоне температур является крутовозрастающей, и разрушающие напряжения при  $T > T_x$  превосходят предел текучести даже для больших трещин. Если же вязко-хрупкий переход по данному виду испытаний оказывается не столь резким, то неизбежна иная формулировка критерия безопасности, требующая, так же, как и при анализе статической трещиностойкости, выбора «расчетного» дефекта и определения количественной характеристики способности материала к торможению трещины.

В работах [17, 33] говорится, что требования по торможению трещины должны формулироваться только для основного металла, а требования по статической трещиностойкости – только для металла сварного соединения. Выполнение условия торможения трещины автоматически означает и обеспечение статической трещиностойкости, а предъявление требований по торможению трещины к металлу сварного соединения полагается авторами этих работ чрезмерным. Это утверждение носит явно дискуссионный характер, поскольку известно, что в зонах сплавления и термического влияния возможны неблагоприятные изменения структуры материала и рост зерна, сопровождающийся снижением пластичности шва и напряжений отрыва. Это снижение, а также наличие значительных остаточных сварочных напряжений способствуют распространению трещин именно по металлу сварного соединения. Различие мнений, высказываемых отдельными отечественными и зарубежными специалистами по этому вопросу [39, 66, 206], свидетельствуют о неустановившейся (и не проверенной широкой практикой эксплуатации

арктических объектов) системе нормативных требований к трещиностойкости сталей и сварных соединений.

### **1.5 Принципиальный подход к обеспечению надёжности и безопасности конструкций в процессе эксплуатации морской техники. Оценка технического состояния конструкций [76].**

При принятых в Правилах РМРС [87, 88] нормативах трещиностойкости в качестве нормативного значения  $\delta_{cr}$  должны рассматриваться величины порядка 0,1-0,3 мм, в связи с малостью которых возникает ряд проблем обеспечения эксплуатационной безопасности морской техники. Одна из них относится к надёжному выявлению поверхностных трещин со столь малым раскрытием, которое необходимо осуществлять при строительстве и последующем освидетельствовании технического состояния морских объектов в эксплуатации. Вторая проблема состоит в невозможности в настоящее время обеспечить ограниченность нормативной величиной  $\delta_{cr}$  раскрытие не выявленной при очередном освидетельствовании трещины в условиях ее подрастания в результате циклических силовых воздействий на объект в течение периода времени между очередными освидетельствованиями. Очевидно, что эта проблема может быть решена только при использовании весьма совершенных и, следовательно, очень дорогостоящих методов контроля наличия мелких трещин или при отсутствии циклических нагрузок, способствующих росту трещин. Это обстоятельство делает невозможным использование принципа безопасного повреждения [43] при обеспечении эксплуатационного ресурса и безопасности арктических объектов, несмотря на то, что этот принцип позволяет существенно снизить материалоемкость объектов при сохранении на требуемом уровне эксплуатационной безопасности.

Из сделанных здесь замечаний можно сделать вывод о том, что для обеспечения эксплуатационной безопасности арктических объектов при их создании возможно только использование принципа безопасного ресурса [43]. При таком принципе необходимо с высокой степенью гарантии обеспечивать отсутствие в конструкциях (особенно в элементах типа *A* и *B*) усталостных

трещин и технологических дефектов, способствующих их появлению. В свою очередь, для предотвращения появления усталостных трещин необходима более тщательная отработка узлов конструкций (по сравнению с принятой при создании корпусов судов традиционных типов), определенное снижение их напряженности, достоверное прогнозирование их усталостной долговечности и научно обоснованное назначение её запасов.

### **1.5.1 Классификация объектов контроля технического состояния и основные руководящие документы**

При обобщении международного и отечественного опыта в оценке технического состояния металлических конструкций морской техники (уделяя при этом особое внимание ПБУ и МСП) необходимо принимать во внимание эксплуатационные факторы, обусловленные низкими температурами, ледовыми нагрузками на конструкции и электрохимическим воздействием морской воды. Все объекты морской инфраструктуры, задействованные в работе на шельфе, можно условно разделить на две группы: самоходные (научно-исследовательские суда, танкеры, снабженцы, суда специального назначения и проч.) и несамоходные (плавучие буровые установки (ПБУ), морские стационарные платформы (МСП), морские нефтегазовые причалы и проч.). Очевидно, что условия эксплуатации для этих двух групп неодинаковы, прежде всего в характере восприятия конструкциями внешних нагрузок. Следствием этого могут быть различия в скорости и степени ухудшения технического состояния конструкций подвижных или стационарных объектов. Учитывая специфику их работы в тяжелых ледовых условиях, необходимо принимать во внимание непостоянство положения действующей ватерлинии в различных режимах функционирования и возможность эксплуатации в условиях ледовых воздействий, характерных для ледового класса. Нормативы для оценки технического состояния таких конструкций применительно к морским судам в должной степени отражены в соответствующих правилах классификационных обществ. На основе этих же нормативов (для морских судов) в настоящее время базируются и требования по оценке технического состояния конструкций

ледового пояса ПБУ/МСП. Однако, несмотря на различия в скорости взаимодействия судна и морской платформы со льдом, в настоящее время, ввиду отсутствия должного опыта эксплуатации подобных объектов, применение такого подхода к стационарным и плавучим морским платформам допустимо.

Основными нормативными документами, регламентирующими оценку технического состояния конструкций ПБУ и МСП, являются правила классификации и постройки таких объектов, руководства по техническому наблюдению за ПБУ и МСП в эксплуатации, инструкции по определению технического состояния корпуса, а также документы, разработанные в составе проектов платформ. В этой связи ниже выполнен анализ действующих нормативных документов некоторых классификационных обществ, членом МАКО: Bureau Veritas (BV) Det Norske Veritas – Germanischer Lloyd (DNV GL), American Bureau of Shipping (ABS) и РМРС, под надзором которых находится наибольшее число ПБУ и МСП.

### 1.5.2 Требования Bureau Veritas

В соответствии с документом «Rules for the Classification of Offshore Units» (Pt A, Ch 2, Sec. 1) техническое состояние конструкций ПБУ / МСП оценивается Инспектором при освидетельствовании на основе требований, предъявляемым к конструкциям судов, описанным в документе «Rules for steel ships» (Pt A, Ch 2, App. 3). Из него следует, что допускаемые остаточные *толщины элементов конструкций корпуса* (далее – *толщины*) определяются по формуле

$$t_{\min} = \left(1 - \frac{W}{100}\right) t_{rule}, \quad (1.2)$$

где  $t_{rule}$  – требуемая Правилами толщина элемента, мм (в случае, если нет данных по требуемой толщине, в расчете принимается значение построечной толщины);  $W$  – максимальный допустимый износ связи, проценты.

Приведенные выше требования относятся ко всем объектам, не имеющим в символе класса знака **Polar Class**. Для конструкций ледового пояса объектов с таким знаком, допускаемая остаточная толщина определяется по формуле

$$t_{\min} = t_{\text{net}} + 0,5, \quad (1.3)$$

где  $t_{\text{net}}$  – требуемая Правилами толщина элемента без учета износа, мм.

Годность технического состояния конструкций определяется исходя из трех условий, благодаря которым обеспечивается:

- общая и местная прочность;
- устойчивость конструкции;
- ограничение уровня питтинговой коррозии.

Для контроля технического состояния конструкции в соответствии с требованиями общей и местной прочности каждый конструктивный элемент должен быть рассмотрен по четырем критериям, изменяющимся в зависимости от типа и расположения конструктивного элемента. Для каждого из этих критериев приводятся значения допустимого износа  $W$ :

- для изолированной площади (отдельная часть конструктивного элемента) –  $W = 20-30\%$ ;
- для конструктивного элемента (например, лист настила, балка набора и т.п.) –  $W = 15-20\%$ ;
- для группы связей (совокупность идентичных конструктивных элементов) –  $W = 10-15\%$ ;
- для условного района корпуса, участвующего в общей прочности (в общем случае – районы главной палубы, нейтральной оси и днища) –  $W = 10-15\%$ .

При оценке технического состояния конструкции, исходя из обеспечения ее устойчивости, необходимо руководствоваться таблицей, содержащейся в Правилах BV и приведенной здесь (таблица 1.6), регламентирующей максимально допустимые соотношения соответствующих параметров.



Максимально допустимая глубина питтинговой коррозии в отдельной точке составляет 35 % от построечной толщины. Для зон, в которых интенсивность коррозии больше 50 % (корродированная площадь больше половины всей площади элемента), максимально допустимая глубина коррозии – 20 % от построечной толщины. Для промежуточных значений между отдельными точками и 50 % корродированной площади, максимально допустимая глубина коррозии определяется интерполяцией между 35 % и 20 % согласно таблице 4 пункта 4 [199].

Таблица 1.6 – Максимально допустимые соотношения параметров конструкции для обеспечения устойчивости

Элемент		Отношение	Материал ( $R_{eH}$ )		
			235	315	355, 390
Обшивка палубы и днища		$s / t$	56,0	51,0	49,0
Катаные продольные балки	стенка	$h_w / t_w$	20,0	18,0	17,5
	Сварные и рамные балки	стенка	$h_w / t_w$	56,0	51,0
	симметр. полка	$b_f / t_f$	34,0	30,0	29,0
	асимметр. полка	$b_f / t_f$	17,0	15,0	14,5

Здесь  $h_w$  – фактическая высота стенки, мм;  $t_w$  – фактическая толщина стенки, мм;  $b_f$  – фактическая ширина полки, мм;  $t_f$  – фактическая толщина полки, мм;  $s$  – продольная шпация, мм;  $t$  – фактическая толщина пластины, мм.

### 1.5.3 Требования Det Norske Veritas – Germanischer Lloyd (DNV-GL)

Документом, устанавливающим правила классификации объектов, предназначенных для разработки и освоения шельфовых месторождений, является DNVGL-RU-OU-0101 «Rules for Classification of Offshore Drilling and Support Units». Техническое состояние конструкций таких объектов определяет инспектор при освидетельствовании, руководствуясь требованиями Ch. 3, Sec. 2 – General requirements for structure and machinery surveys. Согласно п.2.2.10 вышеуказанного раздела, при проектировании ПБУ и МСП коррозионная надбавка, в общем случае не учитывается, т.к. предполагается обязательное применение мер по защите конструкций от коррозии. При этом для каждого объекта в соответствии с руководством DNVGL-CG-0172 «Thickness Diminution

for mobile offshore units» должны быть определены допускаемые остаточные толщины. В общем случае допускаемая остаточная толщина определяется как

$$t_{ren} = k \cdot t_{gross}, \quad (1.4)$$

где  $t_{gross} = t_{req} + t_k$  – требуемая Правилами толщина с учетом коррозионной надбавки. Поскольку коррозионная надбавка  $t_k$  не учитывается для ПБУ и МСП, вводится понятие допускаемого износа. Он определяется как

$$t_k' = (1 - k) \cdot t_{gross}, \quad (1.5)$$

где  $k$  – понижающий коэффициент, принимаемый: для специальных элементов – 0,95, для основных – 0,90, для второстепенных – 0,85.

Кроме того, для случаев, когда износ составляет более 75% от определенной по формуле (1.5) величины, т.е. имеет место значительная коррозия  $t_{sub}$ , возникает дополнительное требование

$$t_{sub} = (0,25 + 0,75 \cdot k) \cdot t_{gross} \geq k_{sub} \cdot t_{gross} \quad (1.6)$$

где  $k$  – понижающий коэффициент для зон со значительной коррозией, принимаемый: для специальных элементов – 0,96, для основных – 0,92, для второстепенных – 0,88.

После определения таким способом значений допускаемых остаточных толщин, в соответствии с п. 2.2.2 рассматриваемого руководства DNVGL–CG–0172 необходимо выполнить проверку устойчивости листовых элементов при этих толщинах. Алгоритм такой проверки приводится в документе DNVGL–CG–0128 «Buckling». Предлагается два варианта проверки: прямым расчетом – МКЭ с использованием признанного классификационным обществом программного обеспечения (ПО), или с помощью специализированного модуля программы DNV-GL Nauticus Hull – PULS (Panel Ultimate Limit State). В результате всех рассмотренных расчетов составляется суммарный перечень допускаемых остаточных толщин при общем износе.

Местный износ конструкций, вызванный питтинговой, канавочной или коррозией кромок, регламентируется п. 3.2–3.4 DNVGL–CG–0172. Допускаемая остаточная толщина в долях от построечной: 0,7 – для основных и

второстепенных элементов, 0,95 – для специальных. Эти же нормативы применяются для определения допускаемых остаточных толщин сварных швов.

#### **1.5.4 Требования American Bureau Of Shipping (ABS)**

Правила классификации объектов, работающих на шельфе – «Rules for Conditions of Classification – Offshore Units and Structures» – содержат лишь общие положения и определения. Детальные требования для каждого типа объекта вынесены в отдельные документы, например, для стационарных буровых платформ – «Rules for Building and Classing – Floating Production installation»; для плавучих буровых объектов, в т.ч. буровых судов – «Rules for Building and Classing – Mobile Drilling Units».

В каждом из вышеперечисленных документов есть раздел Survey, который содержит требования по освидетельствованию объекта, в том числе по определению годности технического состояния. Согласно этим разделам, техническое состояние объекта оценивается Инспектором при освидетельствовании. Руководством для него в этом случае служит часть 2 главы 7 – Survey After Construction. Для определения нормативов допускаемых остаточных характеристик конструкций корпуса, где это применимо, используется методика, описанная в Приложении 4 главы 7 Правил классификации и постройки судов – «Steel Vessel Rules», Part 7, Appendix 4 - Additional Information for Hull Thickness Measurement. В соответствии с этой методикой, для каждого элемента конструкции приводится допускаемый износ, выраженный в процентах от построечной толщины. Предложено различать три степени технического состояния:

- годное техническое состояние – уменьшение толщины элемента не превышает 75 % от допускаемой степени износа;
- ограниченно-годное – уменьшение толщины элемента превышает 75 % от допускаемой степени износа, но не превосходит ее. В таком случае требуется более детальное измерение толщины элемента;

- негодное – уменьшение толщины элемента превышает максимально допустимое значение. В таком случае конструкция подлежит ремонту или замене.

Значения максимально допустимого износа находятся в пределах 20-30 % от построечной толщины.

### **Требования РМРС**

Техническое состояние корпусов ПБУ и МСП, имеющих класс РМРС, определяется в соответствии с «Руководством по техническому наблюдению за ПБУ и МСП в эксплуатации», где в п. 3.5.4 приводятся нормы допустимых износов и повреждений конструкций корпуса ПБУ и МСП. Для элементов специальных или основных конструкций допускается уменьшение построечной толщины на 10%. Допустимость конструкции к дальнейшей эксплуатации при превышении этого значения является в каждом случае предметом специального рассмотрения РМРС. К второстепенным конструкциям корпуса ПБУ и МСП должны применяться нормативы для корпуса с дефектами, приведенные в «Инструкции по определению технического состояния, обновлению и ремонту корпусов морских судов» – Приложение 2 к «Правилам классификационных освидетельствований судов в эксплуатации».

Повреждения элементов специальных конструкций во всех случаях подлежат устранению, а повреждения элементов в основных и второстепенных конструкциях не должны превышать норм, приведенных в [14].

В гл. 3 части I Правил классификации, постройки и оборудования плавучих буровых установок и морских стационарных платформ [88] приведены требования по проведению и объему освидетельствования ПБУ и МСП. Согласно п. 3.5.10 величины допустимых износов определяются расчетами проектной организации и согласуются с РМРС. Таким образом, для допуска к эксплуатации конструкций специальных или основных элементов, фактическая толщина которых  $s_{act} \leq 0,9s_o$ , необходимо выполнить расчет, по аналогии с расчетом допустимых остаточных толщин для морских судов. При

общем износе листового элемента, согласно [88], допускаемая остаточная толщина  $[s_1]$  определяется по формуле

$$[s_1] = m_1(s - \Delta s), \quad (1.7)$$

где  $m_1$  – коэффициент, принимаемый по таблице 4.2.2.1-1 [11];  $s$  – толщина, требуемая Правилами, мм;  $\Delta s$  – надбавка на износ, мм.

Надбавка на износ устанавливается по отношению к толщине, обоснованной расчетами прочности и зависит от расчетной скорости коррозии, расчетного срока эксплуатации и наличия защитных мероприятий по уменьшению износа. Коэффициент  $m_1$  целесообразно назначать по аналогии с судами ледового плавания, применительно к району ледовых усилений “А”, поскольку в процессе эксплуатации стационарного объекта воздействие максимальных расчетных ледовых нагрузок вероятно в любой точке ледового пояса, например, для листовых элементов  $m_1 = 1$ .

Трудности возникают при определении толщины, требуемой Правилами ( $s$ ), или толщины, обоснованной расчетами прочности ( $s - \Delta s$ ). В действующей редакции [87] нет прямых требований к размерам конструктивных элементов, в том числе к наружной обшивке. В связи с этим, проектной организации, не проектировавшей объект и выполняющей расчет допускаемых остаточных толщин, необходимо либо получить проектные расчеты прочности корпуса, что зачастую проблематично, либо выполнить новые, что равнозначно выполнению части проекта нового объекта.

В качестве альтернативы представляется возможным использовать построечную толщину, основываясь на предположении, что  $s_0 \geq s + \Delta s$ . Однако при таком подходе важно точно знать, каким образом назначалась коррозионная надбавка (величина принятого среднегодового уменьшения толщины, расчетный срок эксплуатации и т.д.). В этом случае, для исключения возможных ошибок при определении допускаемых остаточных толщин, необходимо выполнять проверочный расчет прочности и устойчивости конструкций с этими толщинами. Принимая во внимание п. 3.4, а также Приложение 2 части II [87], такой расчет рекомендуется выполнять с

использованием МКЭ, руководствуясь рекомендациями соответствующих разделов [87].

Все вышеописанное в полной мере можно отнести к определению допускаемых остаточных характеристик балочных элементов конструкций – моментам сопротивления, площадям поперечного сечения и толщинам стенок.

В результате анализа действующих нормативных документов ряда классификационных обществ и существующих методик оценки технического состояния конструкций ледового пояса ПБУ и МСП можно сделать следующие выводы:

- учёту особенностей низкотемпературной эксплуатации морской техники при оценке технического состояния её конструкций в руководящих документах классификационных обществ большого внимания не уделяется, однако учитывается возможность ледовых воздействий на конструкции и связанных с ними повышенных износов;
- требования и нормативы для оценки технического состояния конструкций корпусов ПБУ и МСП в обособленном виде содержатся в Правилах DNV-GL и РМРС. В то же время классификационные общества BV и ABS для таких объектов рекомендуют использовать Правила и Руководства по надзору за судами в эксплуатации. При этом следует отметить, что алгоритм определения допускаемых остаточных размеров конструкций более детально описан в Правилах BV;
- отдельные требования по определению допускаемых остаточных размеров конструкций ледового пояса объектов с ледовым классом Polar Class содержатся в Правилах BV. Для таких объектов допускаемая остаточная толщина определяется путем прибавления фиксированной надбавки 0,5 мм к требуемой Правилами толщине;
- при определении допускаемых остаточных размеров конструкций по Правилам DNV-GL необходимо выполнение проверочных расчетов устойчивости конструкций при назначенных размерах с помощью МКЭ,

используя признанное классификационным обществом ПО, или в специализированном модуле программы DNV-GL Nauticus Hull – PULS;

- определение допускаемых остаточных размеров конструкций по Правилам РМРС может быть выполнено проектной организацией на основе проектных расчетов прочности. В качестве альтернативы в расчете могут быть использованы построечные размеры конструкций, однако в таком случае, для исключения возникновения ошибки в опасную сторону, необходима проверка прочности и устойчивости конструкций при новых размерах с использованием МКЭ и на основании положений соответствующих разделов Правил DNV-GL, регламентирующих такие расчеты;
- вследствие более детальной проработанности и обоснованности наиболее эффективными для оценки технического состояния, применительно к ПБУ и МСП, следует считать Правила классификационных обществ DNV-GL и РМРС.

## 1.6 Выводы по Главе 1

1. Установлены особенности существующего подхода к обеспечению прочности и усталостной долговечности конструкций морской техники, эксплуатируемой при низких температурах.

2. Анализ способов обеспечения низкотемпературной прочности и усталостной долговечности конструкций морской техники показал, что они обладают рядом существенных недостатков:

- отсутствием способов и алгоритмов определения реальных запасов низкотемпературной прочности конструкций и усталостного ресурса конструкций;
- неустановившейся (и не проверенной широкой практикой эксплуатации арктических объектов) системой нормативных требований к трещиностойкости сталей и сварных соединений и ее несовершенством, связанным с нормированием не минимальных значений статистически изменчивых характеристик статической трещиностойкости (как это принято применительно к пределам прочности и текучести и благодаря чему достигается высокий уровень гарантии отсутствия разрушений), а средних значений, не являющихся надежными гарантами неразрушимости;
- несовершенством способов экспериментального определения характеристик трещиностойкости применительно к толстолистовым элементам конструкций и их сварных соединений и возможностью получения с помощью стандартных методов неоднозначных результатов;
- невозможностью оптимального конструирования морской техники из-за отсутствия способов оценки влияния на запасы прочности и показатели усталостного ресурса большого числа конструктивных (коэффициентов концентрации напряжений, жесткости напряженного состояния, пластичности материала в условиях стеснения деформаций при низких температурах и т.д.) и эксплуатационных факторов (относительной



продолжительности эксплуатации техники при низких температурах, повторяемости температурных и силовых воздействий и др.);

3. Анализ существующих способов обеспечения низкотемпературной прочности и усталостной долговечности арктической морской техники убедительно показал актуальность и практическую важность разработки нового способа расчета прочности и ресурса, лишенного перечисленных выше недостатков существующего подхода к обеспечению прочности и ориентированного на дополнительный учет:

- наличия существенной зависимости от температуры основных характеристик сталей, используемых для создания арктической морской техники (пределов прочности и текучести, критического раскрытия трещины  $\delta_{cr}$  и других характеристик трещиностойкости, предельных пластических деформаций в концентраторах напряжений, соответствующих началу разрушения и др.);
- существенной зависимости характеристик трещиностойкости сталей и сварных соединений от температуры в области ее значений, заметно превышающих температуру вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$ ;
- снижения реальной низкотемпературной прочности при повышенных толщинах (30 мм и выше) листовых элементов конструкций арктической техники, характерных для нефтегазодобывающих платформ и штевней судов ледового плавания.

4. К числу основных факторов, влияющих на низкотемпературную предельную прочность сварных конструкций из стали, можно отнести:

- традиционно учитываемые характеристики материала – пределы текучести и прочности;
- характеристику пластичности стали – относительное сужение поперечного сечения стандартного образца после разрыва, оцениваемое при комнатной температуре;

- работу  $KV$ , затрачиваемую на ударное разрушение образцов Шарпи, минимально допустимый уровень которой устанавливается как некоторая доля от предела текучести;
- характеристику трещиностойкости материала и сварного соединения – критическое раскрытие трещины в ее вершине CTOD, определяемую для всех толщин используемого в конструкции проката и при нескольких температурах для определения температурного диапазона, в котором удовлетворяются предъявляемые к ней требования;
- температуру нулевой пластичности NDT по стандарту ASTM E208 – максимальную температуру, при которой стандартные образцы с наплавкой хрупко разрушаются при ударном трехточечном изгибе;
- температуру вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$  – критическую температуру, определяемую на полнотолщинных образцах с надрезом, подвергаемых статическому трёхточечному изгибу, которой соответствует 70%-ная вязкая составляющая в изломе образцов.

## ГЛАВА 2 РАЗРАБОТКА КРИТЕРИЕВ СТАТИЧЕСКОГО РАЗРУШЕНИЯ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ НИЗКОЙ ТЕМПЕРАТУРЕ

### 2.1 Вводные замечания

При разработке численного метода расчета предельной прочности конструкций, эксплуатируемых в арктических условиях, необходимо учитывать реально достигаемые при низких (расчетных) температурах показатели трещиностойкости и пластичности материала сварных соединений и узлов конструкций. Если эти показатели находятся на достаточно высоком уровне при расчетных температурах  $T_p$ , превышающих с необходимым запасом температуру вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$ , для оценки предельной прочности пригодны обычные методы [1, 7, 9]. При реально наблюдаемых пониженных значениях трещиностойкости и пластичности в условиях низкой расчетной температуры  $T_p$  (см. раздел 1.4 и рисунок 1.14) предельное состояние конструкции может наступить достаточно необычным образом (при общих напряжениях в платформе, находящихся ниже предела текучести, и при изгибе балок набора, вызванном местным силовым воздействием, не сопровождающемся формированием пластических шарниров в поперечных сечениях балок). Для учета реальной (пониженной) трещиностойкости и пластичности материала сварных соединений и узлов конструкций при низких температурах в настоящей работе предложены существенные изменения процедур расчета статической (предельной) и усталостной прочности конструкций. При использовании МКЭ для расчета прочности конструкций с учетом объемности напряженно-деформированного состояния в зонах концентрации напряжений весьма важным вопросом, в решающей мере влияющим на точность результатов расчета, является правильная формулировка критериев разрушения. Традиционные подходы к выбору критериев в виде допускаемых величин напряжений и предельных значений пластических деформаций не обеспечивают требуемой точности оценок прочности и не способствуют созданию рациональных конструкций с низкой

стоимостью изготовления и малой материалоемкостью. Поэтому в настоящей главе предложены новые критерии прочности, обеспечивающие достоверность расчетов и создание рациональных конструкций для морской техники, эксплуатируемой при низких температурах. Для получения таких критериев ниже проанализированы недостатки традиционных формулировок критериев разрушения, сформулированы более эффективные критериальные зависимости и сопоставлена эффективность традиционных и новых критериев с учетом экспериментальных данных по разрушению образцов с концентраторами напряжений.

## 2.2 Критерий хрупкого разрушения [174]

Хрупкое разрушение металлических конструкций судов и других видов морской техники, как правило, недопустимо. В соответствии с представлениями, развивавшимися А.Ф. Иоффе, Н.Н. Давиденковым, Я.Б. Фридманом и усовершенствованными Л.А. Копельманом [39], хрупкое разрушение в материале конструкции происходит при одновременном выполнении двух условий:

$$\sigma_i \geq \sigma_m; \quad (2.1)$$

$$\sigma_1 \geq S_{отр.}, \quad (2.2)$$

где  $\sigma_i$  – интенсивность напряжений или эквивалентное напряжение по Мизесу;  $\sigma_1$  – максимальное главное напряжение;  $S_{отр.}$  – напряжение нормального отрыва, являющееся характеристикой материала, не зависящей от температуры его испытаний.

Условие (2.1) является необходимым для образования субмикротрещин в отдельных зёрнах поликристаллического материала, однако, ввиду таких технологических факторов как сварка и гибка, это явление неизбежно еще на этапе создания судовых конструкций, следовательно, в использовании этого критерия нет необходимости. При выполнении условия (2.2) появляется возможность распространения субмикротрещин по зёрнам поликристалла и, соответственно, хрупкого разрушения.

Для оценки напряжения нормального отрыва можно использовать формулу [55, 60]

$$S_{отр.} / \sigma_g = 1 + 1,4\psi_\kappa,$$

где  $\psi_\kappa$  – относительное сужение площади поперечного сечения стандартного образца при разрыве;  $\sigma_g$  – предел прочности.

Минимальные значения напряжений нормального отрыва  $S_{отр.}$  конструкционных сталей зависят от диаметра зерна феррита в стали  $d_3$  [39]:

$$S_{отр.} = 20 + 11,5 / \sqrt{d_3}, \text{ кг/мм}^2 \text{ (} d_3 \text{ в мм)}.$$

Эта формула показывает, что на всех стадиях передела металла в готовое изделие металлурги и технологи должны принимать меры по измельчению зёрен для обеспечения повышенных характеристик прочности  $S_{omp}$  и  $\sigma_e$  перлитных сталей. Вместе с тем она в определённой степени противоречит одному из основных постулатов механики твёрдого деформируемого тела. В самом деле, из неё следует, что, с одной стороны, характеристики прочности материала зависят от размеров элементов (зёрен), из которых состоит материал, т.е. от его микронеоднородности; с другой стороны, в соответствии с гипотезой сплошности механики твёрдого деформируемого тела, мы игнорируем при выполнении расчётов зернистую структуру материала. Кроме того, при развитии повреждений материала, происходящем перед хрупким разрушением, в нём образуются субмикротрещины (не исключено и появление пор), в результате чего уравнения сплошности (неразрывности деформаций) также не могут быть, строго говоря, справедливыми.

Выход из этой непростой ситуации может быть предложен, если обратить внимание на то, что условия для образования и продвижения субмикротрещин, приводящего к разрушению, формируются не в отдельной точке, а в некотором конечном объёме материала конструкции. Этот объём полезно ассоциировать с понятием структурного элемента, введённого в рассмотрение Г. Нейбером [65] и уточнявшимся в дальнейшем в работах В.В. Новожилова, Н.Ф. Морозова, Ю.В. Петрова и др. [64, 67]. В современном понимании размер этого элемента является характеристикой материала (параметром его микронеоднородности) при определённом виде разрушения [64], которая определяется по формуле

$$d = 2K_{Ic}^2 / (\pi\sigma_e^2),$$

где  $K_{Ic}$  – вязкость разрушения.

Если принять во внимание то, что  $\sigma_e$  является, в известной степени, условной характеристикой прочности, т.к. при ее определении нагрузку, разрушающую образец, относят к начальной площади поперечного сечения образца, хотя площадь сечения постепенно уменьшается по мере деформации

образца, при определении размера структурного элемента  $d$ , целесообразно использовать нормальное сопротивление отрыву, учитывающего указанное явление:

$$d = 2K_{lc}^2 / (\pi S_{omp}^2)$$

Обычно линейный размер  $d$  для углеродистых и низколегированных сталей лежит в диапазоне от 3 до 7 мм.

В известном интегральном критерии хрупкой прочности Нейбера – Новожилова с пределом прочности  $\sigma_s$  сравнивается не максимальное положительное значение первого главного напряжения  $\sigma_1$  (как это следует из соотношения (2.2)), а среднее нормальное напряжение

$$\bar{\sigma}_n = \iint_F \sigma_n dF / F$$

на площадке  $F$  с площадью порядка  $d^2$ , включающей бесконечно малую площадку с нормалью  $\vec{n}$ , на которой действует максимальное главное напряжение  $\sigma_1$  в рассматриваемом концентраторе напряжений. В этом равенстве  $\sigma_n$  – это нормальное напряжение на площадке  $F$ . В частном случае, когда рассматривается концентрация напряжений у круглого отверстия в растягиваемой широкой полосе с толщиной  $t$  (рисунок 2.1), площадь  $F$  равна произведению  $td$ .

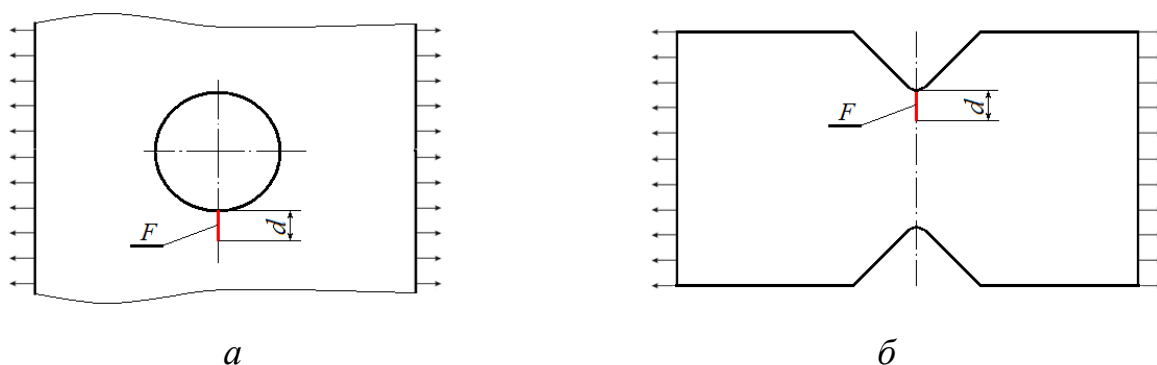


Рисунок 2.1 – Площадка  $F$  структурного элемента, включающая бесконечно малую площадку, на которой действует максимальное главное напряжение  $\sigma_1$  в концентраторах напряжений у круглого отверстия (а) и у краевого выреза (б), расположенных в растягиваемых полосах

Принимая во внимание сказанное выше, вместо критерия максимальных напряжений (2.2) при установлении момента начала хрупкого разрушения можно использовать подход Нейбера-Новожилова и интегральный критерий, имеющий следующий вид

$$\bar{\sigma}_n \geq S_{omp}, \quad (2.3)$$

где  $\bar{\sigma}_n$  – осреднённое по площадке  $F$  нормальное напряжение в зоне концентрации.

При этом ориентация площадки  $F$  принимается такой же, как и у бесконечно малой площадки, на которой действует наибольшее растягивающее главное напряжение  $\sigma_1$  в рассматриваемом концентраторе напряжений.

Взамен локального критерия текучести (2.1) можно использовать интегральный критерий

$$\bar{\sigma}_i \geq \sigma_m, \quad (2.4)$$

где  $\bar{\sigma}_i = \iint_F \sigma_i dF / F$  – среднее значение интенсивности напряжений на площадке  $F$ .

Эффективность использования интегральных критериев хрупкого разрушения (2.3) и (2.4) взамен критериев максимальных напряжений (2.1) и (2.2) можно проиллюстрировать результатами испытаний тонких полос с концентраторами напряжений в виде сквозных круглых отверстий с различными радиусами, выполненных из хрупкого материала (серого чугуна СЧ 24-48 со структурным параметром, равным 1,4 мм) [119]. Ширина испытанных полос намного превышала диаметр отверстий. На рисунке 2.2а эти результаты сопоставлены с расчетной зависимостью относительных (отнесенных к напряжениям отрыва  $S_{omp}$ ) предельных номинальных напряжений  $\sigma_*$  от радиуса концентратора. Расчетные и экспериментальные данные говорят о том, что предельные значения напряжений можно определять по теоретическому коэффициенту концентрации напряжений и критериям (2.1) и (2.2) лишь для широких полос с большими отверстиями (при радиусе, в 10 раз



и более превышающем структурный параметр  $d$ ). В этих обстоятельствах разрушающие напряжения втрое меньше напряжений отрыва. При малых радиусах отверстий локальные критерии хрупкой прочности (2.1) и (2.2) существенно занижают разрушающие напряжения и не позволяют точно прогнозировать прочность конструкций.

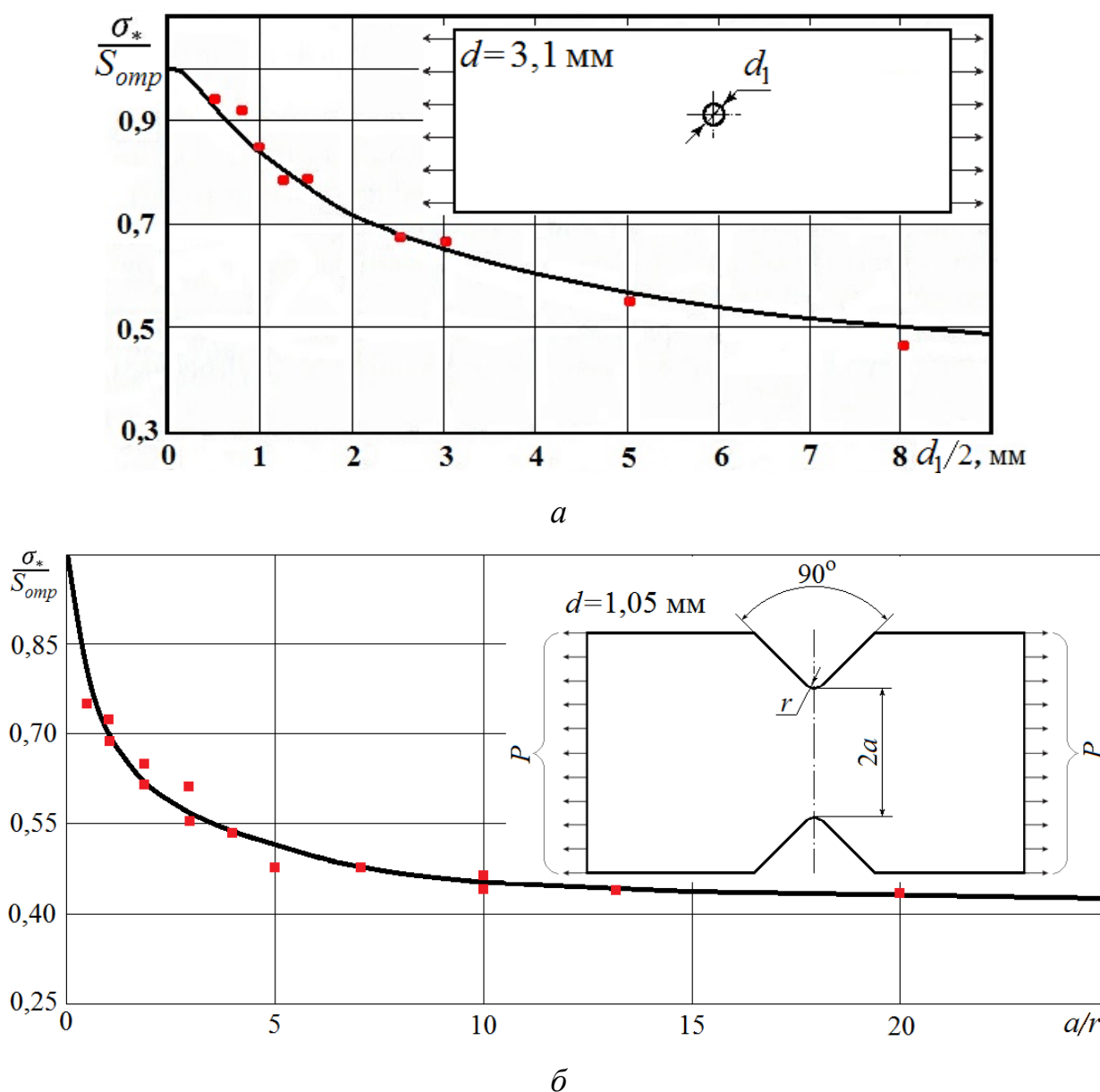


Рисунок 2.2 – Сопоставление расчетной зависимости предельных (разрушающих образцы) номинальных напряжений  $\sigma_*$ , отнесенных к напряжениям отрыва  $S_{omp}$ , от конструктивных параметров образцов с экспериментальными данными (точки красного цвета):  $a$  – для полосы с отверстием;  $b$  – для полосы с боковыми вырезами

На рисунке 2.2, б представлены результаты испытаний полосы из серого чугуна с боковыми вырезами [119]. Предел прочности чугуна – 270 МПа,

значение структурного параметра  $d = 1,05$  мм. Ширина перемычки оставалась во всех опытах постоянной и равной  $2a = 16$  мм. Радиус кривизны в вершине выреза  $r$  варьировался в диапазоне  $0,4 - 16$  мм. Сопоставление результатов испытаний с расчетными данными, полученными при использовании интегральных критериев (2.3) и (2.4), свидетельствует о достоверности получаемых с их помощью результатов во всем диапазоне варьирования радиуса кривизны в вершине надреза. Кроме того, о достоверности расчетной кривой говорит ее асимптотическое приближение к теоретическому значению  $\sigma_*/S_{omp} = 0,4$ , соответствующему  $a/r \rightarrow \infty$  (трещинообразный краевой дефект).

Аналогичные выводы можно сделать относительно достоверности интегральных критериев хрупкого разрушения (2.3) и (2.4), которые целесообразно использовать взамен локальных критериев (2.1) и (2.2), и на основе других экспериментальных данных. В опытах М.А. Легана и В.А. Блинова [51] испытывались на растяжение полосы одинаковой толщины из другого хрупкого материала (эбонита) с круглыми отверстиями различных диаметров (рисунок 2.3). Соотношение между диаметрами отверстий и толщиной полос в проведенных опытах не оставалось постоянным. Результаты испытаний полос приведены в таблице 2.1.

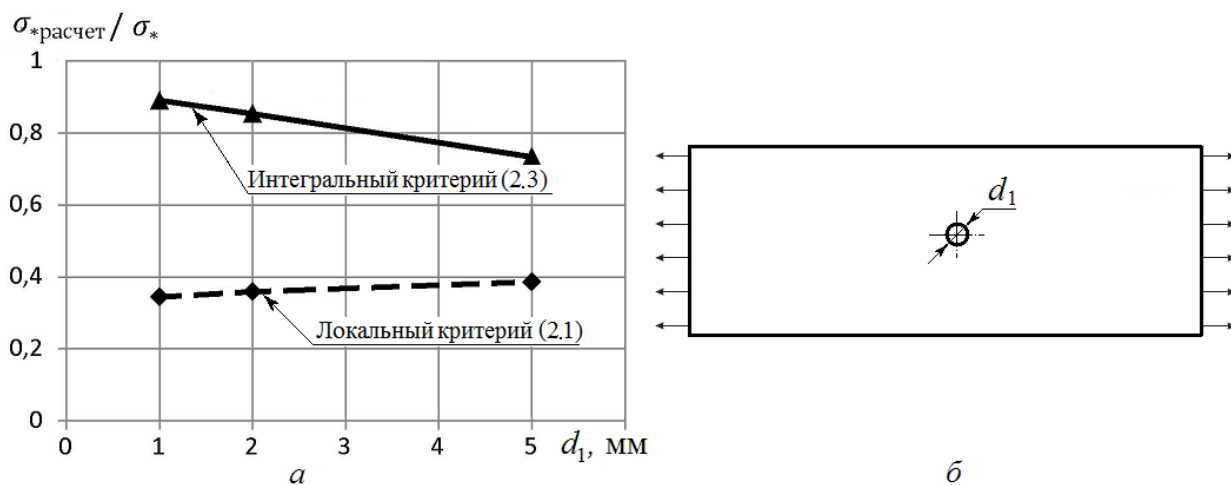


Рисунок 2.3 – Зависимость (а) отношения расчётных разрушающих напряжений  $\sigma_{*расчет}$ , полученных при испытаниях на растяжение полосы с отверстием (б), к номинальным разрушающим напряжениям  $\sigma_*$ , от диаметра отверстия  $d_1$

Таблица 2.1 – Размеры испытанных полос и разрушающие напряжения (фактические  $\sigma_*$  и расчётные)

Диаметр $d$ , мм	Длина рабочей части образца, мм	Ширина рабочей части образца, мм	Толщина образца, мм	Напряжения при разрыве образца $\sigma_*$ , МПа	Расчетные разрушающие напряжения по критерию (2.4), МПа	Расчетные разрушающие напряжения по критерию (2.2), МПа
5	135	49,86	8,24	33,7	24,7	13,0
2	65	9,83	8,03	35,0	29,8	12,5
1	65	9,56	8,00	38,1	33,9	13,1

В случае идеального совпадения расчетных и экспериментальных данных отношение расчётных разрушающих напряжений  $\sigma_{*расчет.}$  к опытным разрушающим напряжениям  $\sigma_*$  должно быть равно единице. В действительности имеется заметное отличие разрушающих напряжений  $\sigma_{*расчет.}$  найденных по интегральному критерию (2.3), от измеренных в эксперименте, причем расчетная погрешность носит консервативный характер. Консервативность оценки разрушающих нагрузок по критерию (2.3) может быть объяснена формированием более обширной зоны предразрушения (увеличенного структурного элемента) по сравнению с оценкой ее размера, получаемой по приведенной выше формуле для структурного параметра  $d$ . По-видимому, такая оценка соответствует весьма жесткому напряженному состоянию, имеющему место в вершине трещины. При уменьшении жесткости напряженного состояния и соответствующем увеличении возможности пластического деформирования в окрестности концентратора напряжений зона предразрушения увеличивается. Важно отметить, что разрушающие напряжения  $\sigma_{*расчет.}$  найденные по критерию (2.2), при малых диаметрах отверстий более чем в два раза меньше наблюдавшихся в опытах.

Еще одну возможность для оценки эффективности интегральных критериев хрупкой прочности дают опыты М.А. Легана по сжатию до разрушения эбонитового диска с отверстием [50] (рисунок 2.4).

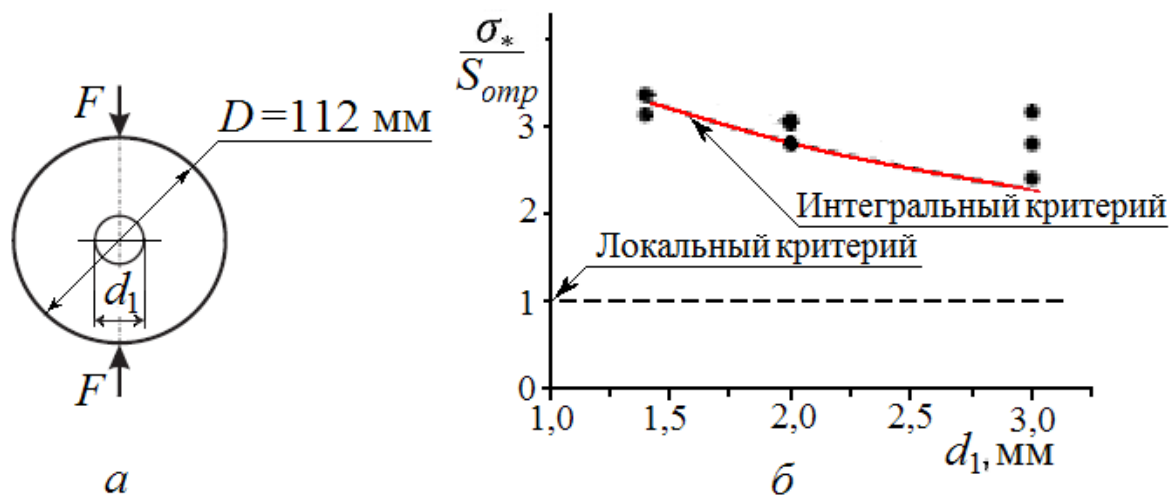


Рисунок 2.4 – Схема проведения эксперимента по сжатию диска до разрушения (а) и сравнение фактических (экспериментальных) разрушающих напряжений (точки) с разрушающими напряжениями (б), найденными по интегральному критерию (2.3) (сплошная красная линия) и по критерию максимальных главных напряжений (2.2) (штрихованная черная линия)

Результаты опытов также дают основание считать, что в случае использования интегрального критерия в форме (2.3) наблюдается хорошее соответствие расчетных и экспериментальных данных. При малых значениях диаметра отверстия диска применение локального критерия хрупкой прочности (2.2) приводит к многократному занижению оценки предельных нагрузок.

Таким образом, приведенные результаты сопоставления расчетных и экспериментальных данных позволяют сделать следующие выводы:

- в условиях концентрации напряжений и относительно высокой неравномерности их распределения расчетные оценки предельных (разрушающих) нагрузок, полученные с использованием локального критерия хрупкого разрушения (2.2), оказываются сильно заниженными;
- использование при оценке предельных нагрузок интегрального критерия (2.3) обеспечивает получение удовлетворительных результатов;
- при малых характерных размерах концентраторов напряжений (при малых радиусах отверстий или закруглений в вершинах вырезов) по сравнению с размером структурного элемента  $d$  увеличивается занижение разрушающих нагрузок из-за использования локальных критериев хрупкой прочности (2.1) и (2.2);

- при понижении эксплуатационных температур до значений, соответствующих вязко-хрупкому переходу, происходит снижение вязкости разрушения материала конструкций и их сварных соединений, что влечет за собой уменьшение размера структурного элемента  $d$  и разрушающих нагрузок в острых надрезах и концентраторах.

Обычно коэффициент концентрации напряжений в узлах конструкции лежит в пределах от 1,5 до 3,5, а сопротивление отрыву в 2-3 раза превышает предел текучести стали. При больших значениях этого коэффициента (порядка 2,8-3,5) вполне возможно возникновение хрупкого разрушения (трещин в концентраторах) при уровне номинальных напряжений в конструкции, меньших предела текучести, и температурах, существенно превышающих  $T_{KB}$ .

## 2.3 Критерий вязкого разрушения [47]

### 2.3.1 Разрушения при комнатных температурах

Если условие (2.3) не выполняется, а в зоне концентратора напряжений удовлетворено только условие (2.4), то перед разрушением наблюдается пластическое деформирование. При его наличии в качестве критерия разрушения принято рассматривать соотношение между достигнутым уровнем интенсивности пластических деформаций  $e_{pi}$  и предельным значением интенсивности  $e_p^{пред.}$  [55], представляющим собой критическую степень деформации, при которой происходит слияние пор и образование вязкой трещины. Данный деформационный критерий, основанный на физической модели пластического разрыхления, в простейшем виде выглядит как неравенство, выполняемое в точке с наибольшей интенсивностью пластических деформаций  $e_{pi}$ :

$$e_{pi} \geq e_p^{пред.} \quad (2.5)$$

Интенсивность пластических деформаций  $e_{pi}$  может быть определена как функция значений главных пластических деформаций  $e_{p1}$ ,  $e_{p2}$  и  $e_{p3}$  в рассматриваемой точке (в элементе):

$$e_{pi} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(e_{p1} - e_{p2})^2 + (e_{p2} - e_{p3})^2 + (e_{p3} - e_{p1})^2}.$$

Известно, что важнейшим фактором, влияющим на пластическое деформирование материала, является интенсивность напряжений

$$\sigma_i = \frac{\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}}{\sqrt{2}},$$

где  $\sigma_i$  – главные напряжения.

Среднее напряжение  $\sigma_0 = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$  не вызывает пластической деформации, а только упругое изменение объёма. Если  $\sigma_i = 0$ , то любой металл будет упругим и хрупким. Если максимальное главное напряжение  $\sigma_1 < 0$  т.е.

происходит сжатие, то микро- и макротрещины закрываются, увеличивая пластичность металла. Если металл подвергается трёхосному растяжению, как это обычно бывает у острых концентраторов напряжений в конструкциях, его пластические свойства резко снижаются. Учитывая эти обстоятельства, предельное значение интенсивности пластической деформации  $e_p^{пред.}$  определяется с учётом соотношения между интенсивностью напряжений  $\sigma_i$  и средним напряжением  $\sigma_0$  [55]:

$$e_p^{пред.} = D_e e_{p1}^{пред.}, \quad (2.6)$$

где  $e_{p1}^{пред.}$  – предельная пластическая деформация, найденная по результатам испытаний стандартных образцов цилиндрической формы при одноосном растяжении;  $D_e$  – коэффициент снижения предельных пластических деформаций, определяемый по формуле

$$D_e = K_e \sigma_i / |3\sigma_0| \quad (2.7)$$

Здесь  $K_e$  – коэффициент, учитывающий свойства материала (для малоуглеродистой стали  $K_e = 1,0-1,2$ ).

Зависимость (2.7) подтверждена экспериментами с крупными образцами, содержащими относительно большие концентраторы напряжений различной формы и изготовленными из разных марок сталей [55].

Выполнение критерия разрушения (2.3) означает появление разрыва (трещины), наблюдаемое в реальной сварной конструкции в зоне концентрации напряжений. Этот критерий не даёт представления о том, как будет развиваться трещина. В зависимости от свойств материала, геометрии конструкции, условий нагружения, эта трещина может остановить своё движение непосредственно после появления, а может развиваться дальше, разделяя конструкцию на отдельные части. Но даже в случае высокой локальности надрыва произойдёт резкое снижение усталостной долговечности конструкции и надёжности, повысится вероятность нарушения герметичности. Такое

состояние конструкции в большинстве случаев является нарушением режима нормальной эксплуатации.

При использовании критерия разрушения типа (2.5) при оценке прочности реальных конструкций необходимо принимать во внимание два обстоятельства:

1. Во-первых, вязкое разрушение наступает после исчерпания пластического ресурса материала (после образования пор и субмикротрещин) и поэтому имеет некоторое сходство с хрупким разрушением. Оно начинается с малой области, содержащей точку с максимальным значением отношения интенсивности пластических деформаций  $e_{pi}$  к коэффициенту снижения предельной пластической деформации  $e_{pi}/D_e$  в данном концентраторе напряжений и бесконечно малую площадку с нормалью  $\vec{n}$ , на которой действует главное напряжение  $\sigma_1$ . Для перехода материала в этой точке из вязкого состояния в хрупкое необходимо выполнение условия (2.5), которое можно записать в виде

$$e_{pi}/(D_e e_{pl}^{пред.}) \geq 1. \quad (2.5')$$

2. Во-вторых, можно предположить, что, как и в случае хрупкого повреждения, при вязком разрушении для перехода материала из вязкого состояния в хрупкое и начала процесса разрушения необходимо создание соответствующих условий не в точке, а в некоторой области с линейным размером  $d$  (или на площадке  $F$ ), в которой развиваются наибольшие деформации. Другими словами, макроповреждение материала (макротрещина) формируется не на бесконечно малой площадке, а на некоторой конечной площадке при выполнении на значительной ее части условия (2.5'). Это означает, что величины  $e_{pi}$  и  $D_e$ , входящие в зависимости (2.3) и (2.4), а также другие параметры напряжённо-деформированного состояния, используемые для описания процесса разрушения, необходимо усреднять. С учетом этих



обстоятельств интегральный деформационный критерий разрушения может быть записан так

$$\bar{e}_{p1} \geq 1, \quad (2.8)$$

где  $\bar{e}_{p1} = \frac{1}{e_{p1}^{nped.}} \int_F \frac{e_{pi}(x, y, z)}{D_e(x, y, z)} dF$  – характеристика вязкого повреждения

материала на конечной площадке  $F$ , содержащей точку с наибольшим значением отношения интенсивности пластической деформации к коэффициенту снижения предельной пластической деформации  $e_{pi}/D_e$  в данном концентраторе напряжений и расположенную в этой точке бесконечно малую главную площадку, на которой действует главное напряжение  $\sigma_1$ .

Эта характеристика равна среднему значению исправленной (условно приведенной к одноосному напряженному состоянию) интенсивности пластической деформации на площадке  $F$  с площадью порядка  $d^2$ , ориентированной перпендикулярно к главному напряжению  $\sigma_1$  и содержащей точку с наибольшим значением отношения интенсивности деформации к коэффициенту снижения предельной пластической деформации  $e_{pi}/D_e$  (это отношение характеризует интенсивность образования пор и других дефектов структуры в рассматриваемой точке материала при заданном виде напряженного состояния или, другими словами, «разрыхление материала»). Строго говоря, равенство характеристики вязкого повреждения материала  $\bar{e}_{p1}$  единице свидетельствует лишь о полном переходе материала из вязкого состояния в хрупкое, т.е. о наличии необходимого условия для разрушения. Достаточным условием для разрушения является неравенство (2.3). Однако в большинстве практически интересных случаев условия (2.3) и (2.8) выполняются одновременно (хотя бы приближенно).

Рекомендации по практической оценке коэффициента снижения предельной пластической деформации  $D_e$  с получением достоверного консервативного результата даны в работе [174]. При применении критериев

хрупкого и вязкого разрушения (2.3) и (2.7) в случае наличия сварных швов в зоне концентрации напряжений оценку размера структурного элемента  $d$  необходимо производить по минимальным значениям вязкости разрушения шва и напряжений отрыва  $S_{отр}$  (наблюдаемым в ЗТВ с наибольшими размерами зерен металла).

### 2.3.2 Консервативная оценка коэффициента снижения предельной пластической деформации

Обозначая соотношение между главными напряжениями через  $\bar{\sigma}_2 = \sigma_2/\sigma_1$  и  $\bar{\sigma}_3 = \sigma_3/\sigma_1$ , формулу для вычисления интенсивности напряжений можно представить в виде

$$\sigma_i = \sigma_1 \sqrt{1 + \bar{\sigma}_2^2 + \bar{\sigma}_3^2 - \bar{\sigma}_2 - \bar{\sigma}_2 \bar{\sigma}_3 - \bar{\sigma}_3}.$$

Тогда выражения для коэффициентов жёсткости напряжённого состояния  $\eta = \sigma_1/\sigma_i$  и коэффициента снижения пластических свойств можно записать так:

$$\eta = \frac{1}{\sqrt{1 + \bar{\sigma}_2^2 + \bar{\sigma}_3^2 - \bar{\sigma}_2 - \bar{\sigma}_2 \bar{\sigma}_3 - \bar{\sigma}_3}}; \quad (2.9)$$

$$D_e = \frac{K_e}{\eta(1 + \bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3)}. \quad (2.10)$$

При одноосном напряжённом состоянии (т.е. при  $\bar{\sigma}_2 = \bar{\sigma}_3 = 0$ ) коэффициент жёсткости  $\eta$  равен единице, при появлении ненулевых значений главных напряжений (т.е. при  $\bar{\sigma}_2 > 0$  и  $\bar{\sigma}_3 > 0$ ) коэффициент  $\eta$  увеличивается; при равенстве всех трёх главных напряжений – стремится к бесконечности.

В том случае, когда  $\bar{\sigma}_2$  приняло определённое значение, а величина  $\bar{\sigma}_3$  варьируется, максимальное значение  $\eta$  будет реализовано при  $\bar{\sigma}_2 = \bar{\sigma}_3$ . Тогда в соответствии с формулой (2.9) это максимальное значение равно:

$$\eta_{\sigma_2=\sigma_3} = \frac{1}{1 - \bar{\sigma}_2}.$$

Из этого выражения следует, что

$$\bar{\sigma}_2 = 1 - 1/\eta_{\sigma_2=\sigma_3}.$$

Подставляя это значение в выражение (2.10), получим наибольшее значение коэффициента снижения предельной пластической деформации (реализуемое при  $\sigma_2 = \sigma_3$ ):

$$D_e^* = \frac{K_e}{3\eta_{\sigma_2=\sigma_3} - 2}. \quad (2.11)$$

Выражение (2.11) даёт консервативную оценку коэффициента  $D_e$ . Однако, оно очень важно при выполнении практических расчётов прочности сварных и некоторых других конструкций, поскольку при оценке результатов расчётов нужно считаться с невозможностью достаточно точного учёта остаточных (сварочных) напряжений, которые вследствие некоторой нестабильности технологических процессов представляют собой случайные величины с большой статистической изменчивостью. В связи с этим приближённое равенство двух главных напряжений ( $\sigma_2 \approx \sigma_3$ ) реализуется в сварных конструкциях с достаточно высокой вероятностью. Это обстоятельство и позволяет рекомендовать использование зависимости (2.11) при практической оценке коэффициента  $D_e$ . Для более точной оценки  $D_e$  необходимо использование численных методов расчета, включающих сочетание трехмерных решений «термодеформационных» задач для определения полей остаточных сварочных напряжений и задач пластического деформирования внешними нагрузками.

### **2.3.3 Влияние температуры на параметры процесса вязкого разрушения**

Результаты испытаний цилиндрических образцов из конструкционных сталей на растяжение показали, что их предельное относительное сужение при разрыве несущественно изменяется в широком диапазоне температур (вплоть до минус 60°C) [22]. Однако при наличии острых концентраторов напряжений появляется очевидная зависимость предельной пластической деформации от температуры; от неё зависят и некоторые другие параметры процесса разрушения.

На основе детальных экспериментальных исследований установлена следующая зависимость пределов текучести сталей  $\sigma_m$  от температуры  $t$  (по Кельвину) [55]:

$$\sigma_m(t) = \sigma_m^* \exp \left[ \beta_m \left( \frac{1}{t} - \frac{1}{t_*} \right) \right], \quad (2.12)$$

где  $\sigma_m^*$  – предел текучести стали при температуре 293°К (+20°С);  $\beta_m$  – коэффициент, зависящий от предела текучести  $\sigma_m^*$ ;  $t_* = 293^\circ\text{К}$ .

В соответствии с этой зависимостью с понижением температуры предел текучести возрастает. Например, для строительной стали Ст3 предел текучести при температуре 20°С составляет 270 МПа, и ему соответствует коэффициент  $\beta_m = 120^\circ\text{К}$ . При температуре минус 40°С предел текучести увеличивается на ~17% и составляет 314 МПа. У легированных сталей коэффициент  $\beta$  существенно ниже. Так, для стали 09Г2С  $\beta = 75^\circ\text{К}$ , и соответственно, увеличение предела текучести при снижении температуры будет умеренным.

Рассмотрим напряжённо-деформированное состояние в вершине концентратора в момент появления в ней текучести. Главное напряжение  $\sigma_{1m}$  в этот момент равно

$$\sigma_{1m}(t) = \eta \sigma_m(t) = \eta \sigma_m^* \exp \left[ \beta_m \left( t^{-1} - t_*^{-1} \right) \right].$$

Принимая во внимание условие хрупкого разрушения (2.3) и приравнивая главное напряжение  $\sigma_{1m}$  сопротивлению отрыва  $S_{omp}$ , определим с помощью этого выражения критическое значение коэффициента жёсткости напряжённного состояния  $\eta_{кр.}$ , при котором будет наблюдаться хрупкое разрушение при заданной температуре  $t$ , °К:

$$\eta_{кр.} = \frac{S_{omp}}{\sigma_m^*} \exp \left[ \beta_m \left( t_*^{-1} - t^{-1} \right) \right].$$

Полученная зависимость показывает, во-первых, что при понижении температуры эксплуатации объекта (температуры испытаний образцов) переход от вязкого разрушения к хрупкому может произойти при более низком

значении критического коэффициента жёсткости  $\eta_{кр.}$  (уменьшенном на 15% и более, по сравнению с  $\eta_{кр.}$ , соответствующим 20°C), соответствующем менее острому концентратору.

Во-вторых, из полученной зависимости следует, что переход от вязкого разрушения к хрупкому зависит не только от температурного фактора, но и от другого фактора – коэффициента жёсткости напряжённого состояния, причём эти факторы находятся во взаимодействии, усиливая влияние друг друга.

В-третьих, зависимость критического значения коэффициента  $\eta$  от предела текучести материала  $\sigma_m^*$  и от сопротивления отрыву  $S_{отр.}$  свидетельствует о необходимости учёта различий в механических характеристиках основного материала сварной конструкции и материала зоны сварного шва. В частности, нужно принимать во внимание, что в ЗТВ величина предела текучести может быть выше по сравнению с основным металлом. Например, это увеличение при использовании стали категории А составляет около 20%, а для стали А32 – около 30%.

Необходимо учитывать также, что в зонах полной и частичной перекристаллизации сварного шва, в зоне наклёпа и старения, а также в зоне рекристаллизации возможно заметное снижение сопротивления отрыву по сравнению с основным металлом.

При однократном нагружении узла конструкции, сопровождающемся пластическим деформированием материала в низкотемпературных условиях, происходит снижение предельной пластической деформации, соответствующей появлению трещины в материале (по сравнению со стандартными температурными условиями, под которыми обычно понимается температура плюс 20°C) [45, 55, 62]. При этом снижение пластического ресурса из-за понижения температуры обычно пренебрежимо мало при одноосном напряжённом состоянии. Увеличение остроты концентратора напряжений (точнее, увеличение главных напряжений  $\sigma_2$  и  $\sigma_3$ ) приводит к резкому снижению предельного значения пластической деформации [45].

Для оценки влияния низкой температуры на снижение пластических свойств металла (по сравнению с результатами испытаний при плюс 20°C) целесообразно воспользоваться результатами испытаний сварных соединений на трещиностойкость (с помощью образцов натурной толщины с надрезами) [45]. При этом формулу (2.10) целесообразно преобразовать следующим образом

$$D_e = K_e \left[ \eta \left( 1 + \bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3 \right) \right]^{-\alpha(T)}. \quad (2.13)$$

Здесь  $\alpha(T)$  – показатель степени, отражающий влияние низкой температуры на снижение пластических свойств, определяемый на основе расчетно-экспериментальной оценки коэффициента снижения предельной пластической деформации  $D_e^{\text{эксн}}$  следующим образом

$$\alpha(\eta^*, T) = (\lg K_e - \lg D_e^{\text{эксн}}) / \lg \eta^*,$$

где  $\eta^* = \eta(1 + \bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3)$ .

На основании экспериментальных данных, приведенных далее в 2.4, а также известных результатов определения трещиностойкости различных сталей при разных температурах, для практического применения параметр  $\alpha(T)$  может быть определен с помощью следующей зависимости:

$$\alpha(T) = 1 + 8,68 \cdot 10^{-5} T_p^2 (1 - 0,01 T_p), \quad (2.14)$$

$$T_p = T - T_{\text{КВ}} - 20,$$

где  $T_p$  – расчетная температура, °С,

$T$  – температура эксплуатации объекта, °С.

## 2.4 Экспериментальная проверка критерия вязкого разрушения.

Испытаниям были подвергнуты 12 гладких цилиндрических образцов из стали марки 750W, предназначенной для создания изделий, эксплуатирующихся в арктических условиях. Образцы были изготовлены в соответствии с ГОСТ 1497-84, и 8 цилиндрических образцов из той же стали с концентратором (с надрезом в виде канавки с глубиной 1 мм и углом между ее берегами  $60^\circ$ ), выполненным в соответствии с ГОСТ 25.502-79 (рисунок 2.5). Образцы вырезались из листового проката толщиной 25 мм и из листов толщиной 40 мм (10 штук); объекты испытаний, выполненные из листов одной толщины, содержали 6 гладких образцов и 4 образца с надрезом. Одна половина от общего количества как гладких, так и нарезанных образцов была испытана на растяжение до разрушения при комнатной температуре (при плюс  $20^\circ\text{C}$ ), а другая половина - при температуре минус  $40^\circ\text{C}$  (таблица 2.2).

При испытаниях гладких образцов определялись механические характеристики стали марки 750W согласно ГОСТ 1497-84.

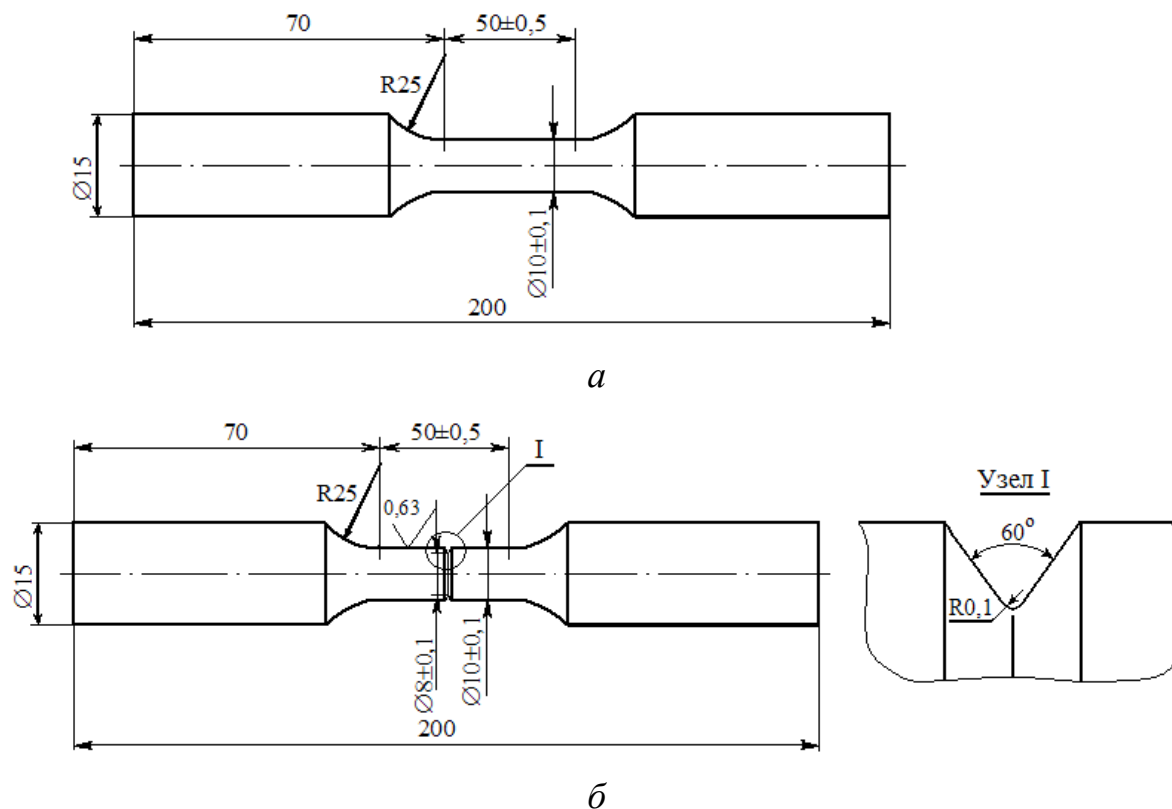


Рисунок 2.5 – Формы образцов для испытаний на кратковременное растяжение: гладкий (а) и с надрезом (б)

При испытаниях гладких образцов определялись механические характеристики стали марки 750W согласно ГОСТ 1497-84.

Опыты с образцами проводились в Крыловском государственном научном центре на испытательной универсальной сервогидравлической машине LFV-250-НН, зав. № 1794-1, (рисунок 2.6) в соответствии с ГОСТ 1497-84 (Металлы. Методы испытаний на растяжение), ГОСТ 11150-84 (Металлы. Методы испытания на растяжение при пониженных температурах). Границы относительной погрешности воспроизведения испытательной нагрузки при доверительной вероятности 0,95 равны  $\pm 0,5\%$ . Для испытаний при пониженной температуре использована входящая в состав машины климатическая камера.

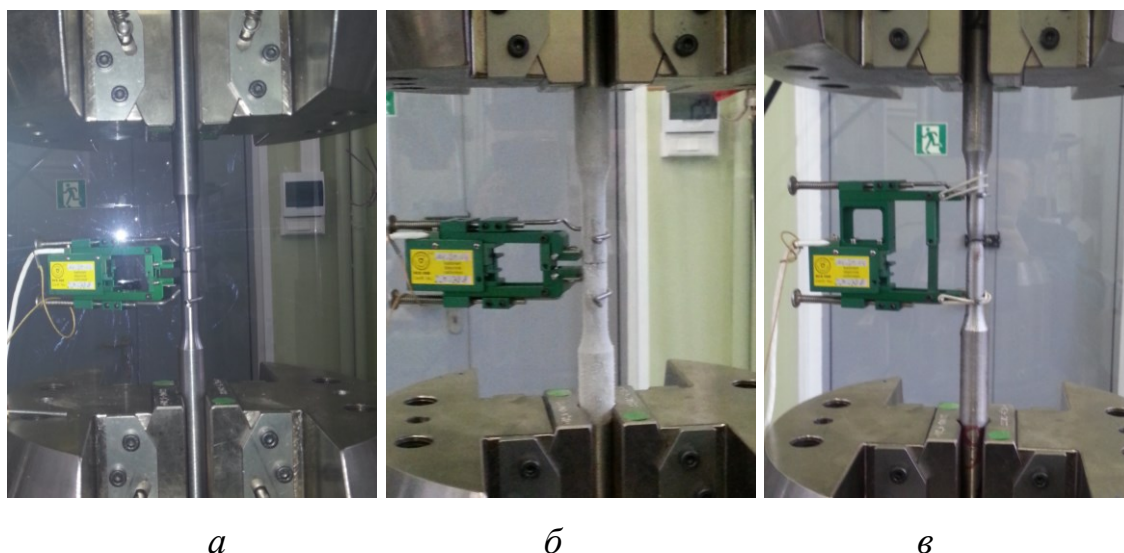


Рисунок 2.6 – Испытания образца с надрезом при комнатной температуре (а), при пониженной температуре (б) и вид образца в захватах испытательной машины после разрушения (в)

Результаты испытаний (таблица 2.2) показывают, что при понижении температуры на  $60^{\circ}\text{C}$  наблюдалось увеличение пределов прочности ( $\sim$  на 3%) и текучести ( $\sim$  на 4%). Увеличение толщины листов, из которых вырезались образцы, приводило к незначительному увеличению пределов прочности и текучести (ориентировочно на 1%).



Таблица 2.2 – Влияние температуры, концентрации напряжений и толщины листов на прочность образцов из стали марки 750W

№	Тип образца и температура его испытания	Диаметр минимальный, мм	Предел прочности, МПа	Предел текучести, МПа	Толщина листа, мм	Удлинение при разрушении, мм	Макс. нагрузка, кН
1	Гладкие образцы +20°C	9,9	856	816	25	6,82	65,93
2		9,88	854	801		7,02	65,50
3		9,8	859	817		6,01	64,83
4	Гладкие образцы -40°C	9,9	879	845		7,13	67,71
5		9,9	885	849		7,06	68,09
6		9,9	885	851		6,90	68,15
7	С концентратором +20°C	8	-	-		1,29	60,02
8		8	-	-		1,32	60,06
9	С концентратором -40°C	8	-	-		1,26	60,43
10		8	-	-		0,99	60,15
11	Гладкие образцы +20°C	9,8	869	823	40	3,02	65,58
12		9,82	851	811		5,41	64,48
13		9,9	877	835		5,42	67,55
14	Гладкие образцы -40°C	9,8	898	858		6,95	67,72
15		9,9	885	849		7,15	68,10
16		9,8	894	854		7,33	67,41
17	С концентратором +20°C	8	-	-		1,27	61,11
18		8	-	-		1,68	61,00
19	С концентратором -40°C	8	-	-		0,45	61,08
20		8	-	-		0,33	60,94

Вместе с тем при понижении температуры на 60°C наблюдалось незначительное увеличение нагрузок, разрушающих гладкие образцы, и величин остаточных деформаций гладких образцов при их разрушении. При испытаниях образцов с концентраторами напряжений наблюдалась совсем другая тенденция: понижение температуры почти не влияло на нагрузки, разрушающие образцы, и существенно снижало величины остаточных деформаций (в среднем на 14% у образцов из тонких листов и на 74% у образцов из толстых листов). Малая зависимость максимальных нагрузок, наблюдавшихся при испытаниях образцов с надрезами, от температуры, свидетельствует о том, что температура вязко-хрупкого перехода  $T_{KB}$  для тестируемого материала ниже, чем температура испытаний (минус 40°C).

Кроме того, близкие результаты по величинам максимальных нагрузок, зарегистрированные при комнатной и низкой температурах на этих же образцах, говорят о том, что в процессе пластического деформирования образцов в зонах концентрации напряжений формируются примерно одинаковые ячейки предразрушения (структурные элементы), размеры которых заметно превышают размеры концентратора (порядка 1 мм).

Особо следует подчеркнуть, что главное влияние на снижение величин остаточных деформаций образцов при низких температурах оказывают факторы концентрации напряжений и толщины листов, из которых изготавливались объекты испытаний. При фиксированной толщине листового материала величины остаточных деформаций образцов при низких температурах снижаются вследствие наличия концентратора в среднем в 6,25 раза (при толщине 25 мм) и в 18 раз (при толщине 40 мм). В низкотемпературных условиях при фиксированном уровне концентрации напряжений увеличение толщины листов приводит к среднему снижению остаточных деформаций в 2,9 раза. Приведенные в таблице 2.2 результаты свидетельствуют также о взаимодействии в условиях низких температур этих двух факторов (концентрации напряжений и толщины материала), влияющих на остаточные деформации образцов.

Форма и параметры диаграмм растяжения образцов существенно зависят от наличия надреза и температуры их испытаний (рисунок 2.7). При наличии надрезов уменьшается остаточная деформация образцов после разрушения (особенно при испытаниях при низкой температуре), а также наблюдаются признаки динамического пластического деформирования (вибрации образцов при развитии зон пластичности). Средние значения нормальных напряжений в структурном элементе в момент разрушения испытанных образцов, как правило, отличались от напряжений отрыва не более чем на 12%.

Близкие результаты по величинам максимальных нагрузок, зарегистрированные при комнатной и низкой температурах на этих же образцах, говорят о том, что в процессе пластического деформирования

образцов в зонах концентрации напряжений формируются примерно одинаковые ячейки предразрушения (структурные элементы), размеры которых заметно превышают размеры концентратора (порядка 1 мм). Это предположение подтверждают результаты расчетов, выполненных с помощью МКЭ в программном комплексе ANSYS.

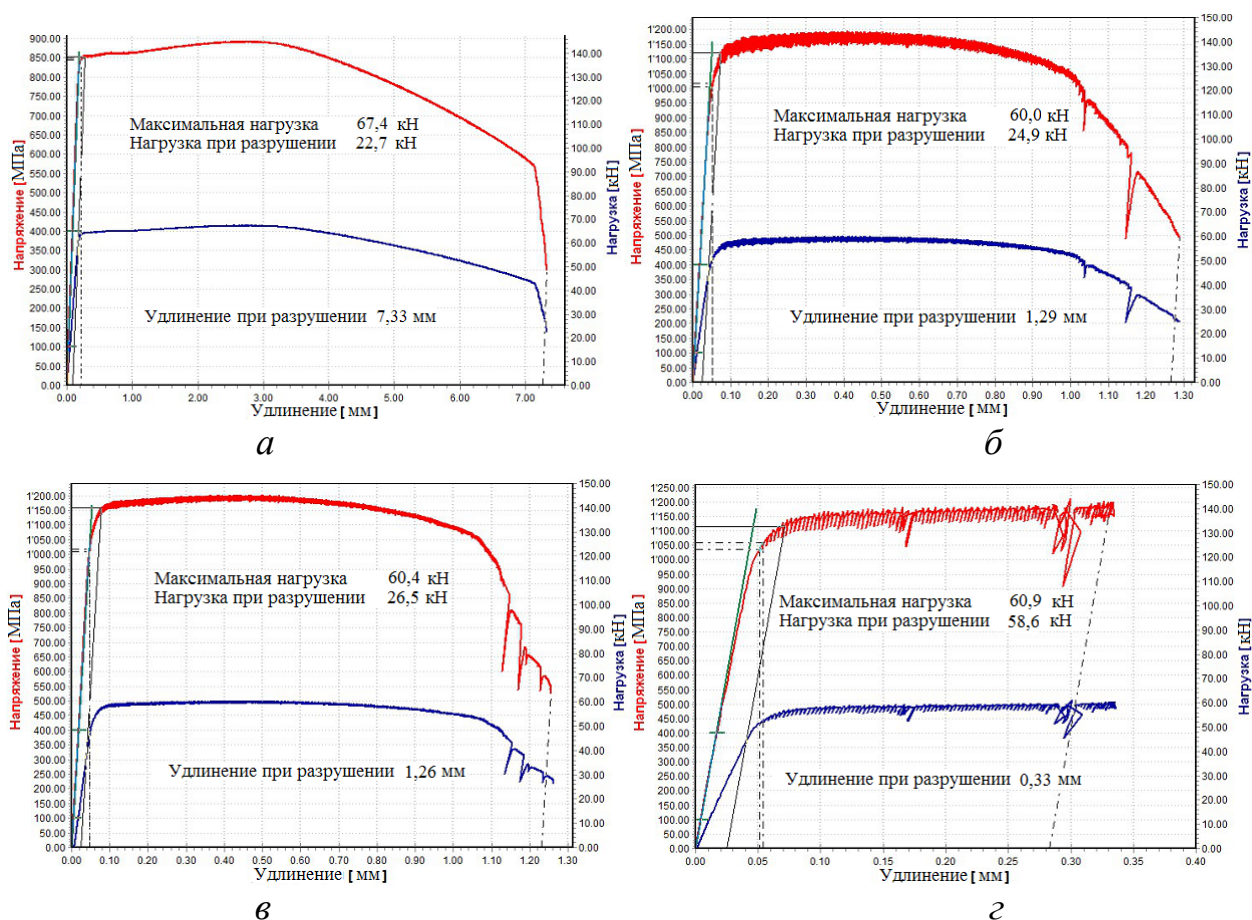


Рисунок 2.7 – Зависимости растягивающих усилий (синие кривые) и напряжений в гладких частях образцов (красные кривые) от общей деформации образца:

- a* – гладкий образец из листа толщиной 40 мм, температура минус 40°C;
- б* – образец с надрезом из листа толщиной 25 мм, температура плюс 20°C;
- в* – образец с надрезом из листа толщиной 25 мм, температура минус 40°C;
- г* – образец с надрезом из листа толщиной 40 мм, температура минус 40°C.

Конечно-элементная модель образца с надрезом в виде фигуры, представляющей собой 1/8 часть его геометрического образа, представлена на рисунке 2.8. Вследствие симметрии образца относительно плоскости, проходящей перпендикулярно к его оси через вершину надреза перемещения вдоль оси образца в точках этой плоскости приняты равными нулю ( $U_x = 0$ ). На

взаимно перпендикулярных плоскостях, проходящих через ось образца, нормальные перемещения также приняты равными нулю ( $U_y = 0$  и  $U_z = 0$ ). На плоскости, перпендикулярной к оси образца и отстоящей от вершины надреза на расстоянии 25 мм, перемещения вдоль оси образца приняты одинаковыми и не равными нулю ( $U_x \neq 0$ ).

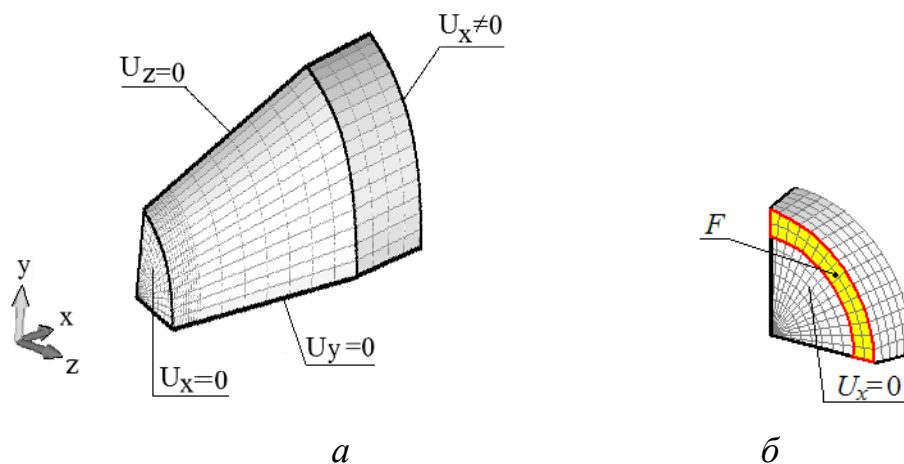


Рисунок 2.8 – Конечно-элементная модель образца с надрезом (а) и ее фрагмент (б) с выделенным желтым цветом структурным элементом в плоскости, перпендикулярной к оси образца и проходящей через вершину надреза

Расчеты показали, что рост пластических деформаций в вершине надреза (вплоть до предельных значений, соответствующих появлению трещины) происходит при напряжениях в образце вдали от надреза, не превышающих предела текучести. В вершине надреза реализуется трехмерное напряженно-деформированное состояние с коэффициентом жесткости в момент разрушения порядка 1,4. Несмотря на малые размеры надреза (глубина 1 мм) по сравнению со значением структурного параметра ( $d = 3,2$  мм), его наличие приводит к значительному снижению (до 13%) предельной нагрузки на образец. Трехмерность напряженно-деформированного состояния в зоне концентратора приводит к относительно большому стеснению пластического деформирования. В результате этого, наличие подобного концентратора напряжений в конструкции может привести к ее разрушению при общих (номинальных) напряжениях, не превышающих предела текучести.

Сопоставление разрушающих экспериментальных и расчетных номинальных напряжений в образце (рисунок 2.9), найденных на основе локального критерия вязкой прочности (2.5) и интегрального критерия (2.8), показывают, что использование интегрального критерия позволяет существенно увеличить точность вычисления предельных нагрузок. Таким образом, при формулировке критериев разрушения (как хрупкого, так и вязкого) предпочтительной для описания предельно-равновесного состояния конструкций является интегральная форма зависимости между осредненными в пределах структурного элемента параметрами напряженно-деформированного состояния узлов конструкций и характеристиками их материалов. При этом целесообразно принимать во внимание величины, характеризующие особенности поведения материалов перед разрушением (размеры структурных элементов). Особенно важен учет размеров этих элементов при наличии их близости к характерным размерам концентраторов напряжений.

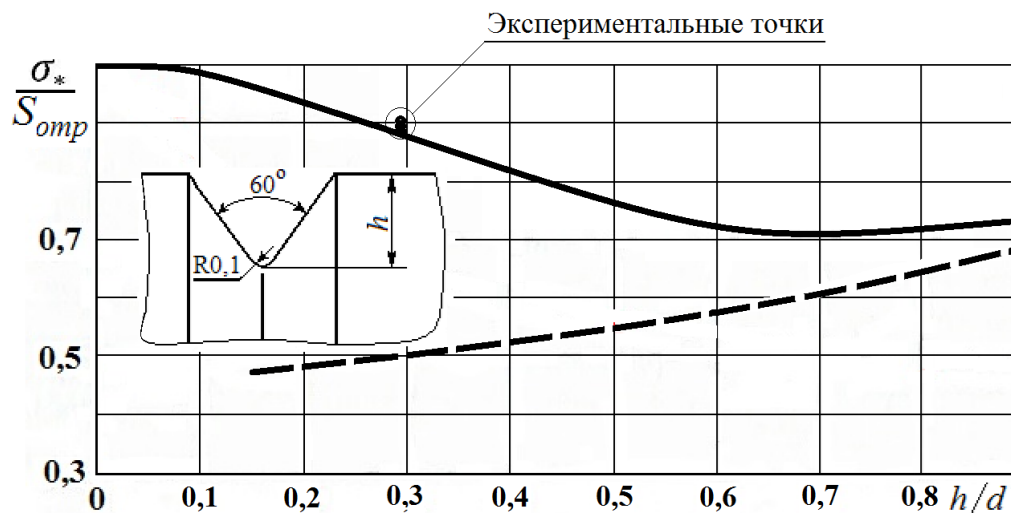


Рисунок 2.9 – Сопоставление результатов конечно-элементного расчета напряжений при разрыве образцов с надрезом  $\sigma_*$ , найденных при использовании интегрального критерия (2.8) (сплошная линия) и локального критерия (2.5) (штриховая линия), с экспериментальными данными (четыре точки)

## 2.5 Выводы по Главе 2

1. На основе сопоставления расчетных и экспериментальных данных установлено, что как при хрупком, так и при вязком разрушении традиционные (локальные) критерии в форме 2.1-2.2 или в форме 2.5 дают значительно заниженную оценку предельной прочности образцов и конструктивных элементов, содержащих концентраторы напряжений.

2. Предложены новые (интегральные) критерии разрушения, использующие представление о формировании в окрестностях концентраторов напряжений зон предразрушения (структурных элементов). При этом критерий хрупкого разрушения основан на сравнении осреднённых в зоне предразрушения нормальных напряжений с их предельными значениями (напряжениями отрыва), а критерий вязкого разрушения – на сравнении интегральной характеристики вязкого повреждения материала с ее предельным значением, равным единице.

3. Получены результаты экспериментальных исследований образцов с надрезом, позволяющие установить особенности низкотемпературного разрушения конструкций в зонах концентрации напряжений.

4. Путем сравнения расчетных данных с результатами экспериментов установлено, что предложенные интегральные критерии низкотемпературной прочности обеспечивают существенное увеличение точности расчетного определения предельных нагрузок, вызывающих разрушение конструкций при низких температурах.

## ГЛАВА 3 РАСЧЕТ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ СТАТИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ

### 3.1 Рекомендации по выполнению численных расчетов напряженно-деформированного состояния сварных конструкций

Достаточно сложным вопросом, возникающим при использовании интегральных критериев хрупкого разрушения (2.3) и (2.4) для оценки запасов прочности сварных конструкций морской техники является определение средних значений нормальных и эквивалентных (по Мизесу) напряжений по сравнительно малой площадке  $F$  (по площади структурного элемента). Аналогичные затруднения возникают и при использовании критерия вязкого разрушения (2.8). При этом необходимо выполнить численным методом оценку интеграла по площадке  $F$ , содержащей точку с наибольшим значением отношения интенсивности пластической деформации к коэффициенту снижения предельной пластической деформации  $e_{pi}/D_e$  в данном концентраторе напряжений и расположенную в этой точке бесконечно малую площадку, на которой действует главное напряжение  $\sigma_1$ . Этот интеграл имеет вид

$$I = \int_F \frac{e_{pi}(x, y, z)}{D_e(x, y, z)} dF.$$

Он зависит от геометрической конфигурации концентратора напряжений. При использовании конечно-элементного анализа для оценки  $I$  на погрешность вычислений влияют размеры (они должны быть в зоне концентратора меньше размеров площадки  $F$ ) и типы конечных элементов (в зоне концентратора они должны быть типа SOLID).

Построение всей конечно-элементной модели сложной конструкции из элементов типа SOLID приводит к значительному усложнению работы и увеличению времени расчета из-за большого числа неизвестных в разрешающей системе уравнений. Поэтому часто прибегают к использованию на первом этапе вычислений упрощенной математической модели,

составленной их пластинчатых (оболочечных) элементов. На следующем этапе в зонах концентрации напряжений выделяют подструктуры, состоящие их элементов типа SOLID, обеспечивающих необходимую точность вычислений. Пример такой подструктуры представлен на рисунке 3.1.

При построении конечно-элементных моделей в качестве модели материала для нелинейного статического анализа может быть принят материал с билинейной диаграммой деформирования и следующими характеристиками: модуль упругости  $E=210$  ГПа; коэффициент Пуассона - 0,3. Модуль пластичности  $H$  принимается с учетом результатов построения диаграммы деформирования материала в соответствии с действующими стандартами. Если рассматриваемый материал близок по своим характеристикам к малоуглеродистым и низколегированным сталям, то в первом приближении модуль пластичности может быть принят равным величине порядка  $H=1000$  МПа.

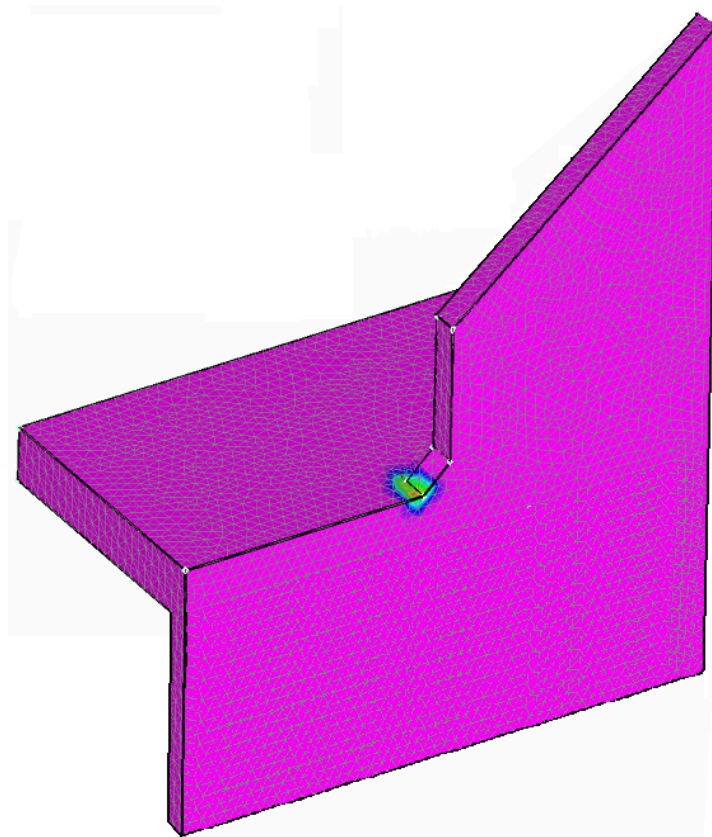


Рисунок 3.1 – Поля пластических деформаций в сварном шве в районе окончания кницы



Для каждого рассматриваемого узла строится два типа моделей:

- детализированная модель, для построения которой используются линейные элементы типа SOLID (CHEXA) с 8 узлами;
- упрощенная модель, построенная на основе 2D элементов типа SHELL.

При построении детализированной модели учитывается то, что поле напряжений и деформаций в зоне концентратора имеет весьма значительные градиенты, и достоверность результатов расчета существенно зависит от качества конечно-элементной сетки. Поэтому разбивка выполняется таким образом, чтобы в вершине концентратора обеспечивалась регулярная сетка. Размер элемента этой сетки выбирается исходя из двух условий. Во-первых, этот размер не должен превышать  $0,1k$  (где  $k$  – размер катета шва) и, во-вторых, он не должен превышать половины значения размера структурного элемента  $d$ .

Если зона концентрации напряжений находится в районе расположения сварных швов (в месте сплавления или в ЗТВ), то необходимо:

- при оценке размера структурного элемента  $d$  принимать во внимание наименьшее значение вязкости разрушения  $K_{Ic}$ , соответствующее зоне сплавления или ЗТВ;
- при оценке характеристик материала, входящих в критерии разрушения (2.3), и (2.8), принимать во внимание характеристики материала  $S_{omp}$  и  $e_p^{пред.}$ , соответствующие результатам испытаний образцов со стыковыми сварными соединениями на разрыв; при этом замеры величины  $e_p^{пред.}$  рекомендуется производить в ЗТВ.

При выполнении сварочно-сборочных операций в неблагоприятных условиях (например, сварке в замкнутом контуре) рекомендуется выполнять оценку сварочных деформаций и напряжений в соответствии с известными методами [2].

### **3.2 Сопоставление результатов расчета напряженно-деформированного состояния с данными натурных испытаний крупногабаритной сварной конструкции**

Приведенные выше рекомендации по расчету напряженно-деформированного состояния можно использовать не только при оценке прочности сварных конструкций в процессе их проектирования, но и при подготовке к проведению экспериментальных работ по оценке предельных нагрузок.

Проведение любого эксперимента сопряжено с различными трудностями как технического, так и экономического характера, при этом каждый эксперимент обладает своими характерными особенностями. Например, специфика испытаний конструкций на прочность заключается, прежде всего, в возможности использования опытного образца только в одном эксперименте. Это обусловлено тем, что в зависимости от типа исследования, нагружение конструкции производится либо до возникновения пластических деформаций, либо до полного или частичного разрушения. Очевидно, что в обоих случаях, несущая способность образца ухудшается, что делает его непригодным для повторного использования. Данная проблема актуальна для полунатурных и натурных испытаний судовых конструкций, поскольку наибольшая составляющая стоимости таких испытаний относится к изготовлению модели. В этой связи важно максимально ответственно подходить к разработке программы испытаний, что может быть решено при помощи компьютерного моделирования.

Рассмотрим сопоставление результатов расчета и эксперимента на примере испытания на прочность модели сварного форштевня арктического судна. Испытание проводилось в ФГУП «Крыловский государственный научный центр» на универсальной испытательной машине МУГ-3000. На подготовительном этапе была выполнена оценка напряженно-

деформированного состояния компьютерной 3D-модели образца (рисунок 3.2) в программном комплексе ANSYS Mechanical.

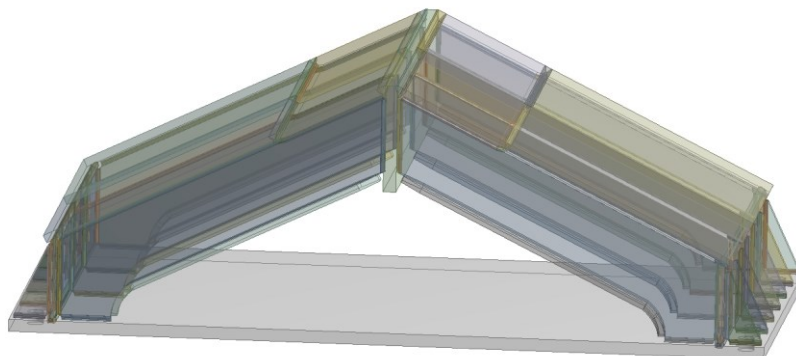


Рисунок 3.2 – Общий вид 3D-модели

Главной задачей на начальной стадии анализа являлась разработка наиболее рациональной схемы размещения тензодатчиков в районе сварных швов, поэтому в компьютерной модели особенно тщательно воспроизводилась форма сварных швов в соответствии с технорабочей документацией арктического судна (рисунок 3.3). Расчетная нагрузка принималась эквивалентной сжимающему усилию, действующему на форштевень при его внедрении в ледовое поле. Давление приложено по нормали к носовой кромке форштевня по всей длине грани. Модель жестко заделана по плоскостям вырезов для крепления плиты, на которой держится вся конструкция.

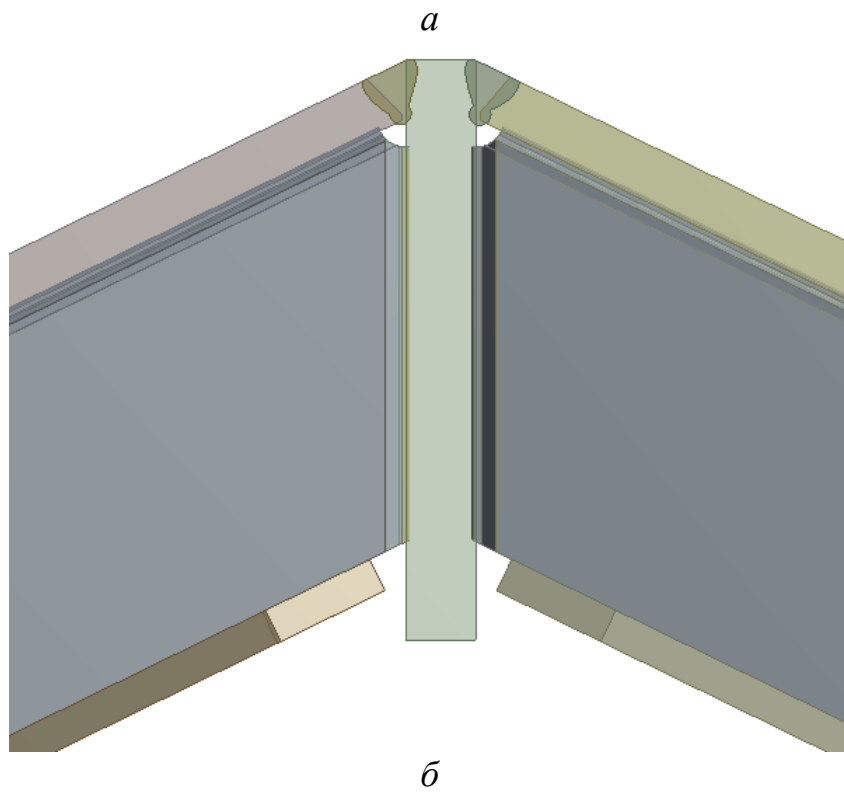


Рисунок 3.3 – Сварные швы опытного образца (а) и компьютерной 3D-модели (б)

Поскольку для выявления критических зон модели важна качественная оценка напряженно-деформированного состояния, задача решалась в линейной постановке, оценивались эквивалентные напряжения по Мизесу (рисунки 3.4-3.6).

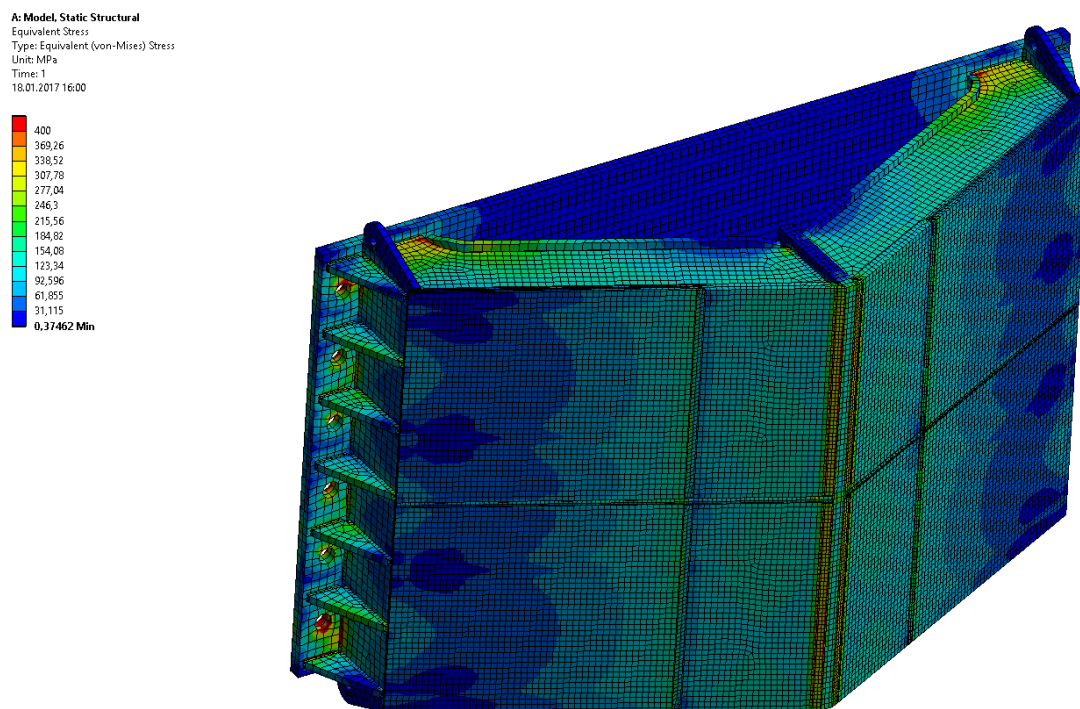


Рисунок 3.4 – Общая картина напряжений

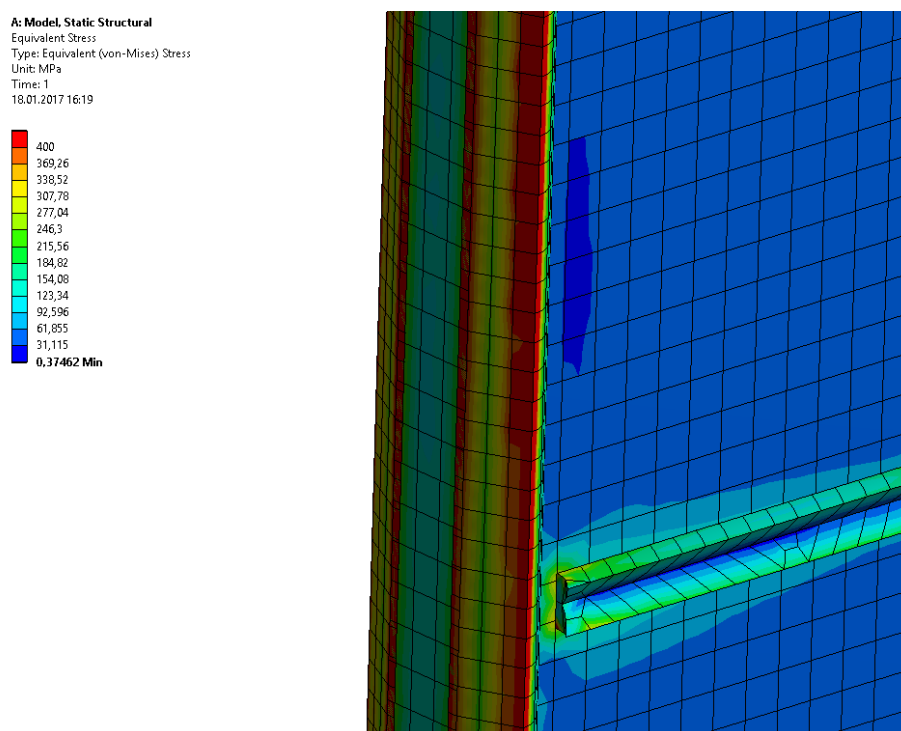


Рисунок 3.5 – Напряжения в сварном шве

A: Model, Static Structural  
 Equivalent Stress  
 Type: Equivalent (von-Mises) Stress  
 Unit: MPa  
 Times: 1  
 18.01.2017 15:59

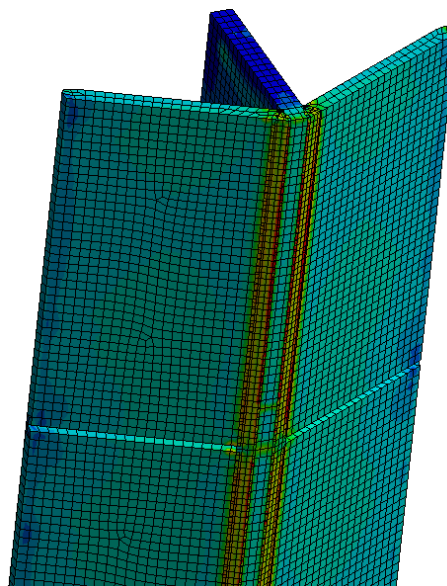
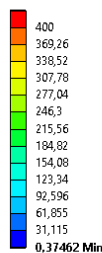


Рисунок 3.6 – Напряжения в сварных швах

В результате расчета была предложена схема расположения тензодатчиков (рисунок 3.7), впоследствии принятая при проведении испытаний.

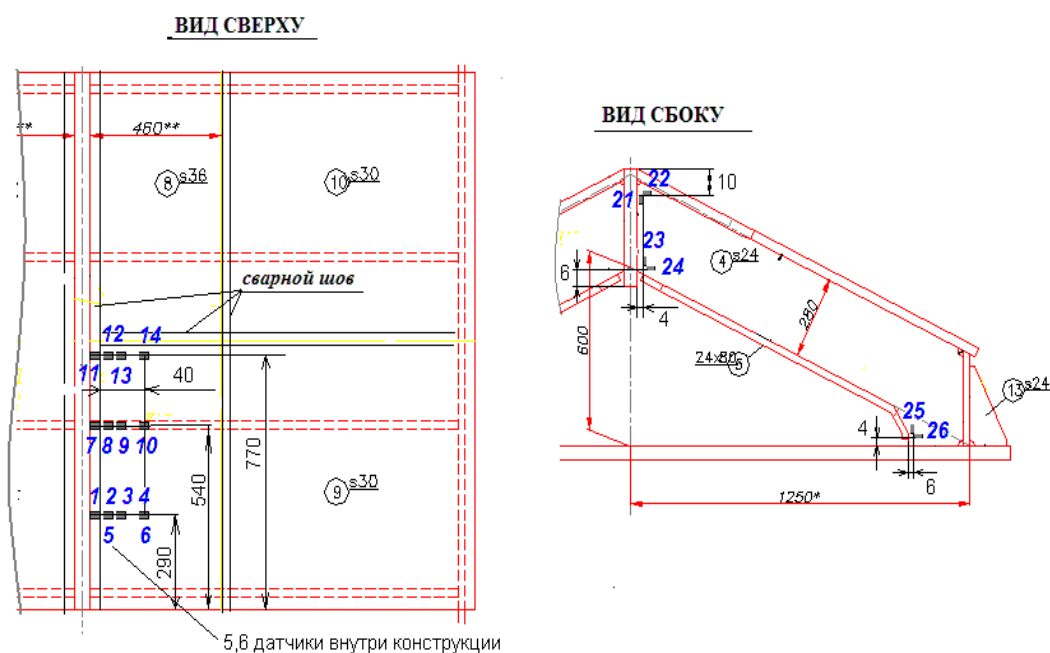


Рисунок 3.7 – Схема расположения тензодатчиков

После проведения испытания было выполнено сопоставление экспериментальных результатов с результатами численного моделирования. Учитывая, что тензодатчики измеряют перемещения в одном из направлений, значения напряжений также необходимо оценивать относительно одной из оси.

Поскольку стенка обшивки форштевня имеет наклон относительно главной системы координат, для обшивки была введена дополнительная, локальная система координат, в которой плоскость XY совпадает с плоскостью наружной обшивки. В соответствии с направлением тензодатчиков решающими в оценке результатов будут нормальные напряжения вдоль оси Y (рисунок 3.8). Для значений нормальных напряжений в брештуке выведены напряжения вдоль осей X и Y глобальной системы координат в соответствии с направлением тензодатчиков 21-26 (рисунок 3.9).

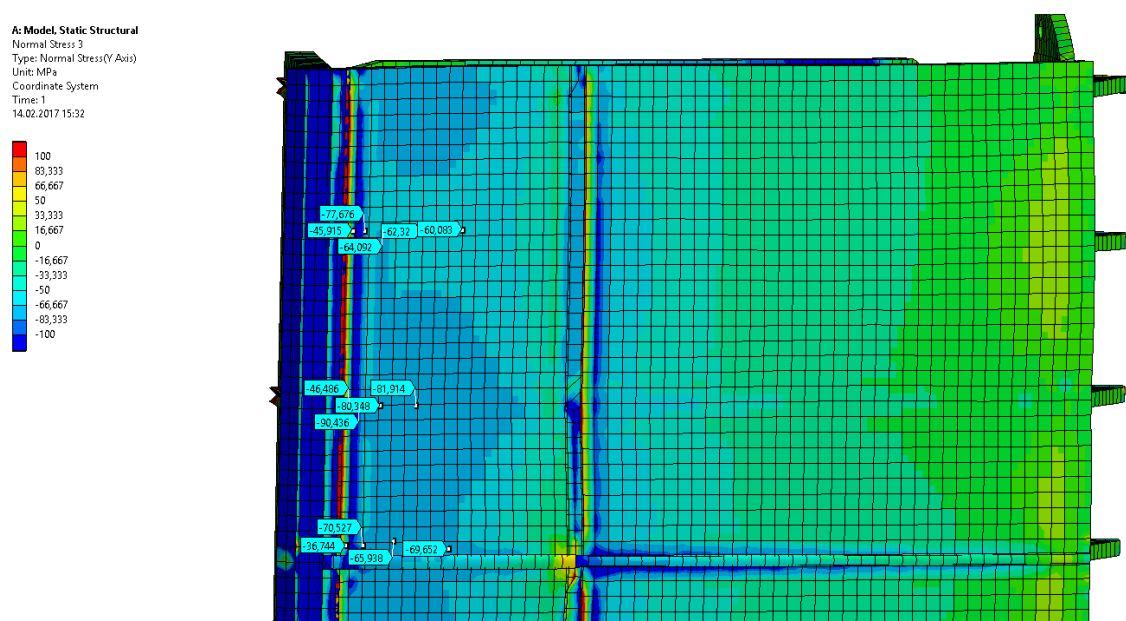


Рисунок 3.8 – Напряжения в обшивке

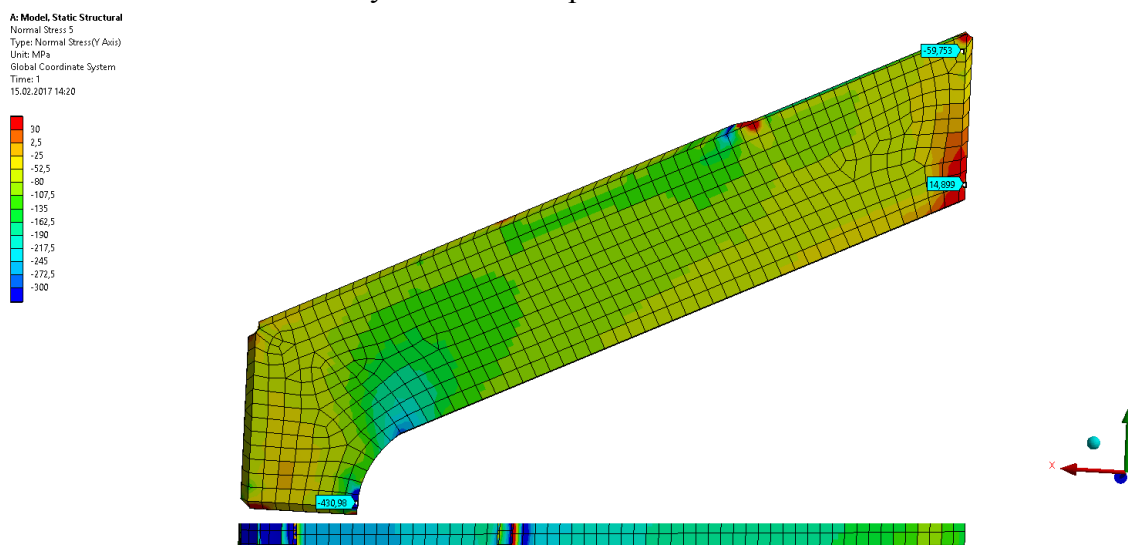


Рисунок 3.9 – Напряжения в брештуке (ось Y)

На рисунке 3.10 приведено сравнение значений напряжений, полученных на испытании с величинами, определенными посредством оценки напряженно-деформированного состояния МКЭ.

Для оценки корреляции результатов эксперимента и численного моделирования была использована формула Пирсона:

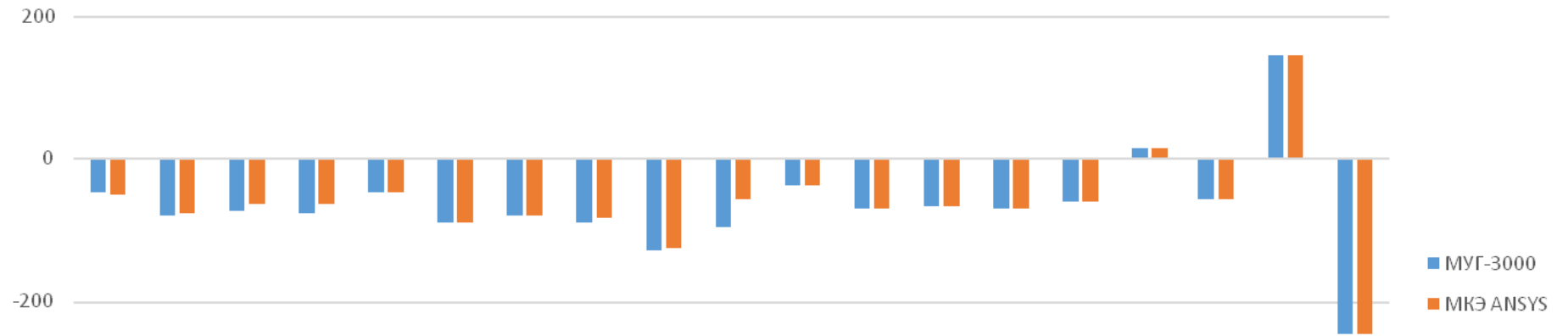
$$r_{xy} = \frac{\sum(x_i - \bar{x}) \times (y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum(x_i - \bar{x})^2 \times \sum(y_i - \bar{y})^2}}$$

где  $x_i$ ,  $y_i$  – показания датчиков и результаты численного моделирования соответственно;  $\bar{x}$ ,  $\bar{y}$  - их средние значения.

В результате расчета по этой формуле было получено значение коэффициента  $r_{xy} = 0,91$ , следовательно значения эксперимента и численного моделирования достаточно хорошо коррелируют, что позволило сделать вывод о высокой достоверности полученных результатов, а также об обоснованности предложенной схемы размещения тензодатчиков.

Учитывая, что системы автоматизированного проектирования и численного моделирования уже стали неотъемлемой составляющей инженерной и научной деятельности, использование соответствующих программных комплексов в работе любой проектной или научной организации должно считаться нормой. Спектр задач, решаемых при помощи численного моделирования, может быть чрезвычайно широк, о чем в том числе свидетельствует хорошее соответствие расчетных и экспериментальных данных. Сопоставление расчета и эксперимента подтвердило возможность надежного прогнозирования прочности сварных конструкций с использованием конечно-элементных расчетов.





	1	2	3	4	7	8	9	10	5	6	11	12	13	14	21	23	22	24	26
■ МУГ-3000	-46.1	-78.4	-72.4	-75.6	-46.3	-90	-78.6	-88	-129.	-96.8	-38.2	-70.4	-65.8	-70.4	-60	14.4	-55	144.4	-247
■ МКЭ ANSYS	-49.9	-77.7	-64.1	-62.3	-46.5	-90.4	-80.3	-81.9	-123.	-56.1	-36.7	-70.5	-65.9	-69.6	-59.7	14.9	-55.7	144.8	-245.

Рисунок 3.10 – Сравнение результатов измерений при испытаниях (МУГ-3000) и результатов численного моделирования (МКЭ ANSYS)

### 3.3 Приближенная оценка пластических деформаций в узлах и прочности конструкций

При выполнении приближенных расчетов прочности оценку пластических деформаций в узлах конструкции можно выполнить на основе упругого решения, в результате которого становится известным теоретический коэффициент концентрации напряжений  $k_m$ . При наступлении текучести пластические деформации в наиболее нагруженных точках растут быстрее, чем деформации, вычисленные по упругому решению. Коэффициент концентрации интенсивности деформаций  $k_e$  возрастает с увеличением нагрузки при малых упругопластических деформациях. Для учета этого явления Г. Нейбер предложил простую формулу, которая широко используется в расчетах на прочность:

$$k_\sigma k_e = \zeta k_m^2, \quad (3.1)$$

где  $k_\sigma$  – коэффициент концентрации напряжений;  $k_e$  – коэффициент концентрации деформаций;  $k_m$  – теоретический коэффициент концентрации напряжений, вычисляемый по упругому решению;  $\zeta$  – поправочный коэффициент (изменчивость его значений проанализирована в работе [19]; для хорошо отработанных узлов конструкции с умеренной концентрацией напряжений он отличается от единицы не более, чем на 10%). Из формулы (3.1) следует, что если напряжения и деформации связаны линейными зависимостями закона Гука, то  $k_\sigma = k_e = k_m$  и  $\zeta = 1$ .

Считая, что номинальные деформации в элементе упругие, а пластическая зона в концентраторе занимает малую часть сечения, можно принять номинальные напряжения и деформации связанными зависимостью:

$$e_n = \sigma_n / E,$$

где  $E$  и  $\sigma_m$  – модуль упругости и предел текучести материала соответственно.

Интенсивность напряжений можно выразить через предел текучести  $\sigma_m$  следующим образом

$$\sigma_{i, \max} = \eta \sigma_m.$$

В области небольших пластических деформаций, которые допустимы для судовых конструкций, сталь в первом приближении можно рассматривать как идеальный упругопластический материал. Тогда максимальные эквивалентные напряжения в узле равны пределу текучести, а максимальную интенсивность деформаций в концентраторе можно оценить по максимальным значениям упругих напряжений  $\sigma_{e, \max}$  с использованием формулы (3.1) следующим образом

$$e_i^{\max} = \zeta \sigma_{e, \max}^2 / (E \eta \sigma_m).$$

Максимальная пластическая деформация  $e_{i,p}^{\max}$  в узле, вычисляется путем вычитания упругой деформации, соответствующей моменту достижения предела текучести, из максимальной интенсивности деформаций  $e_i^{\max}$

$$e_{i,p}^{\max} = \zeta \sigma_{e, \max}^2 / (E \eta \sigma_m) - \sigma_m / E.$$

Такой упрощенный подход к оценке пластических деформаций в узлах конструкции позволяет существенно сократить объем вычислительной работы и сроки ее выполнения.

### 3.4 Нормы прочности при выполнении прямых расчетов прочности толстолистовых сварных конструкций судов и океанотехники, работающих в арктических условиях

Предлагаемый подход к расчетам прочности конструкций позволяет отказаться от принятой в настоящее время жесткой регламентации минимально допустимого значения критического параметра раскрытия в вершине трещины, находящейся в сварном соединении. В случае такого отказа начальный этап расчета прочности по способу, изложенному в п. 3.1, состоит в проверке критериев хрупкого разрушения в материале конструкции, т.е. в оценке выполнения условий (2.3) и (2.4). Если условие (2.3) не выполняется, то разрушение будет сопровождаться остаточными деформациями в зоне концентратора напряжений. При анализе такого разрушения целесообразно использовать деформационный критерий (2.8). В любом случае критерии (2.3) и (2.8) и изложенный способ расчета низкотемпературной прочности позволяют установить минимальный уровень нагрузок, приводящих к разрушению слабого узла конструкции. Установленные таким образом разрушающие (предельные) нагрузки  $Q_p$  могут быть сопоставлены с максимальными нагрузками  $Q_{\max}$ , достижимыми в процессе эксплуатации объекта. Тогда условие статической прочности может быть записано в виде

$$Q_p / Q_{\max} \geq k_3,$$

где  $k_3$  – коэффициент запаса прочности.

При разрушениях, приводящих к катастрофическим последствиям, коэффициент запаса  $k_3$  принимается равным 1,5 или более [43]. Действующая в настоящее время практика нормирования прочности, основанная на установлении минимально допустимого значения критического параметра раскрытия в вершине трещины, находящейся в сварном соединении, обеспечивает прочность конструкции при наличии некоторого дефекта. К сожалению, вследствие большого числа

неконтролируемых факторов, влияющих на прочность конструкций с дефектами, (к ним, в частности, относятся поля остаточных сварочных напряжений) нельзя точно указать размер этого дефекта. Отметим, однако, что в рамках предлагаемого метода расчета возможна оценка прочности поврежденного объекта. Выбор размеров, конфигурации «расчетного дефекта» и его расположения в реальной конструкции необходимо устанавливать с учетом принятой системы визуального и неразрушающего контроля и применяемыми технологическими процессами сварки и сборки арктических объектов. Решение данной задачи требует разработки научными коллективами, изучающими проблему обеспечения прочности и безопасности и устанавливающими соответствующие нормативы, взаимно признанных подходов к определению «расчетного дефекта» для сварных крупномасштабных нетермообрабатываемых конструкций. При наличии таких дефектов коэффициенты запаса прочности должны приниматься на 15-20% ниже по сравнению с ранее приведенным значением [43].

### 3.5 Выводы по Главе 3

1. Разработан метод расчета предельных нагрузок, вызывающих хрупкое или вязкое разрушение конструкций морской техники при обычных и низких температурах. Под предельными понимаются нагрузки минимального уровня, приводящие к разрушению слабого узла конструкции.

2. Разработаны рекомендации по оценке напряженно-деформированного состояния конструкций при расчете предельных нагрузок с помощью МКЭ и с помощью упрощенного способа, основанного на использовании формулы Нейбера.

3. Даны рекомендации по назначению запасов низкотемпературной прочности по предельным нагрузкам.

## **ГЛАВА 4 РАЗРАБОТКА МЕТОДА РАСЧЕТА УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ СТАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ, ЭКСПЛУАТИРУЮЩИХСЯ В НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ УСЛОВИЯХ**

### **4.1 Актуальность вопроса**

Международная ассоциация классификационных обществ (МАКО) предприняла ряд мер по формированию современных подходов к обеспечению долговечности судовых конструкций и унификации процедур оценки усталостного ресурса конструкций, завершившихся выпуском рекомендаций по оценке усталостной прочности судов [90] и правил МАКО по конструкции и прочности навалочных и нефтеналивных судов [71]. Развитие методов оценки усталости отражено также в отечественных и международных стандартах [19, 83, 105].

Рекомендации, правила и стандарты обычно предусматривают обязательную расчетную проверку усталостной долговечности наиболее ответственных и напряженных узлов корпусных конструкций больших судов и морских сооружений. Критические районы корпусных конструкций крупнотоннажных судов, подверженных опасности возникновения трещин и подлежащих расчетной проверке долговечности, перечислены в общих правилах [71] и нескольких рекомендациях, изданных МАКО. Однако ни в отмеченных нормативных документах, ни в Правилах РМРС [87, 88], ни в других известных источниках, не даются рекомендации по учету особенностей расчетов усталостной прочности конструкций судов и сооружений, эксплуатирующихся в низкотемпературных условиях Арктики (при температуре минус 40°C и ниже). Так, например, требования ГОСТ Р ИСО 19906 [21] сводятся к следующему:

- при оценке усталостных характеристик материала должны рассматриваться циклические напряжения, вызываемые воздействием ледовых нагрузок. Необходимо учитывать реакции сооружения на

воздействие циклических ледовых нагрузок, которые могут вызвать усталостные разрушения элементов сооружения и сварных соединений;

- сопротивление воздействию низкочастотных, высокоамплитудных циклических напряжений необходимо оценивать с использованием методов, которые применимы для оценок циклических напряжений с низкой частотой и высокой амплитудой с учетом методик по определению воздействия окружающей среды.

Известно, что усталостные трещины в таких конструкциях могут появиться в результате воздействия на них переменных нагрузок, вызванных взаимодействием с ледовыми образованиями, работой энергетического и бурильного оборудования, а также рядом других причинами. Поэтому целью настоящей главы является разработка метода расчета усталостной долговечности стальных конструкций с учетом их работы как в обычных, так и в низкотемпературных условиях (например, характерных для условий Арктики).



## 4.2 Расчет малоциклового усталостной прочности при низких температурах

Способность разрушаться под действием циклических нагрузок (в том числе и при низких температурах) – естественное и хорошо известное свойство сталей. Эта способность проявляется в низкотемпературных условиях весьма специфически, причем специфика предопределяется происходящими в материале процессами микро- и макропластического деформирования. Для учета различий между обычной и низкотемпературной усталостью, развивающейся при малом числе циклов нагружения, необходимо принимать во внимание:

- снижение предельного (приводящего к разрушению) значения интенсивности пластической деформации в результате совместного влияния двух факторов – стеснения деформирования в зонах концентрации напряжений и низкой температуры;
- увеличение пределов текучести  $\sigma_m$  и прочности  $\sigma_s$  материала при понижении температуры;
- существенное изменение других механических свойств сталей (в частности, трещиностойкости) при пониженных температурах, соответствующих вязко-хрупкому переходу.

Как отмечалось в главе 2, снижение предельного значения пластической деформации характеризуется коэффициентом снижения пластического ресурса  $D_e$ , равным отношению предельного значения интенсивности пластических деформаций  $e_p^{пред.}$ , соответствующего трехмерному напряженному состоянию (главным напряжениям  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  и  $\sigma_3$ ) и пониженной температуре  $t$ , к предельной деформации, обнаруживаемой при разрыве гладкого образца при температуре плюс 20°C. Этот коэффициент можно определить по формуле (2.13).

Кривую малоциклового усталости можно достаточно точно определить экспериментально по результатам испытаний серии охлажденных до

температуры  $T_u$  образцов при жестком нагружении по ГОСТ 25.502. Результаты обычно представляются в виде зависимости, связывающей число циклов нагружения (долговечность) от циклической упругопластической или пластической деформации.

Поскольку испытания серии охлажденных до низкой температуры образцов выполнить очень сложно, для приближенных расчетов кривую малоциклового усталости, которая представляет собой деформационный критерий малоциклового усталостного разрушения, можно выразить аналитически в виде зависимости Коффина-Менсона

$$\varepsilon_p = \bar{C}N^{-\mu}, \quad (4.1)$$

либо в виде уравнения Басквина-Коффина-Менсона

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \bar{B}N^b + \bar{\varepsilon}_f N^c. \quad (4.2)$$

Здесь  $\varepsilon$ ,  $\varepsilon_e$ , и  $\varepsilon_p$  – амплитуды полной, упругой и пластической деформаций соответственно;  $N$  – число циклов до разрушения;  $\bar{C}$ ,  $\mu$ ,  $\bar{B}$ ,  $b$ ,  $\bar{\varepsilon}_f$  и  $c$  – постоянные, зависящие от механических свойств стали.

При приближенных вычислениях постоянные, входящие в деформационные критерии (4.1) и (4.2), выражают на основе экспериментально установленных зависимостей, определяющих их связь с механическими характеристиками материала, получаемыми при статическом разрыве стандартного образца.

В соответствии со стандартом [19] постоянные  $\bar{C}$  и  $\mu$  уравнения (4.1), используемого при числах циклов меньших  $5 \cdot 10^4$ , выражаются следующим образом

$$\bar{C} = \frac{\varepsilon_f}{2}; \quad \mu = 0,5 - 0,6; \quad \bar{\varepsilon}_f = \varepsilon_f = D_e \ln \frac{1}{1-\psi}, \quad (4.3)$$

где  $\psi$  – относительное уменьшение площади поперечного сечения стандартного образца при его разрыве, определяемое по ГОСТ1497.

Отличие приведенного здесь выражения для оценки характеристики пластичности  $\varepsilon_f$  от рекомендаций стандарта [19] состоит в наличии понижающего множителя  $D_e$ , учитывающего влияние пониженной температуры и трехмерности напряженного состояния на предельную пластичность.

Постоянные величины, входящие в уравнение (4.2), рекомендуется вычислять так:

$$\bar{B} = 3,5\sigma_g / E; \quad b = -0,12; \quad c = -0,6, \quad (4.3')$$

где  $E$  – модуль упругости стали;  $\sigma_g$  – предел прочности.

При оценке усталости необходимо учитывать повышение пределов прочности  $\sigma_g$  и текучести  $\sigma_m$ , наблюдаемое при снижении температуры. Детальные экспериментальные исследования показали, что упругие характеристики материала при этом практически не изменяются.

С повышением температуры происходит экспоненциальное убывание пределов  $\sigma_g$  и  $\sigma_m$ . Это обстоятельство позволяет представить зависимость предела прочности стали от температуры  $t$  (по Кельвину) в виде [55]:

$$\sigma_g(t) = \sigma_g^* \exp \left[ \beta_g \left( \frac{1}{t} - \frac{1}{t_*} \right) \right]; \quad (4.4)$$

где  $\sigma_g^*$  – предел прочности стали соответственно при 293°К (+20°С);  $\beta_g$  – характеристики материала;  $t_* = 293^0\text{К}$ .

Для определения параметров уравнения Басквина-Коффина-Менсона, можно использовать ряд других рекомендаций [107]; в частности, хорошие результаты получаются при использовании следующих формул [107, 188]:

$$\bar{B} = 0,623 \left( \frac{\sigma_g}{E} \right)^{0,832}; \quad \bar{\varepsilon}_f = 0,0196 \varepsilon_f^{0,155} \left( \frac{\sigma_g}{E} \right)^{-0,53}; \quad b = -0,09; \quad c = -0,56. \quad (4.5)$$

На рисунке 4.1а представлены зависимости Коффина-Менсона (сплошные линии), параметры которой вычислены по формулам (4.3), (4.3'), и Басквина-Коффина-Менсона (штриховые линии) с параметрами,

найденными по формулам (4.5). Материалу (сталь 09Г2), находящемуся при комнатной температуре в одноосном напряженном состоянии, соответствуют графические зависимости, помеченные значением плюс 20°С. Полученные зависимости сопоставлены с экспериментальными данными. Низким температурам (минус 40°С и минус 60°С) соответствуют кривые, построенные для этого же материала, находящегося в зоне концентратора (в районе окончания продольного ребра, расположенного на образце, изображенном на рисунке 4.1б). Снижение пластического резерва материала в этой зоне оценено с помощью конечно-элементного расчета (коэффициент жесткости напряженного состояния в этой зоне  $\eta = 1,09$ ) и использования формулы (2.13). Оно характеризуется коэффициентом снижения предельной пластичности  $D_e = 0,635$ , соответствующим температуре минус 40°С, и коэффициентом  $D_e = 0,563$ , соответствующим температуре минус 60°С.

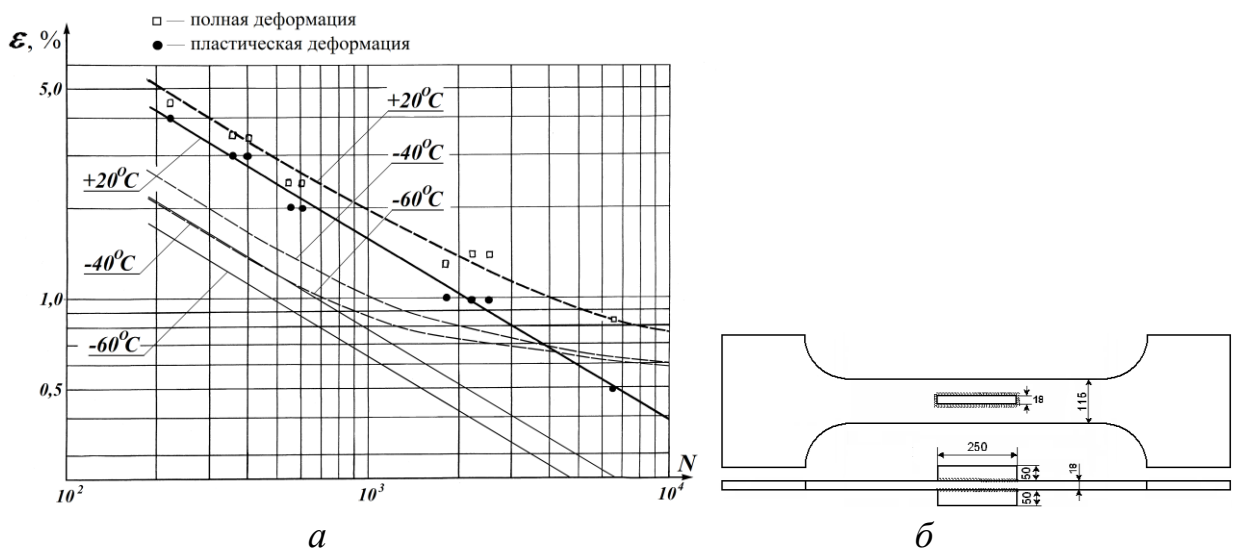


Рисунок 4.1 – Зависимости Коффина-Менсона и Басквина-Коффина-Менсона (а) для стали 09Г2, соответствующие одноосному напряженно-деформированному состоянию и трехосному состоянию в наиболее напряженной зоне образца (б)

Зависимости Коффина-Менсона и Басквина-Коффина-Менсона, приведенные на рисунке 4.1а, показывают, что понижение температуры (до минус 40°С или минус 60°С) приводит к существенному снижению малоциклового долговечности образцов с концентраторами напряжений. Это

обстоятельство важно учитывать при проектировании конструкций, работающих в низкотемпературных условиях, поскольку для обеспечения усталостной долговечности при больших силовых воздействиях на конструкции на том же уровне, который достигается при обычных температурах, необходимо в условиях низких температур существенно снижать концентрацию деформаций и напряжений в узлах конструкции, т.е. необходимо принимать другие конструктивно-технологические решения.

Ход кривых, изображенных на рисунке 4.1, показывает, что с увеличением числа циклов нагружения  $N$  (с приближением к границе малоциклового области) увеличивается различие в углах наклона к оси абсцисс зависимостей Коффина-Менсона и Басквина-Коффина-Менсона. Такое различие свидетельствует о том, что с ростом  $N$  увеличивается влияние упругой составляющей размаха деформации на процесс развития усталости, а влияние размаха пластической деформации уменьшается. Это обстоятельство дает основание утверждать, что при числах циклов нагружения  $N > 10^3$  использование критерия Басквина-Коффина-Менсона позволяет значительно точнее прогнозировать усталостные разрушения в малоциклового области.

Зависимость амплитуды напряжения  $\sigma_a$  от амплитуды упругопластической деформации  $\varepsilon$  (обобщенная диаграмма циклического деформирования) определяется путем проведения экспериментального исследования в соответствии со стандартом [19], либо приближенно с помощью соотношения Рамберга-Осгуда [107]:

$$\varepsilon = \frac{\sigma_a}{E} + \left( \frac{\sigma_a}{K_u} \right)^{1/n}, \quad (4.6)$$

где  $K_u$  – коэффициент циклической прочности,  $n$  – коэффициент циклического деформационного упрочнения.

Между параметрами уравнений (4.2) и (4.3) существуют следующие зависимости:

$$\bar{B} = K_{\sigma} \varepsilon_f^n / E; \quad n = b/c.$$

Для традиционных судостроительных сталей предпочтительней взамен соотношения (4.6) использовать аппроксимацию обобщенной диаграммы циклического деформирования, предложенную О.Г. Рыбакиной [8]:

$$\varepsilon = \varepsilon_m (\sigma_a / \sigma'_m)^{\beta}, \quad (4.7)$$

где  $\sigma'_m$  – значение амплитуды  $\sigma_a$ , соответствующее величине амплитуды деформации  $\varepsilon = \varepsilon_m$  (рисунок 4.1а);  $\beta$  – показатель степени, принимаемый обычно равным 3,5.

Для судостроительных сталей справедливо соотношение  $\sigma'_m \approx (0,83 - 0,9)\sigma_m$ .

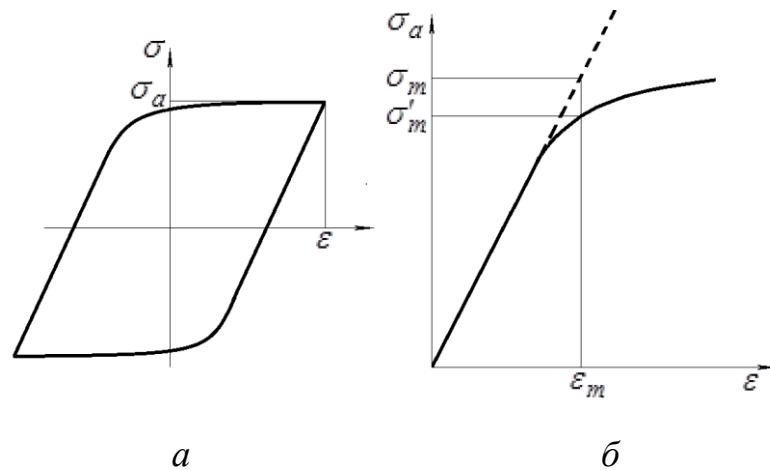


Рисунок 4.2 – Зависимость напряжений и упругопластических деформаций при симметричном цикле нагружения (а) обобщенная диаграмма циклического деформирования (б)

Для приближенного вычисления амплитуды пластических деформаций можно воспользоваться формулой Нейбера, из которой следует, что

$$\varepsilon = \varepsilon_n K_{\varepsilon} = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2E} \frac{K_T^2}{K_{\sigma}},$$

где  $\varepsilon_n$  – амплитуда номинальных (вычисленных без учета наличия концентратора) деформаций;  $\sigma_{\max}, \sigma_{\min}$  – номинальные максимальные и минимальные напряжения цикла в опасной точке;  $K_T$  – теоретический

коэффициент концентрации напряжений, полученный в результате упругого решения задачи;  $K_\varepsilon$  и  $K_\sigma$  – упругопластические коэффициенты концентрации деформаций и напряжений соответственно, определяемые с учетом повышения предела текучести материала при низких температурах в соответствии с зависимостью (2.12). Обычно коэффициент  $K_\sigma$  для конструкционных сталей с хорошо выраженными пластическими свойствами практически равен единице.

### 4.3 Расчет усталостной прочности при больших числах циклов нагружения и низких температурах

#### 4.3.1 Общие сведения о многоциклового усталости

Если для появления усталостной трещины требуется воздействие порядка  $10^4$ - $10^5$  циклов перемены нагрузки и более, то такие усталостные разрушения относят к многоцикловым. Их появление (инициация трещин) определяется накоплением дефектов в структуре материала в результате сугубо локальной знакопеременной деформации. Поскольку макронапряжения при такой усталости обычно ниже предела текучести, повреждения проявляются в виде признаков сдвигового деформирования микроструктуры материала. Затем в ней (в итоге суммирования результатов переменной микротекучести) формируются микротрещины, из которых в дальнейшем развиваются макроскопические трещины.

Расчет многоциклового усталости может быть выполнен на основе деформационного критерия Басквина-Коффина-Менсона (4.2), либо с использованием силового критерия, описываемого обычно с помощью усталостной кривой ( $S - N$  кривой). Усталостные кривые обычно строятся по результатам испытаний гладких образцов и образцов с типовыми сварными соединениями. В большинстве случаев образцы представляют собой пластины с шириной рабочей части порядка 120-200 мм и толщиной 14-20 мм. В качестве типовых сварных соединений обычно рассматриваются стыковое соединение, продольное и Т-образное соединения, соединения труб, плоские образцы с приваренными планками (накладками) и др. Экспериментальные данные подобных испытаний подвергаются кусочной аппроксимации. Наиболее часто употребляемыми диапазонами такой аппроксимации являются числа циклов нагружения от 0 до  $10^4$ , от  $10^4$  до  $10^7$  и от  $10^7$  до  $10^8$  [8, 141, 168]. Аналитические кривые усталости представляются в отдельных диапазонах чисел циклов в виде

$$N(\Delta\sigma) = C\Delta\sigma^{-m} \text{ или } \lg N = \lg C - m \lg \Delta\sigma, \quad (4.8)$$



где  $N(\sigma)$  – число циклов нагружения до разрушения при размахе напряжений  $\Delta\sigma$ ;  $C$  и  $m$  – эмпирические параметры (характеризующие соответственно смещение прямой, построенной в двойных логарифмических координатах и угол наклона к оси абсцисс) и зависящие от материала и типа сварного соединения.

В современной практике расчётов усталости различают базовые и расчётные усталостные кривые. Базовая кривая соответствует средним значениям (математическим ожиданиям) чисел циклов нагружения до появления видимых трещин в образцах. Под расчётными кривыми принято понимать зависимости между  $N$  и  $\Delta\sigma$ , соответствующие относительно малой вероятности усталостного разрушения (порядка 2,5%), определяемой с учётом статистического разброса результатов испытаний.

Аналитическое описание расчётной кривой усталости достигается корректировкой зависимости (4.8) путём замены величины  $\lg C$  на пониженное значение логарифма

$$\lg \bar{C} = \lg C - 2S_{\lg N},$$

где  $S_{\lg N}$  – среднеквадратическое отклонение  $\lg N$ .

Таким образом, расчётная кривая усталости имеет следующий аналитический вид

$$\lg N = \lg \bar{C} - m \lg \Delta\sigma. \quad (4.9)$$

В качестве примера на рисунке 4.3 приведены расчётные кривые усталости ( $S$ – $N$ - кривые) из методики, приведенной в [141].

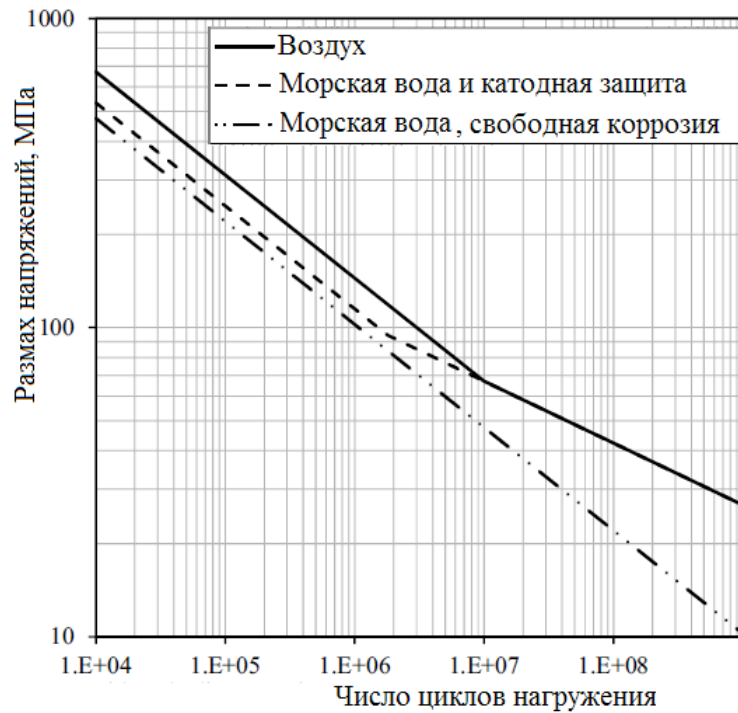


Рисунок 4.3 – Расчётные кривые усталости для сварных соединений труб

Имеющиеся экспериментальные данные свидетельствуют, что в диапазоне температур от комнатной (плюс 20°C) до плюс 100°C вид кривых усталости практически не меняется. Однако при более высоких температурах (реализуемых, например, в условиях солнечной радиации или нагрева при работе энергетических установок) необходима корректировка расчётных зависимостей. Рекомендации нормативного документа [141] сводятся к оценке параметра  $R_T$ , учитывающего снижение долговечности сварных соединений при повышении температуры, по формуле

$$R_T = 1,0376 - 0,239 \cdot 10^{-3} \cdot T_C - 1,372 \cdot 10^{-6} \cdot T_C^2,$$

где  $T_C$  – температура, выраженная в градусах Цельсия.

С использованием этого параметра производится замена величины  $\lg \bar{C}$  в выражении (4.9) на исправленное значение, равное

$$\lg \bar{C}_{R_T} = \lg \bar{C} + m \lg R_T. \quad (4.10)$$

### 4.3.2 Экспериментальное изучение усталости при низких температурах

В работе [44] установлено, что при разработке методов расчета малоциклового и многоциклового усталостной прочности необходимо принимать во внимание следующие явления:

- существенное снижение резервов пластического деформирования материала в узлах конструкции в результате совместного влияния двух факторов – стеснения деформирования в зонах концентрации напряжений и низкой температуры; снижение таких резервов приводит к уменьшению долговечности образцов с концентраторами напряжений (а, следовательно, и реальных конструкций) в малоциклового области;
- на границе, разделяющей малоциклового и многоциклового области, т.е. при числах циклов нагружения порядка  $10^4$ - $10^5$ , влияние температурного фактора на долговечность образцов с концентраторами напряжений незначительно;
- в многоциклового области температурный фактор приводит к изменению угла наклона усталостных кривых, построенных в двойных логарифмических координатах (по сравнению аналогичными кривыми, установленными по результатам испытаний образцов при комнатной температуре), а понижение температуры приводит к некоторому увеличению усталостной прочности.

Последнее явление не противоречит результатам многоциклового испытаний образцов при высоких температурах. Если при таких условиях наблюдается снижение усталостной прочности, то логично ожидать при пониженных температурах ее повышения.

Для более детального изучения особенностей усталостных разрушений в Крыловском государственном научном центре были выполнены

усталостные испытания стальных образцов при комнатной температуре (плюс 20°C) и при низких температурах (минус 25°C и минус 45°C).

Объектами испытаний (рисунок 4.4) были стальные сварные образцы двух типов (гладкие со стыковыми сварными соединениями и с приваренными к листовому элементу планками). Данные по количеству испытанных гладких образцов, их материалам и температуре испытаний приведены в таблице 4.1. Сварка образцов осуществлялась двусторонним швом с разделкой кромок. Образцы с приваренными планками, изготовленные из стали АНЗ6 (общее количество – 24 штук), испытывались при температурах плюс 20°C и минус 25°C. Аналогичные по форме образцы (8 штук), выполненные из стали ДН32, испытывались только при одном уровне температуры (минус 45°C). Форма сварных швов таких образцов представлена на рисунке 4.5.

Таблица 4.1 – Температуры испытаний образцов из сталей DS40 и EN40

Марка стали	Температура испытаний	Количество образцов
DS40	+ 20°C	6
	- 25°C	6
	- 45°C	6
EN40	+ 20°C	6
	- 25°C	6
	- 45°C	6

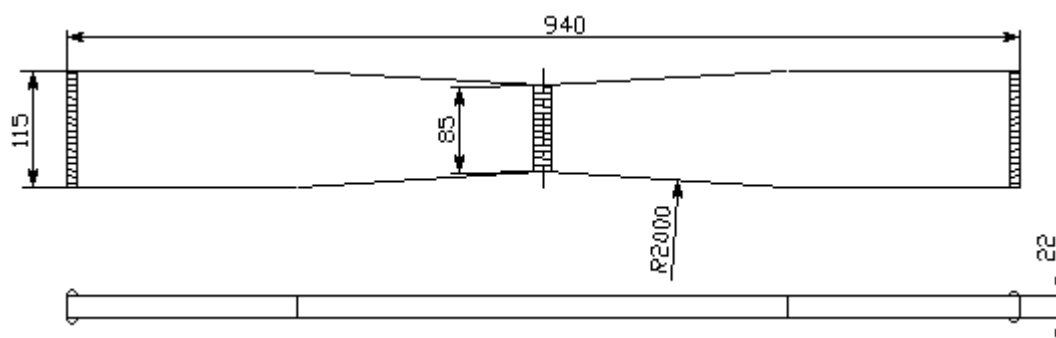


Рисунок 4.4 – Чертежи гладких образцов

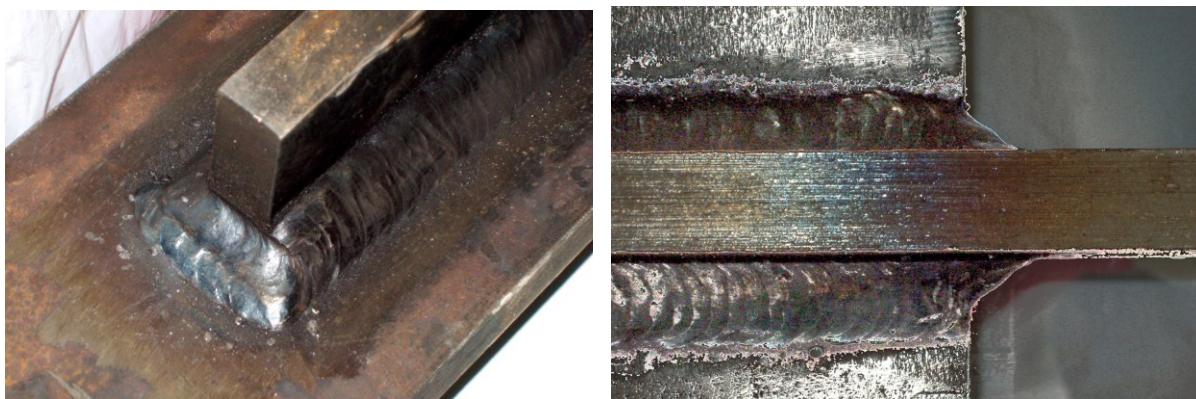


Рисунок 4.5 – Сварные швы образцов с приваренными планками (рисунок 4.1б) перед испытаниями

Испытания до разрушения образцов были выполнены на универсальной гидравлической испытательной машине с пульсатором МУП-100, оборудованной термокамерой, позволяющей поддерживать в процессе циклического нагружения постоянный уровень низкой температуры (рисунок 4.6). Вид разрушенных образцов с приваренными планками представлен на рисунке 4.7. По результатам испытаний определялись параметры усталостных кривых, соответствующих числу циклов до обнаружения трещины по показаниям тензодатчиков, расположенных рядом с местом ее инициирования. Обнаружение трещины отождествлялось с падением размаха деформаций в цикле на 5%. Кроме того, оценивались параметры кривых, соответствующие числу циклов до полного разрушения образца.

*a**б*

Рисунок 4.6. Общий вид термокамеры (*a*), установленной на универсальной гидравлической испытательной машине с пульсатором МУП-100 и образец в рабочем отделении открытой термокамеры (*б*)

*a**б*

Рисунок 4.7. Характер разрушения образцов с приваренными планками из стали АН36 при плюс 20°C (*a*) и при минус 45°C (*б*)

Примеры усталостных кривых, построенных по данным испытаний гладких образцов, приведены на рисунке 4.8. Усталостные кривые для образцов с планками представлены на рисунке 4.9 и 4.10. Значения параметров  $\lg C$ ,  $m$  и  $S_{\lg N}$  усталостных кривых для образцов со стыковыми сварными швами содержатся в таблице 4.2.

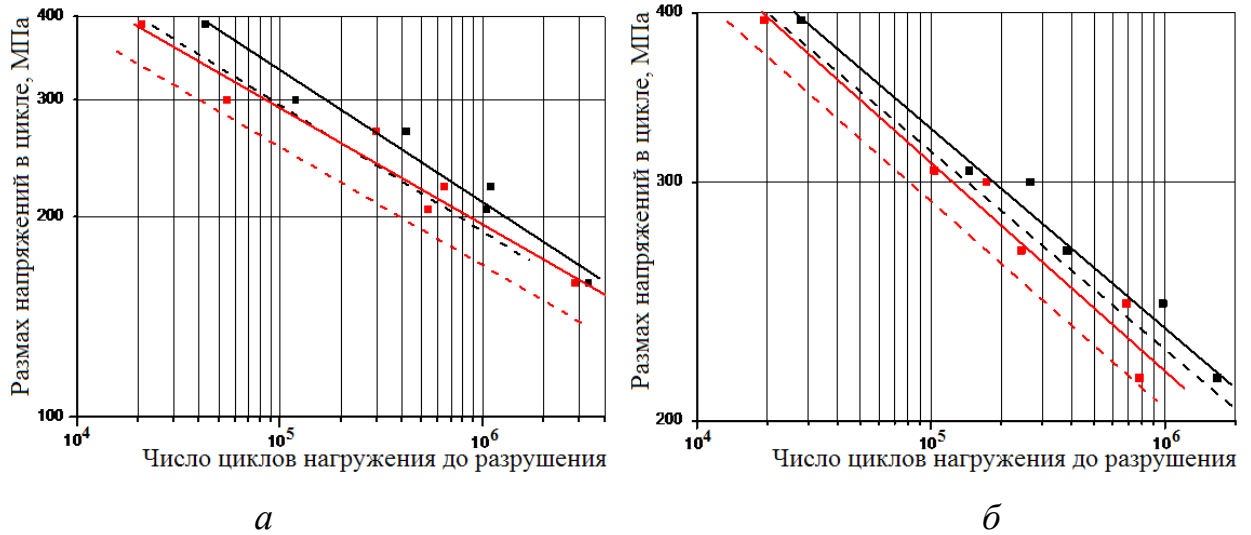


Рисунок 4.8 – Базовые (сплошные линии) и расчётные (штриховые линии) усталостные кривые стыковых сварных соединений для стали DS40 при температурах плюс 20°C (а) и минус 45°C (б): красные линии – испытания до обнаружения трещины по показаниям тензодатчиков, расположенных рядом с местом ее инициирования; черные линии – испытания до разрушения образца

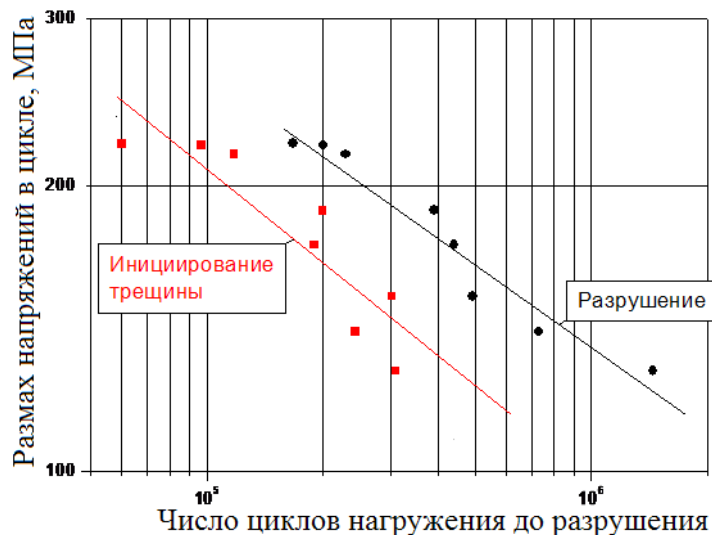


Рисунок 4.9 – Базовые усталостные кривые образца из стали DH32 со швом при низкой температуре (минус 45°C)

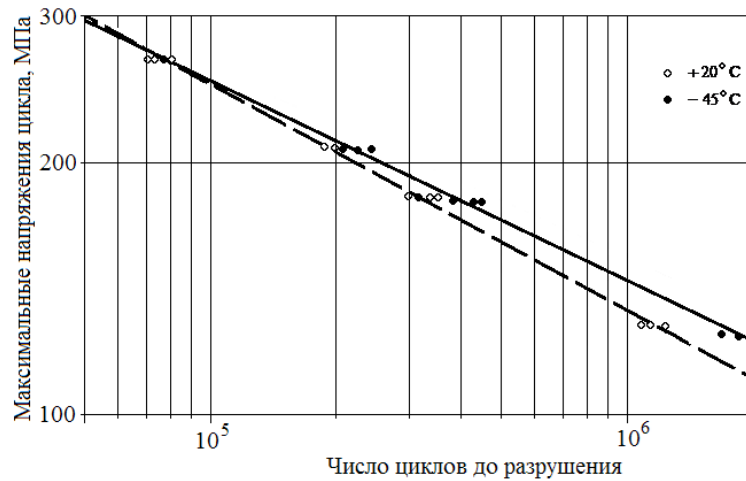


Рисунок 4.10 – Базовые усталостные кривые для стали АН36, полученные при температурах плюс 20°С (штриховая линия) и минус 45°С (сплошная линия) с помощью стальных сварных образцов с концентраторами (рисунок 4.1б), испытанных на циклическое растяжение

Таблица 4.2 – Значения параметров  $\lg C$ ,  $m$  и  $S_{\lg N}$  усталостных кривых испытанных образцов со стыковыми сварными швами

Марка стали	Температура испытаний, °С	Инициирование трещины			Разрушение		
		$\lg C$	$m$	$S_{\lg N}$	$\lg C$	$m$	$S_{\lg N}$
DS40	-45	3,32	5,82	0,16	3,48	5,18	0,12
	-25	3,17	7,42	0,25	3,26	6,82	0,20
	+20	3,24	6,72	0,14	3,29	6,68	0,10
ЕН40	-45	3,60	4,49	0,05	3,73	3,29	0,08
	-25	3,85	3,78	0,28	4,05	3,47	0,15
	+20	3,63	4,61	0,33	3,80	2,24	0,24

Полученные при усталостных испытаниях данные позволяют говорить о том, что появившиеся трещины усталости подрастают достаточно медленно. В результате усталостные кривые, построенные по моментам обнаружения трещины, существенно отличаются от кривых, соответствующих моментам полного разрушения образцов. В соответствии с данными, приведенными на рисунке 4.10, при пониженных температурах (по сравнению с комнатной) уровень усталостной прочности при числах циклов нагружения порядка  $10^4$ , разграничивающих малоцикловую и многоцикловую области, не зависит от температурного фактора. Вместе с тем, при увеличении числа циклов нагружения (по сравнению с  $10^4$ ) наблюдается заметное увеличение усталостной прочности. Большой прирост



прочности при снижении температуры наблюдается при числах циклов порядка  $10^6$  и более.

#### 4.4 Результаты регрессионного анализа параметров усталостных кривых

Приведенные в таблице 4.2 данные позволяют установить статистическую связь между параметрами низкотемпературных усталостных кривых ( $\lg \bar{C}_{rt}$  и  $\bar{m}$ ) и параметрами, соответствующими температуре плюс 20°C ( $\lg \bar{C}$  и  $m$ ). Для установления такой связи можно использовать регрессионный анализ. С целью повышения эффективности такого анализа целесообразно учесть имеющуюся априорную (теоретическую) информацию, к которой относятся следующие сведения.

Способность разрушаться под действием циклических нагрузок проявляется в низкотемпературных условиях весьма специфически, причем специфика предопределяется происходящими в материале процессами микро- и макропластического деформирования. При учете различий между обычной и низкотемпературной усталостью, развивающейся при малом числе циклов нагружения, необходимо принимать во внимание:

- снижение предельного (приводящего к разрушению) значения интенсивности пластической деформации в результате совместного влияния двух факторов: стеснения деформирования в зонах концентрации напряжений и низкой температуры;
- увеличение пределов текучести  $\sigma_m$ , и прочности  $\sigma_\sigma$  материала при понижении температуры;
- существенное изменение других механических свойств сталей (в частности, трещиностойкости) при пониженных температурах, соответствующих вязко-хрупкому переходу.

При оценке усталости необходимо учитывать повышение пределов прочности  $\sigma_\sigma$  и текучести  $\sigma_m$ , наблюдаемое при снижении температуры. Детальные экспериментальные исследования показали, что упругие характеристики материала при этом практически не изменяются.

Выше отмечалось, что с повышением температуры происходит экспоненциальное убывание пределов  $\sigma_{\epsilon}$  и  $\sigma_m$ . Зависимости пределов текучести и прочности стали от температуры (2.12) и (4.4) можно представить в виде:

$$\sigma_{\epsilon}(t) = \sigma_{\epsilon}^* \exp T_{\epsilon}(t); \quad (4.11)$$

$$\sigma_m(t) = \sigma_m^* \exp T_m(t), \quad (4.12)$$

где  $\sigma_{\epsilon}^*$  и  $\sigma_m^*$  – пределы прочности и текучести стали соответственно при  $t = 293^{\circ}\text{K}$  (при комнатной температуре плюс  $20^{\circ}\text{C}$ );  $T_m = \beta_m(1/t - 1/t_*)$  и  $T_{\epsilon} = \beta_{\epsilon}(1/t - 1/t_*)$  – температурные факторы;  $\beta_{\epsilon}$  и  $\beta_m$  – характеристики материала;  $t$  – абсолютная температура;  $t_* = 293^{\circ}\text{K}$  – комнатная температура.

Характеристики  $\beta_{\epsilon}$  и  $\beta_m$  связаны между собой. Основываясь на схеме А.Ф. Иоффе вязко-хрупкого перехода материала, эту связь можно выразить формулой [10]:

$$\beta_{\epsilon} = k_{\epsilon} \beta_m, \quad (4.13)$$

где  $k_{\epsilon} = \lg(S_{\text{отр.}}^*/\sigma_{\epsilon}^*) / \lg(S_{\text{отр.}}^*/\sigma_m^*)$ ;  $S_{\text{отр.}} = \sigma_{\epsilon}^*(1 + 1,4\psi_{\kappa})$  – сопротивление отрыву при комнатной температуре;  $\psi_{\kappa}$  – относительное сужение площади поперечного сечения стандартного образца при разрыве.

Из формулы (4.13) следует, что

$$T_{\epsilon} = k_{\epsilon} T_m. \quad (4.14)$$

Значение  $\beta_m$  зависит от  $\sigma_m^*$  (уменьшается при увеличении  $\sigma_m^*$ ). Для строительной стали Ст3 с пределом текучести 270 МПа  $\beta_m = 120^{\circ}\text{K}$  [55].

Формулы (4.11)-(4.13) показывают, что основные механические характеристики стали  $\sigma_{\epsilon}(t)$  и  $\sigma_m(t)$  зависят от трех параметров –  $T_{\epsilon}$ ,  $T_m$  и  $k_{\epsilon}$ . Из формулы (4.14) следует, что только два из них являются независимыми

(например,  $T_m$  и  $k_g$ ). Если предположить, что пределы усталости на ограниченном числе циклов  $N$  также являются функциями этих параметров, то данные, приведенные в таблице 4.2, позволяют построить регрессионную зависимость параметров низкотемпературных усталостных кривых от двух независимых факторов  $T_m$  и  $k_g$ . При таком построении, устанавливая вид отыскиваемой регрессионной зависимости, целесообразно ориентироваться на формулу (4.10), что позволяет принять отыскиваемую зависимость в следующем виде

$$\lg \bar{C}_{rt} = \lg \bar{C} + mr_t(T_m, k_g), \quad (4.15)$$

$$\text{где } r_t(T_m, k_g) = a_0 + a_1 T_m + a_2 k_g + b T_m k_g + c_1 T_m^2 + c_2 T_m^2 k_g. \quad (4.16)$$

Использование регрессионного анализа [10] и выполнение оценки значимости уравнения регрессии с помощью  $F$ -критерия Фишера позволило установить, что значимыми в правой части уравнения (4.16) являются только два члена (третий и четвертый) и выражение для функции  $r_t(T_m, k_g)$  после уточнения имеет следующий вид

$$r_t = 0,174 T_m + 0,434 T_m k_g.$$

С учётом ранее принятых обозначений эту формулу можно записать в виде

$$r_t = 0,434(\beta_g + 0,4\beta_m)(1/t - 1/t_*). \quad (4.17)$$

Таким образом, результаты описанных выше экспериментальных исследований и статистической обработки опытных данных дают возможность оценивать по формуле (4.15) параметр  $\lg \bar{C}_{rt}$  низкотемпературных усталостных кривых путем суммирования значений параметра  $\lg \bar{C}$ , соответствующего комнатной температуре, с добавкой  $mr_t(T_m, k_g)$ , вычисляемой с помощью формулы (4.17).

На основе регрессионного анализа установлено, что связь между показателем степени  $\bar{m}$  низкотемпературной усталостной кривой и

показателем степени  $m$ , соответствующей температуре плюс  $20^{\circ}\text{C}$ , может быть оценена в диапазоне чисел циклов нагружения от  $10^4$  до  $10^6$  по формуле

$$\bar{m} = m / (1 - 0,333m \cdot r_t). \quad (4.18)$$

Сопоставление характера изменения параметров низкотемпературной усталостной кривой при понижении температуры, устанавливаемое на основе формул (4.15), (4.17) и (4.18), с ходом усталостных кривых, приведенных на рисунке 4.10, показывает, что повышение концентрации напряжений приводит к значительному влиянию температурного фактора на усталостную прочность стальных сварных конструкций. Имеющиеся данные усталостных испытаний пластинчатых образцов с приваренными планками (см. чертеж на рисунке 4.1б) позволяют вместо формулы (4.17), полученной для сварных стыковых соединений, предложить следующую зависимость для оценки температурного параметра  $r_t$ , соответствующего узлам конструкции (концентраторам напряжений)

$$r_t^y = 0,434(\beta_e + 0,4\beta_m)(1/t - 1/t_*) \left[ \eta(1 + \bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3) \right]^{2,3},$$

где  $\eta$  – коэффициент жесткости напряженного состояния в рассматриваемом концентраторе.

Для оценки исправленного значения показателя  $\bar{m}$ , соответствующего узлам конструкции, можно использовать формулу (4.18), подставляя в нее взамен параметра  $r_t$  параметр  $r_t^y$ .

Приведенные выше рекомендации по оценке параметров усталостной кривой дают основания для следующего описания ее эволюции при изменении температуры (рисунок 4.11).

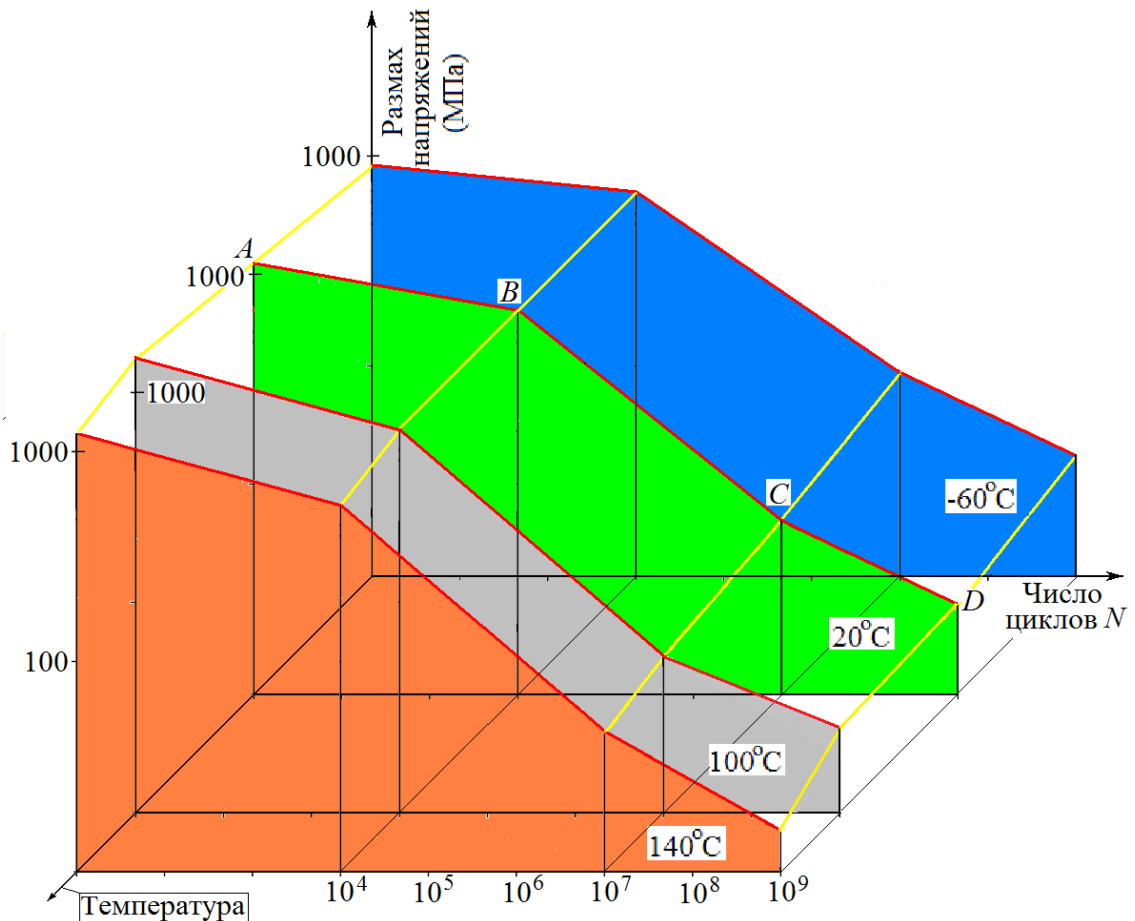


Рисунок 4.11 – Изменение положения характерных точек (А, В, С, D) усталостной кривой при варьировании температуры

При повышении температуры от плюс 20°C до плюс 100°C точки ломаной BCD смещаются параллельно оси температур  $t$  (многоцикловая усталостная кривая не изменяется). Дальнейшее повышение температуры приводит к понижению положения всех характерных точек (усталостная прочность уменьшается). При понижении температуры от плюс 20°C до минус 60°C точка В смещается параллельно оси температур  $t$ , точка А снижает свое положение (малоцикловая прочность уменьшается), а остальные точки (С и D) повышают свое положение (усталостная прочность при больших числах циклов нагружения повышается).

Другие отличия в расчетных процедурах оценки обычной и низкотемпературной усталостной прочности не являются существенными. Учет влияния концентрации напряжений и технологических факторов в узлах конструкций можно выполнять на основе применения эффективных

коэффициентов концентрации напряжений [8, 9, 19, 90, 141, 191] (метод «номинальных напряжений») либо путем использования широко применяемых приемов, основанных на определении напряжения в «горячей точке» и на использовании расчетных усталостных кривых для формирования метода расчета усталости конструкций (Hot spot approach) [141, 190] или метода «локальных напряжений» (Notch stress approach) [141]. Особенность последнего метода – условное скругление формы сварных соединений в наиболее напряженных зонах (как, правило, за счет использования радиуса скругления равного 1 мм). Подобное скругление служит средством преодоления реально существующей неопределенности геометрии в зоне сплавления (weld toe), а также у полостей в стыковых и крестообразных соединениях, наблюдаемых при неполном их проплавлении.

При использовании правила линейного суммирования повреждений (правило Пальмгрена-Майнера [8, 75, 186]) необходимо учитывать повторяемость температурных режимов эксплуатации конструкции.

Выполненные исследования позволяют говорить о том, что при консервативной оценке многоциклового долговечности конструкций, работающих в условиях низких температур, допустимо пренебрегать учетом температурного фактора. Погрешность вычисления допускаемых напряжений, обеспечивающих достижение требуемого уровня долговечности, не превышает обычно 10% и направлена в безопасную сторону. Погрешность вычисления долговечности, как правило, не более 55%.

## **4.5 Учет трехмерности напряженного состояния в узлах соединения судовых конструкций при расчетах их усталостной прочности**

### **4.5.1 Специфика условий нагружения и напряженно-деформированного состояния конструкций морской техники**

В расчетах усталостной долговечности конструкций обычно без особого акцентирования используется переход от двухосного или трехосного напряженно-деформированного состояния к одноосному. В самом деле, применяемые усталостные кривые (как базовые, так и расчетные) получаются в результате испытаний при одноосном циклическом растяжении образцов основного материала или при циклическом нагружении сварных соединений, сопровождающемся относительно малым отличием напряженного состояния от одноосного (малым значением коэффициента жесткости напряженного состояния). При наличии конструктивных концентраторов, как правило, напряженное состояние становится трехосным. Обычная рекомендация по учету такого состояния сводится к оценке интенсивности напряжений в зоне концентратора и расчету усталостной долговечности (как это принято делать при одноосном напряженном состоянии), принимая во внимание максимальные и минимальные напряжения цикла равными соответствующим значениям интенсивности напряжений [75, 90, 126]. Однако в последнее время наметился дифференцированный подход к переходу от трехмерного напряженного состояния к одномерному с учетом особенностей процесса циклического нагружения. Обзор работ в этом направлении и следующие из него выводы приведены ниже.

Усталостные повреждения обычно возникают на свободных поверхностях узлов судовых конструкций, моделируемых оболочечными или пластинчатыми конечными элементами, находящимися в условиях или плоского напряженного состояния, или плоской деформации. В большинстве ситуаций такой подход к моделированию пригоден для расчетного анализа



усталостных повреждений и, несмотря на наличие определенной степени трехосности напряженного состояния в зонах развития усталостных повреждений, рекомендован действующими стандартами, требованиями классификационных обществ и унифицированными требованиями МАКО для выполнения расчетов усталостной долговечности [21, 71, 87, 88, 90, 105]. Однако при наличии толстолистовых элементов конструкций и при использовании при этом необычных конструктивно-технологических приемов оформления узлов (как это наблюдается в конструкциях сварных штевней судов ледового плавания и в узлах соединения трубчатых элементов нефтегазодобывающих платформ) необходим учет трехмерности напряженного состояния в узлах. Именно в подобных зонах часто возникают и развиваются усталостные повреждения. Вместе с тем в упомянутых ранее стандартах, требованиях классификационных обществ и рекомендациях МАКО нет приемлемых рекомендаций по такому учету.

Таким образом, в реальных узлах судовых конструкциях мы практически всегда имеем дело с многоосным напряжённым состоянием, характеризуемым тензором напряжений. В общем случае в процессе *непропорционального* нагружения три главные оси тензора напряжений могут поворачиваться в глобальной лагранжевой системе координат, оказывая существенное влияние на процесс накопления и развития усталостных повреждений. В частном случае, при *пропорциональном* нагружении, поворот главных осей тензора не происходит. Нагружение, близкое к пропорциональному, часто возникает в корпусе судна, например, при его статическом деформировании в условиях волнения по форме, близкой к форме основного тона упругих колебаний, и вибрации корпуса с частотой основного тона, вызванной динамическими нагрузками. Непропорциональное нагружение возникает в корпусе судна, например, при деформировании (статическом или динамическом) по разным формам собственных упругих колебаний, причем значимыми являются две (или более) обобщенные координаты, соответствующие разным формам.

Более характерно непропорциональное нагружение для конструкций нефтегазодобывающих платформ, вызываемое деформированием конструкций по нескольким формам собственных колебаний. В качестве примера такого нагружения рассмотрим процесс изменения напряжений в верхних (в районах соединения опор с корпусом платформы) и нижних (в районах соединения опор с башмаками) частях опор самоподъемной плавучей буровой установки «Арктическая» (рисунки 1.3 и 4.12).

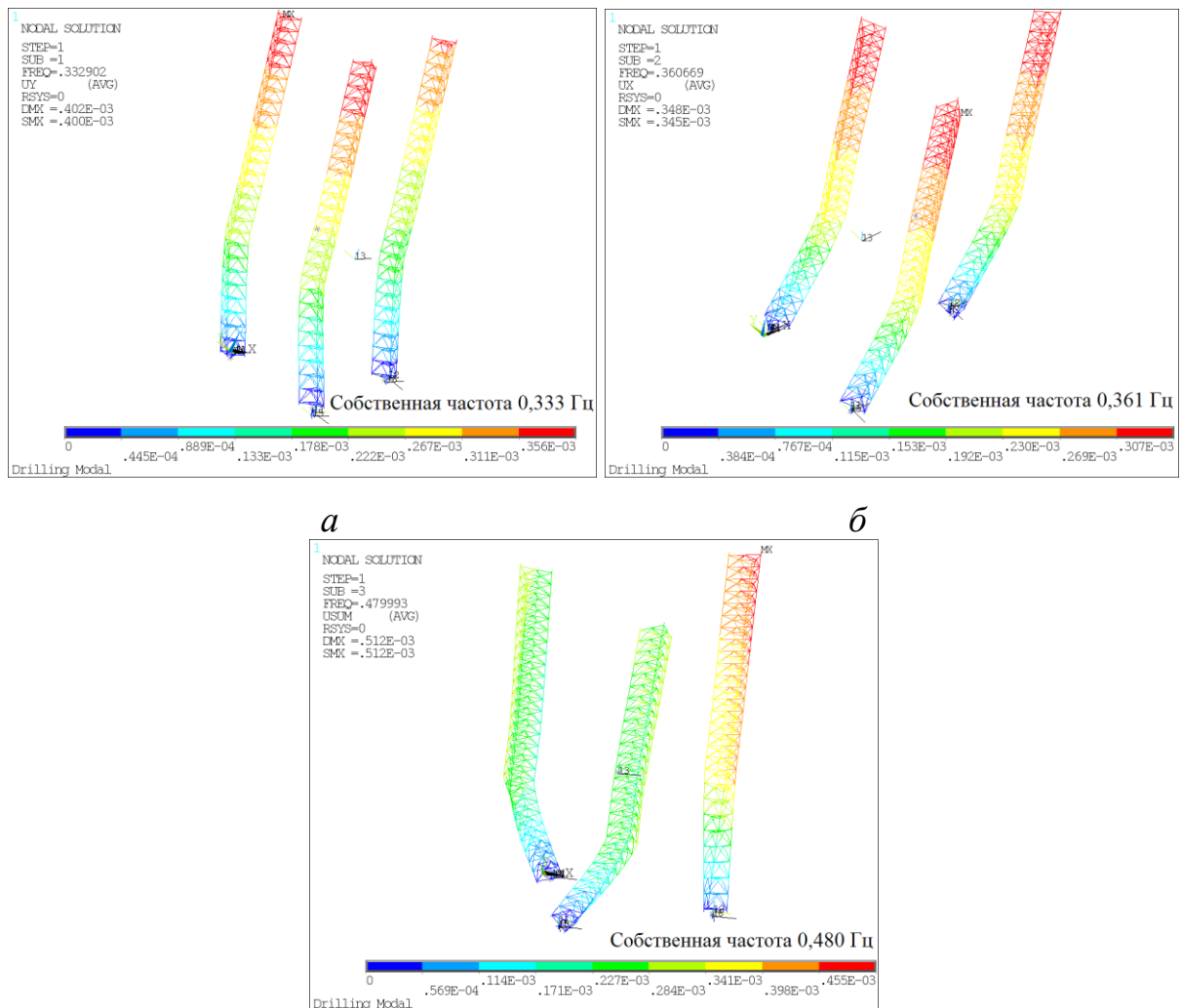


Рисунок 4.12 – Формы изгиба опор самоподъемной плавучей буровой установки «Арктическая», соответствующие первой (*a*), второй (*б*) и третьей (*в*) формам собственных колебаний на акватории с глубиной 30 м

Даже в относительно простом случае пропорционального нагружения усталость при многоосном напряженном состоянии в настоящее время

представляет собой, прежде всего, обширную область научных исследований, а их результаты позволяют пока говорить о приближенных приемах анализа явления усталости. При наличии многоосности напряженно-деформированного состояния конечно-элементное моделирование узлов конструкций морской техники выполняется с использованием 3D-элементов. В результате конечно-элементного анализа для каждой критической точки (КТ), в которой имеется потенциальная возможность появления трещины, можно определить три главных напряжения  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  и  $\sigma_3$ , либо построить реализацию процессов изменения этих напряжений во времени. Из этих напряжений на основе принятого критерия усталостного разрушения необходимо сформировать расчетное напряжение  $\sigma_p$  или вектор расчетных напряжений  $\vec{\sigma}_p$  (либо реализацию процесса изменения  $\sigma_p(t)$  или  $\vec{\sigma}_p(t)$ ).

Таким образом, решение задачи учета многоосности напряженного состояния в КТ при анализе развития усталостных повреждений состоит в правильном выборе критерия разрушения и алгоритма вычисления соответствующего ему расчетного напряжения.

По результатам анализа работ [126, 139, 140], в которых представлены наиболее известные в настоящее время методы оценки усталостной прочности элементов при сложном напряженном состоянии, можно выделить следующие основные методы, в той или иной степени апробированные для подобных расчетов:

- метод абсолютных максимальных главных напряжений;
- метод знаковых эквивалентных (по Мизесу) напряжений;
- метод знаковых максимальных касательных напряжений;
- метод критической плоскости.

Ниже приведен краткий критический анализ представленных методов.

#### **4.5.2 Метод абсолютных максимальных главных напряжений**

Предполагается, что в результате конечно-элементного анализа с использованием 3D-элементов для каждой из анализируемых КТ

конструкции сформирована реализация вектора главных напряжений с компонентами  $\sigma_1(t)$ ,  $\sigma_2(t)$  и  $\sigma_3(t)$ .

Процедура определения абсолютных максимальных главных напряжений иллюстрируется с помощью рисунка 4.13 и таблицы 4.3.

Таблица 4.3 – Оценка размахов абсолютных максимальных главных напряжений по значениям напряжений  $\sigma_1$  и  $\sigma_3$

Моменты времени	0	1	2	3	4	Макс. размах
Максимальные главные напряжения	200	120	90	140	220	220-90=130
Минимальные главные напряжения	40	-120	-220	-140	20	40-(-220)=260
Абсолютные максимальные главные напряжения	200	120	-220	140	220	220-(-220)=440

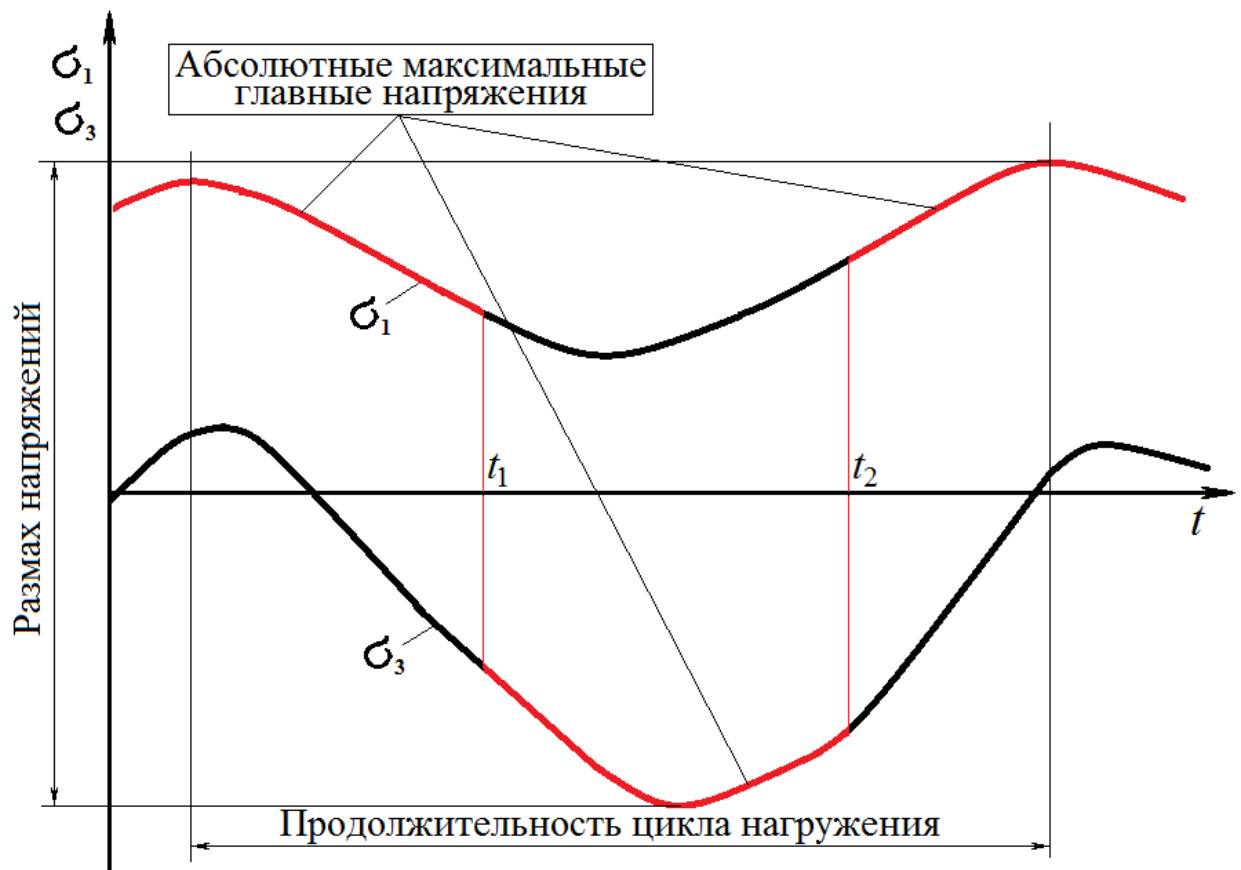


Рисунок 4.13 – Процессы изменения во времени главных напряжений  $\sigma_1(t)$  (верхняя двухцветная кривая),  $\sigma_3(t)$  (нижняя двухцветная кривая) и абсолютных максимальных главных напряжений (красные линии):  $t_1$  и  $t_2$  – моменты времени, соответствующие равенству  $|\sigma_1| = |\sigma_3|$

Специфика способа абсолютных максимальных главных напряжений состоит в том, что размахи нормальных напряжений оцениваются консервативно, чем обеспечивается определенное занижение последующих оценок усталостной долговечности рассматриваемых КТ. Необходимо также принимать во внимание, что термин «абсолютные» в данном случае не исключает учета знаков главных напряжений.

После построения в соответствии с принятым алгоритмом реализации процесса изменения во времени абсолютных максимальных главных напряжений, соответствующего процессу эксплуатационных нагрузок, дальнейший расчет усталостной долговечности выполняется по процедуре, принятой для элементов, работающих в условиях одноосного растяжения-сжатия.

#### 4.5.3 Метод знаковых эквивалентных напряжений

Этот метод основан на результатах экспериментальных исследований, позволяющих утверждать, что для металлических материалов в случае пропорционального нагружения сведение многоосного напряжённого состояния к одноосному с использованием псевдонормы тензора, порождённой критерием прочности Губера-Мизеса, почти всегда приводит к консервативной оценке усталостной долговечности. Знаковые эквивалентные напряжения с использованием этой псевдонормы определяются по формуле

$$\sigma_e(t) = \text{sign} \sqrt{3/2 \mathbf{S}(t) : \mathbf{S}(t)}, \quad (4.19)$$

где  $\mathbf{S}$  – тензор-девиатор;  $\text{sign}$  – функция знака эквивалентных напряжений, для выбора которого наибольшее употребление нашли два правила: соответствия знаку наибольших по абсолютной величине главных напряжений (первое, более употребительное правило)

$$\text{sign} = \begin{cases} +1 & \text{при } |\sigma_1| > |\sigma_3|; \\ -1 & \text{при } |\sigma_1| < |\sigma_3|. \end{cases}$$

и соответствия знаку гидростатических напряжений  $\text{sign} = \text{sgn}(\text{tr}(\boldsymbol{\sigma}))$  (второе

правило). Нормы тензоров упругих и пластических деформаций определяются аналогично (4.19).

При рассмотрении этого метода, как это предполагалось и ранее, на основе результатов конечно-элементного анализа с использованием 3D-элементов для каждой из рассматриваемых КТ считаются известными реализации процессов  $\sigma_1(t)$ ,  $\sigma_2(t)$  и  $\sigma_3(t)$ .

Алгоритм метода знаковых эквивалентных напряжений строится следующим образом:

1. На основе реализаций процессов  $\sigma_1(t)$ ,  $\sigma_2(t)$  и  $\sigma_3(t)$  строится реализация процесса эквивалентных напряжений (по Мизесу)

$$\sigma_e(t) = \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} / \sqrt{2}.$$

2. Следуя первому правилу выбора знаков, для получения знаковых эквивалентных напряжений эквивалентным напряжениям по Мизесу присваивается знак абсолютных максимальных главных напряжений (знак наибольших по абсолютной величине главных напряжений). Например, при реализациях процессов  $\sigma_1(t)$  и  $\sigma_3(t)$ , изображенных на рисунке 4.13, отрицательный знак следует «приписать» эквивалентным напряжениям только на интервале времени от  $t_1$  до  $t_2$ .

Перестраиваемая таким образом реализация процесса эквивалентных напряжений превращается в реализацию процесса знаковых эквивалентных напряжений, которая используется для последующего расчета усталостной долговечности рассматриваемого элемента конструкции. Причем предполагается, что этот элемент работает в условиях одноосного растяжения-сжатия.

#### **4.5.4 Метод знаковых максимальных касательных напряжений**

Алгоритм определения знаковых максимальных касательных напряжений строится следующим образом:

1. Строится реализация процесса максимальных касательных напряжений с использованием известного соотношения

$$\tau_{\max}(t) = (\sigma_1 - \sigma_3)/2.$$

2. Максимальным касательным напряжениям присваивается знак главного напряжения  $\sigma_1$ , в результате чего формируется процесс знаковых максимальных касательных напряжений  $\tau_{\max}^{\pm}(t)$ , т.е.

$$\tau_{\max}^{\pm}(t) = \frac{\sigma_1}{|\sigma_1|} \times \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}.$$

Последующий расчет усталостной долговечности выполняется в предположении, что рассматриваемый элемент конструкции работает в условиях чистого сдвига.

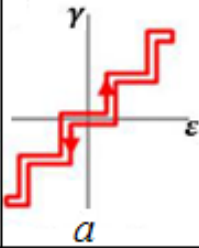
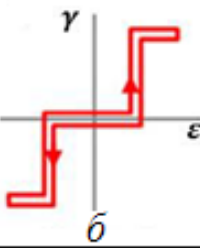
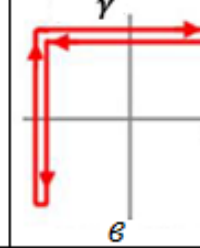
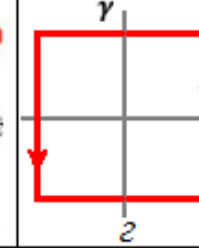
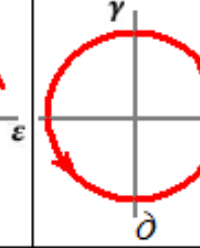
#### 4.5.5 Метод критической плоскости

Метод критической плоскости имеет несколько модификаций. Все они достаточно сложны и трудоемки, поэтому в инженерных расчетах применяются, как правило, в исключительных случаях с использованием программного пакета MSC.Fatigue (MSC. Fatigue User's Guide. [www.mssoftware.com](http://www.mssoftware.com)), в котором представлены основные зависимости и процедуры расчета эквивалентных напряжений и усталостной долговечности рассматриваемого элемента.

Метод критической плоскости обычно рекомендуется использовать при непропорциональном напряженном состоянии зон концентрации напряжений, вызванном циклическим нагружением конструкции (см., например, статью Стрижиуса В.Е. «Методы расчета на усталость элементов авиационных конструкций при многоосном нагружении». – Научный вестник МГТУ ГА. 2013, №187, с.65–73). Экспериментально установлено, что форма пути нагружения существенно влияет на накопление усталостных повреждений. В таблице 4.4 приведены относительные (отнесенные к долговечности при пропорциональном нагружении, равной 17500 циклов для стали и 2050 циклов для алюминия) долговечности полых цилиндрических образцов из стали 304 и алюминиевого сплава 6061 по данным Т. Itoh при 4 вариантах (а, б, в, г, д) пути непропорционального

нагружения на плоскости  $\varepsilon$ – $\gamma$  при равных размахах деформаций (для стали при растяжении 0,50% и сдвиге 0,87%; для алюминия при растяжении 0,57% и сдвиге 0,98%).

Таблица 4.4 – Относительная долговечность полых цилиндрических образцов из стали 304 и алюминиевого сплава 6061 при 4 вариантах (*a*, *б*, *в*, *г*, *д*) пути непропорционального нагружения на плоскости  $\varepsilon$ – $\gamma$

Путь нагружения					
	<i>a</i>	<i>б</i>	<i>в</i>	<i>г</i>	<i>д</i>
сталь	55,4%	102,9%	11,7%	14,9%	–
алюминий	164,4%	136,6%	63,9%	80,8%	22,7%

Для КТ, которые обычно расположены на свободной поверхности элемента конструкции, характерно такое напряженное состояние, когда одно из главных напряжений равняется нулю, а соответствующее ему главное направление ориентировано по нормали к поверхности. Два других главных направления лежат в плоскости, касательной к свободной поверхности. Напряжение  $\sigma_1$  – это максимальное главное напряжение, а напряжение  $\sigma_2$  будем считать другим главным напряжением в этой плоскости (рисунок 4.14).

Направление максимального главного напряжения определяется углом  $\varphi_p$ . Двухосность напряженного состояния можно характеризовать коэффициентом двухосности  $\bar{\sigma}_2 = \sigma_2 / \sigma_1$ , изменчивость главных направлений – разбросом угла  $\Delta\varphi_p$ .



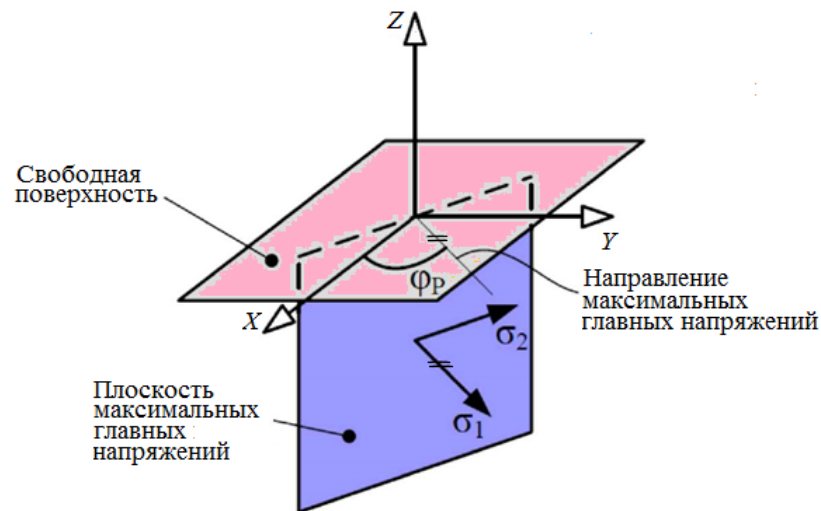


Рисунок 4.14 – Направление главных напряжений на свободной поверхности

Для рассматриваемой КТ в каждый момент времени могут быть оценены значения коэффициента двухосности  $\bar{\sigma}_2(t)$  и разброса угла  $\Delta\varphi_p(t)$ . При непропорциональном нагружении  $\bar{\sigma}_2(t) \neq 0$  и  $\Delta\varphi_p(t) \neq 0$ . Таким образом, при *непропорциональном* нагружении, сопровождающемся поворотом осей главных напряжений, невозможно без выполнения расчетных или экспериментальных оценок указать критическую плоскость, в которой должна появиться начальная усталостная трещина.

Общий подход к реализации модификаций метода критической плоскости можно сформулировать следующим образом:

- выполняются оценки напряженного состояния и усталостной долговечности для каждой из возможных плоскостей отказа, содержащих рассматриваемую КТ;
- по результатам оценок выбирается наиболее критическая плоскость, имеющая наименьшую долговечность.

В некоторых разновидностях метода критической плоскости при формулировке критериев усталостного разрушения учитывается взаимодействие между различными компонентами напряжений при оценке повреждаемости материала. При этом в ряде случаев используются специальные зависимости для расчета эквивалентных напряжений,

входящих в критерии разрушения. Некоторые из этих зависимостей учитывают кинематическое упрочнение материала (модели Соци-Беннантина (*Socie-Bannantine*), Ванг-Брауна (*Wang-Brown*), Данг Вана (*Dang Van*) [139, 140]). Выбор критериев разрушения зависит от типа материала (пластичный или хрупкий), типа нагрузки, механизма распространения усталостной трещины и т.д.

На основе выполненного обзора можно сделать следующие выводы.

1. *Метод абсолютных максимальных главных напряжений* следует рекомендовать с большой осторожностью для расчетов на усталость конструкций морской техники при сложном напряженном состоянии по следующей причине. Учет в реализации процесса абсолютных максимальных главных напряжений минимальных (как правило, отрицательных) главных напряжений приводит к существенному росту размахов этого процесса и к весьма консервативным оценкам долговечности, часто совершенно не приемлемым.

2. *Метод знаковых максимальных касательных напряжений* не следует рекомендовать для применения при расчетах на усталость элементов конструкций морской техники при сложном напряженном состоянии по причине явного завышения расчетных оценок усталостной долговечности. Как уже отмечалось выше, *методы критической плоскости* достаточно сложны и трудоемки, поэтому в инженерных расчетах применяются крайне редко (в тех случаях, когда непропорциональность циклического нагружения отчетливо выражена).

3. Наиболее приемлемым при расчетах усталостных долговечностей элементов конструкций морской техники при сложном напряженном состоянии следует считать *метод знаковых эквивалентных напряжений*. Этот метод при циклическом нагружении, близком к пропорциональному, имеет хорошо обоснованную физическую основу, удобен для практического применения и позволяет получать достаточно точные результаты.

Поскольку локальные напряженные состояния в КТ элементов конструкций морской техники в большинстве случаев могут быть хотя бы приближенно представлены в виде одноосных напряженных состояний или в виде пропорциональных двухосных напряженных состояний, применение метода знаковых эквивалентных напряжений научно обосновано и представляется вполне рациональным.

Справедливость сделанных выводов можно наглядно продемонстрировать на примере их практического применения для расчета усталостной долговечности опор самоподъемной плавучей буровой установки «Арктическая» (таблица 4.5).

Таблица 4.5 – Расчетный ресурс опор самоподъемной плавучей буровой установки

Метод расчета	Расчетный безопасный усталостный ресурс (в годах)	Запас усталостной долговечности (по отношению к продолжительности эксплуатации буровой установки)
Метод абсолютных максимальных главных напряжений	39,3	1,31
Метод знаковых эквивалентных (по Мизесу) напряжений	44,5	1,48
Метод критической плоскости	50,7	1,69
Метод знаковых максимальных касательных напряжений		4,94

Из всех методов учета трехмерности напряженного состояния в узлах соединения элементов конструкций при расчетах их усталостной прочности в большинстве случаев следует отдавать предпочтение методу знаковых эквивалентных напряжений. Этот метод при циклическом нагружении, близком к пропорциональному, имеет хорошо обоснованную физическую основу, удобен для практического применения и позволяет получать достаточно точные результаты. Вместе с тем следует отметить, что при непропорциональном нагружении критических точек узлов конструкций более точные результаты могут быть получены с помощью метода критической плоскости.

#### 4.6 Выводы по Главе 4

1. В результате выполнения экспериментальных исследований установлено, что в условиях низких температур усталостная прочность конструкции в малоцикловой области ниже, а в многоцикловой области выше по сравнению с прочностью при комнатной температуре. Вследствие этого современные правила расчета усталости сварных конструкций, включенные в известные нормативные документы (правила классификационных обществ, МАКО и другие материалы) не являются удовлетворительной основой для оценки усталостной прочности конструкций, эксплуатирующихся в условиях низких температур, характерных для арктических регионов (особенно в малоцикловой области).

2. Показано, что при расчете малоцикловой и многоцикловой усталостной прочности необходимо принимать во внимание следующие явления:

- снижение резервов пластического деформирования материала в узлах конструкции в результате совместного влияния двух факторов - стеснения деформирования в зонах концентрации напряжений и низкой температуры;
- увеличение пределов текучести  $\sigma_m$  и прочности  $\sigma_s$  материала при понижении температуры;
- изменение угла наклона низкотемпературных усталостных кривых, построенных в двойных логарифмических координатах, по сравнению аналогичными кривыми, установленными по результатам испытаний образцов при комнатной температуре.

3. Разработаны методы расчета низкотемпературной усталостной долговечности конструкций, основанные на корректировке усталостных кривых, полученных при испытаниях образцов при комнатной температуре. Предложены формулы для определения параметров усталостных кривых, соответствующих низким температурам.

4. Результаты расчетов, выполненных на основе разработанных методов расчета низкотемпературной усталостной долговечности конструкций, сопоставлены с экспериментальными данными. Результаты сопоставления подтвердили достоверность предложенных методов расчета усталости.

5. Разработаны рекомендации по расчету усталостной прочности конструкций на основе перехода от сложной математической модели трехмерного напряженно-деформированного состояния в критических точках узлов с быстрой выработкой усталостного ресурса к упрощенному (одномерному) описанию напряженно-деформированного состояния на основе рационального назначения расчетных параметров (напряжений), входящих в критерии усталостного разрушения. Эффективность такого назначения характеризуется уровнями трудоемкости и точности выполнения расчетов усталостной прочности. Трудоемкость расчетов значительно снижается при переходе к рассмотрению одномерного напряженно-деформированного состояния взамен трехмерного.

6. Показано, что использование метода критической плоскости обеспечивает эффективную оценку усталостной прочности при непропорциональном нагружении критических точек узлов конструкций, при котором наблюдается циклическое изменение положения осей тензора напряжений, оказывающее существенное влияние на процесс накопления и развития усталостных повреждений. Во всех остальных случаях (при пропорциональном нагружении) следует отдавать предпочтение методу знаковых эквивалентных напряжений. Этот метод при циклическом нагружении, близком к пропорциональному, имеет хорошо обоснованную физическую основу, удобен для практического применения и позволяет получать достаточно точные результаты.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Основные результаты диссертационной работы:

1. Выполнен анализ существующих подходов к обеспечению низкотемпературной прочности конструкций морской техники и выявлены основные факторы, влияющие на нее.

2. Разработаны математические модели хрупкого и вязкого разрушения конструкций при низкой температуре и интегральные критерии предельной прочности, основанные на представлении о формировании в окрестностях концентраторов напряжений зон предразрушения (структурных элементов).

3. Разработан численный метод расчета предельной прочности, учитывающий особенности хрупкого и вязкого разрушения конструкций морской техники при обычных и низких температурах. Даны рекомендации по назначению запасов низкотемпературной прочности по предельным нагрузкам.

4. В результате испытаний на разрыв стальных образцов с надрезом, выполненных из стали, предназначенной для создания арктических объектов, установлены особенности низкотемпературного разрушения конструкций в зонах концентрации напряжений. Путем сравнения расчетных данных с результатами экспериментов показано, что предложенные интегральные критерии низкотемпературной прочности обеспечивают существенное увеличение точности расчетного определения предельных нагрузок, вызывающих разрушение конструкций при низких температурах.

5. Анализ результатов испытаний на циклическое нагружение сварных образцов со стыковыми швами и с приваренными планками показал, что в условиях низких температур усталостная прочность конструкции в малоцикловой области ниже, а в многоцикловой области – выше по сравнению с прочностью при комнатной температуре.

6. Разработан метод расчета усталостной прочности стальных сварных конструкций, эксплуатирующихся в низкотемпературных условиях, базирующийся на:

- новой математической модели малоциклового усталостного разрушения узлов конструкции, позволяющей с помощью деформационного критерия учитывать совместное влияние низкой температуры и трехмерности напряженно-деформированного состояния узлов на снижение резервов пластического деформирования и ускоренное развитие усталостных повреждений;
- новой математической модели многоциклового усталостного разрушения узлов конструкции, позволяющей с помощью силового критерия учитывать влияние низкой температуры на замедленное развитие усталостных повреждений.

7. Результаты расчетов, выполненных на основе разработанных методов расчета низкотемпературной усталостной долговечности конструкций, сопоставлены с экспериментальными данными. Результаты сопоставления подтвердили достоверность предложенных методов расчета усталости.

Дальнейшее развитие диссертационных исследований связано с применением полученных результатов в создании способов / методов оптимизации узлов конструкций морской техники для арктического шельфа РФ, а также поиска рациональных конструктивных решений на ранних этапах проектирования.

**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Апполонов Е. М. Предельная прочность арктических судов: учебник для ВУЗов. – СПб. : ФГУП «Крыловский государственный научный центр», 2014. – 244 с.
2. Алферов В. И. Методы расчета сварочных деформаций и напряжений судовых корпусных конструкций. – СПб. : ФГУП «Крыловский государственный научный центр», 2014. – 332 с.
3. Башаев В. К. Об определении хладостойкости современных высокопрочных сталей для арктических конструкций. / В. К. Башаев [и др.] // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. – 2015. – № 38/39. – С. 74-79.
4. Бернштейн С. В. Определение влияния запаса упругой энергии на разрушение сталей / С. В. Бернштейн, П. Д. Одесский // Прочность металлов, работающих в условиях низких температур. – М. : Металлургия, 1987. – С. 66-72.
5. Блюменауэр Х. Испытание материалов : Справочник / Под ред. Х. Блюменауэра – Пер. с нем. – М. : Металлургия, 1979. – 448 с.
6. Богатов А. А. Механические свойства и модели разрушения металлов. Учебное пособие для вузов. – Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 2002. – 329 с.
7. Бойцов Г. В. О критериях нормирования местной прочности // Судостроение. – 1979. – № 1. – С. 5-9.
8. Бойцов Г. В. Вероятностные методы в расчетах прочности и надежности судовых конструкций / Г. В. Бойцов, Г. Б. Крыжевич – СПб. : Изд-во ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова, 2007. – 263 с.
9. Бойцов Г. В. Прочность и конструкция корпуса судов новых типов. / Г. В. Бойцов, О. М. Палий // Л. : Судостроение, 1979. – 360 с.
10. Боровиков В. П. Популярное введение в современный анализ в системе STATISTICA : Учебное пособие для Вузов. – М. : Горячая линия – Телеком, 2013. – 288 с.
11. Вигли, Д. А. Механические свойства материалов при низких температурах / Д. А. Вигли. – Москва: Мир, 1974. – 373 с.
12. Виноградов О. П. Научно-методические вопросы аттестационных испытаний на трещиностойкость структурно-неоднородного металла сварных соединений / О. П. Виноградов, А. В. Ильин, В. Ю. Филин // Вопросы материаловедения. – 2004. – № 1 (37). – С. 75-89.
13. Витвицкий П. М. Прочность и критерии хрупкого разрушения стохастически дефектных тел : монография / П. М. Витвицкий, С. Ю. Попина. – Киев : Наук. думка, 1980. – 187 с.
14. Владимиров В. И. Физическая природа разрушения металлов. – М.: Металлургия, 1984. – 280 с.
15. Волков В. М. Объединенная модель образования и роста усталостных трещин в концентраторах напряжений / В. М. Волков, А. А. Миронов //



- Проблемы прочности и пластичности: Межвуз. сб. – 2005. – № 67. – С. 20-25.
16. Вулерт Р. В. Ударные испытания металлов : пер. с англ. – М. : Мир, 1973. – 320 с.
  17. Горынин И. В. Совершенствование требований к материалам для ЛСБУ на основе подходов механики разрушения / И. В. Горынин, А. В. Ильин, В. П. Леонов, В. А. Малышевский // Науч.-техн. сб. – Российский морской регистр судоходства. – 2000. – № 23. – С. 93-113.
  18. ГОСТ 9454–78. Металлы. Метод испытания на ударный изгиб при пониженных, комнатной и повышенных температурах. – М. : ИПК изд-во стандартов, 2001. – 13 с.
  19. ГОСТ 25.504–82. Расчеты и испытания на прочность. Методы расчета характеристик сопротивления усталости. – М.: Изд-во стандартов, 1982. – 100 с.
  20. ГОСТ 25.506–85. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении. — М. : Изд-во стандартов, 1985. - 18 с.
  21. ГОСТ Р ИСО 19906–2011. Нефтяная и газовая промышленность. Сооружения арктического шельфа. – М. : Стандартиформ, 2011.
  22. ГОСТ Р 54483–2011 (ИСО 19900:2002). Нефтяная и газовая промышленность. Платформы морские для нефтедобычи. Общие требования. – М. : Стандартиформ. 2011.
  23. Григорьев Р. С. Методы повышения работоспособности техники в северном исполнении / Р. С. Григорьев, В. П. Ларионов, Ю. С. Уржумцев, отв. ред. Н. В. Черский; АН СССР, Сиб. отд-ние, Якут. фил., Ин-т физ.-техн. пробл. Севера, 1987. – 256 с.
  24. Груза Г. В. Наблюдаемые и ожидаемые изменения климата России: температура воздуха / Г. В. Груза, Э. Я. Ранькова. – Обнинск: ФГБУ «ВНИИГМИ-МЦД», 2012. – 194 с.
  25. Гудков А. А. Трещиностойкость стали / А. А. Гудков. – М.: Металлургия, 1989 – 375 с.
  26. Гуляев А. П. Ударная вязкость и хладостойкость металлов. // В кн.: Проблемы хладостойкости конструкционных сталей. – Иркутск : Восточно-Сибирское книжное изд-во, 1971. – С. 79-87.
  27. Гуляев А. П. Вязкое и хрупкое разрушение стали // МиТОМ. –1977. – № 7. – С. 63-67.
  28. Гучинский, Р. В. Численное моделирование распространения полуэллиптической трещины усталости на основании оценки накопления повреждений / Р. В. Гучинский, С. В. Петин // Вычисл. мех. спл. сред. – 2015. – Т. 8, № 4. – С. 376-385.
  29. Давиденков Н. Н. Избранные труды: в 2-х т. Т. 1. Динамическая прочность и хрупкость металлов. – Киев: Наукова думка, 1981. – 704 с.

30. Давиденков Н. Н. Избранные труды: в 2-х т. Т. 2. Механические свойства материалов и методы измерения деформаций. – Киев: Наукова думка, 1981. – 656 с.
31. Дроздовский Б. А. Металловедение и термическая обработка стали : справочник. – Т.1. – М. : Металлургия, 1983. – 352 с.
32. Екобори Т. Физика и механика разрушения и прочности твёрдых тел : Пер. с англ. – М.: Металлургия, 1971. – 264 с.
33. Ильин А. В. Сопоставление различных методик оценки трещиностойкости металла сварных конструкций, работающих в арктических условиях / А. В. Ильин, В. Ю. Филин, Д. М. Артемьев // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. – № 40/41. – СПб. : 2015. – С. 62-71.
34. Ильин А. В. К описанию масштабного эффекта при испытаниях на трещиностойкость на основе модифицированного подхода Гриффитса / А. В. Ильин, А. В. Мизецкий, В. Ю. Филин // Вопросы материаловедения. – 2005. – № 1 (41). – С. 55-69.
35. Капустин В. А. Численное моделирование процессов зарождения и развития трещин на основе соотношений механики поврежденной среды / С. А. Капустин, В. А. Горохов, В. Ю. Пантелеев [и др.] // Проблемы прочности и пластичности: Межвуз. сб, 2009. – № 71. – С. 36-44.
36. Карзов Г. П. Физико-механическое моделирование процессов разрушения / Г. П. Карзов, Б. З. Марголин, В. А. Швецова // СПб. : Политехника, 1993. – 391 с.
37. Карпов Л. П. К вопросу неожиданных разрушений стальных деталей // МиТОМ. - 1998. – № 3. – С. 31-34.
38. Когаев В. П. Расчет на прочность при напряжениях, переменных во времени – М. : Машиностроение, 1977. – 232 с.
39. Копельман Л. А. Основы теории прочности сварных конструкций. Учебное пособие. – СПб. : Лань, 2010. – 458 с.
40. Королев И. К. Численное моделирование накопления повреждений и развития усталостной трещины в упругих материалах / И. К. Королев, С. В. Петин, А. Б. Фрейдин // Вычисл. мех. спл. сред. – 2009. – Т. 2, № 3. – С. 34-43.
41. Котречко С. А. Ударная вязкость судостроительных сталей и оценка их склонности к хрупкому разрушению / С. А. Котречко, Ю. Я. Мешков, Д. И. Никоненко, Р. В. Телевич // МиТОМ. – 1997. – № 3. – С. 27-30.
42. Красовский А. Я. Хрупкость металлов при низких температурах / А. Я. Красовский; Академия наук УССР, Институт проблем точности; [отв. ред. Г. С. Писаренко]. – Киев: Наукова думка, 1980. – 336 с.
43. Крыжевич Г. Б. Основы расчетов надежности судовых конструкций : Учебное пособие. – СПб. : Санкт-Петербургский государственный морской технический университет, 1995. – 160 с.

44. Крыжевич Г. Б. Усталостная прочность стальных конструкций в низкотемпературных условиях // Морской вестник. – 2017. – Специальный выпуск № 1 (13), май 2017 г.
45. Крыжевич Г. Б. Разработка нормативных требований к прочности сварных штевней ледоколов и судов ледового плавания / Г. Б. Крыжевич, А. А. Петров // Конференция по строительной механике корабля, посвященная памяти академика Ю.А. Шиманского. Тезисы докладов. –СПб. : изд-во ФГУП «Крыловский государственный научный центр», 2016 – С. 48-49.
46. Крыжевич Г. Б. Исследование применимости сварных штевней взамен литых на ледоколах и судах ледового плавания / Г. Б. Крыжевич, А. А. Петров // Вестник Государственного университета морского и речного флота имени адмирала С. О. Макарова. – 2017. – №1 (41). – С. 132-142. – DOI: 10.21821/2309-5180-2017-9-1-132-142.
47. Крыжевич Г. Б. Критерий вязкого разрушения конструкций морской техники / Г. Б. Крыжевич, А. А. Петров // Морские интеллектуальные технологии. – 2018. – № 1 (39), Т. 1. – С. 30-37.
48. Крыжевич Г. Б. Учет температурного фактора в расчетах усталостной долговечности конструкций морской техники/ Г. Б. Крыжевич, А. А. Петров // Морские интеллектуальные технологии. – 2018. – № 2 (40) Т. 1. – С. 11-19.
49. Кудрин М. А. Использование численного моделирования при подготовке к проведению испытаний на прочность сварных конструкций / М. А. Кудрин, А. А. Петров // Сборник научных трудов Центрального научно-исследовательского института морского флота. – СПб. : 2017. – Вып. 1. – С. 113-119.
50. Леган М. А. Хрупкое разрушение элементов конструкций с концентраторами напряжений // Вестник НГУ. Серия: Математика, механика, информатика. – 2013. – Т. 13, Вып. 3. – С. 70-76.
51. Леган М. А. Совместное использование метода граничных элементов и нелокальных критериев разрушения. / М. А. Леган, В. А. Блинов – Омский научный вестник. – 2015.– № 3 (143) – С.349-352.
52. Лисовский А. Л. Исследование методик оценки хрупких разрушений сварных строительных соединений // Вестник ПГУ. Серия F, Строительство. Прикладные науки: научно-теоретический журнал. – Новополоцк: ПГУ, 2011. – № 16. – С. 55-59.
53. Манжула К. П. О параметрах краевой трещины при действии внешней нагрузки и остаточных напряжений // Современное машиностроение: наука и образование: материалы 4–й Межд. науч.–практ. конф. – СПб. : Изд-во Политехн. ун-та, 2014. – С. 699-706.
54. Матвиенко Ю. Г. Надежность и хладостойкость тонкостенных конструкций при низких климатических температурах / Ю. Г. Матвиенко, А. М. Большаков // Проблемы машиностроения и

- надежности машин. Российская академия наук.– М., 2012.– № 1. – С. 38-43.
55. Махутов Н. А. Деформационные критерии и расчёт элементов конструкций на прочность. – М. : Машиностроение, 1981. – 272 с.
  56. Махутов Н. А. Исследование полей накопленных повреждений при циклическом нагружении / Н. А. Махутов, Н. К. Веретимус // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2000. – Т. 66, № 8. – С. 46-49.
  57. Махутов Н. А. Методы определения критических температур хрупкости для материалов и элементов конструкций // Заводская лаборатория. – 1981. – Т.47. № 9. – С. 79-81.
  58. Мельников Н. П. Условия и причины хрупких разрушений строительных стальных конструкций // Материалы по металлическим конструкциям. – М. : Стройиздат, 1972. – 15 с.
  59. Мельников Н. П. Металлические конструкции – М. : Стройиздат, 1980. – 776 с.
  60. Мешков Ю. Я. Физические основы разрушения стальных конструкции. – Киев: Наукова думка, 1981. – 238 с.
  61. Мешков Ю. Я. Структура металлов и хрупкость стальных изделий / Ю. Я. Мешков, Г. Л. Пахаренко – Киев: Наукова думка, 1985. – 268 с.
  62. Мешков Ю. Я. О проблеме прогнозирования хладноломкости сталей при действии концентраторов напряжений // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1997. – № 6. – С. 30-37.
  63. Морозов Е. М. Итоги дискуссии по определению критических температур хрупкости. // Зав. лаборатория. – 1984. – Т. 50. № 1. – С.71-72.
  64. Морозов Н. Ф. Предельное равновесие хрупких тел с концентраторами напряжений. Структурный подход / Морозов Н. Ф. [и др.] – СПб. : Изд-во СПбГУ, 2011. – 80 с.
  65. Нейбер Г. Концентрация напряжений. – М.-Л.: Гостехиздат, 1947. – 204 с.
  66. Николаев Г. А. Сварные конструкции. Прочность сварных соединений : учебное пособие / Г. А. Николаев, С. А. Куркин, В. А. Винокуров. – М. : Высшая школа, 1982. – 272 с.
  67. Новожилов В. В. Перспективы построения критерия прочности при сложном нагружении / В. В. Новожилов, О. Г. Рыбакина // Инженерный журнал. Механика Твердого Тела. – 1966. – № 5. – С. 103-111.
  68. Новожилов В. В. Исследование распространения поверхностных трещин при циклических нагружениях / В. В. Новожилов, О. Г. Рыбакина // Механическая усталость металлов: Матер. VI Междунар. коллоквиума. – Киев, 1983. – С. 231-239.
  69. Новожилов В. В. Микронапряжения в конструкционных материалах : монография. – Л. : Машиностроение, 1990. – 223 с.

70. Нургужин М. Р. Разработка методологических основ расчета характеристик живучести крановых конструкций: дисс. док. тех. наук. – Караганда, 1999. – 494 с.
71. Общие правила МАКО по конструкции и прочности навалочных судов и нефтеналивных судов, 2014.
72. Одесский П. Д. Об оценках сопротивления хрупким разрушениям толстых листов из строительной стали при испытаниях образцов с наплавкой / П. Д. Одесский, Н. Б. Кудайбергенов, В. М. Барышев // Заводская лаборатория. – 1993. – № 9. – С. 40-45.
73. Одесский, П. Д. Предотвращение хрупких разрушений металлических строительных конструкций. – М. : «СП Интермет Инжиниринг», 1998. – 220 с.
74. Пестриков В. М. Механика разрушения твердых тел: курс лекций / В. М. Пестриков, Е. М. Морозов. – СПб. : Профессия, 2002. – 320 с.
75. Петин С. В. Основы инженерных расчетов усталости судовых конструкций / С. В. Петин. – Л. : Судостроение, 1990. – 224 с.
76. Петров А. А. Оценка технического состояния конструкций ледового пояса ПБУ и МСП // Proceedings International Conference on Naval Architecture and Ocean Engineering, NAOE2016, June 6-8, 2016, Saint-Petersburg, Russia.
77. Петров А. А. Техническое обоснование возможности применения сварных штевней на ледоколах и судах ледовых классов Arc5-Arc9. // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. – СПб. : 2017. – № 46/47. – С. 45-51.
78. Петров А. А. Проблемы проектирования и эксплуатации морских нефтегазовых платформ, предназначенных для работы на арктическом шельфе. // Сборник научных трудов Центрального научно-исследовательского института морского флота. – СПб. : 2016. – Вып. 1. С. 75-79.
79. Петров А. А. Технические аспекты разработки «Наставления по эксплуатации судна в полярных водах» и анализ необходимости контроля его содержания / Петров А. А. [и др.] // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. – СПб. : 2018. – № 50/51. – С. 6-13.
80. Петров А. А. Программный комплекс автоматизации расчетов по полярным правилам и выбора рациональных конструктивных решений / А. А. Петров, И. А. Лебехов // Труды Крыловского государственного научного центра. – СПб. : 2018. – Спец. вып. 1.– С. 137-141.
81. Петров А.А. и др. Промежуточный отчет о научно-исследовательской работе на тему: «Подготовка предложений для корректировки нормативных документов РС по техническому обоснованию возможности применения сварных штевней на ледоколах и судах ледовых классов Arc5-Arc9». Этап 1. «Анализ научных исследований и международного практического опыта». 16 – 71084/1-2016, гос. рег.

- №АААА-А16-116061710099-5. Санкт-Петербург, АО «ЦНИИМФ», инв. № НТБ 8542, 2016. – 83 с.
82. Петров А.А. и др. Итоговый отчет о научно-исследовательской работе на тему: «Подготовка предложений для корректировки нормативных документов РС по техническому обоснованию возможности применения сварных штевней на ледоколах и судах ледовых классов Arc5-Arc9». Этап 2. «Проект изменений в требования Правил Регистра». 16 – 71084/1-2016, гос. рег. № АААА-А16-116061710099-5. Санкт-Петербург, АО «ЦНИИМФ», инв. № НТБ 8543, 2016. – 102 с.
83. ПНАЭ Г-7-002–86. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. – М.: Атомэнергоиздат, 1989.
84. Подъемно-транспортные машины. Материалы для сварных металлических конструкций. – М. : ВНИИПТМАШ, 1990.
85. Попов К. В. Исследование хладостойкости деталей экскаваторов в суровых условиях / К. В. Попов, В. Г. Савицкий // Строительные и дорожные машины – 1963. – № 3. – С. 31 - 33.
86. Потак Я. М. Хрупкое разрушение стали и стальных изделий. – М. : Машиностроение, 1965 – 388 с.
87. Правила классификации и постройки морских судов. – СПб., Российский морской регистр судоходства, 2018.
88. Правила классификации, постройки и оборудования ПБУ и МСП. – СПб., Российский морской регистр судоходства, 2018.
89. Прочность сталей, работающих в условиях низких температур: Тематический сборник научных трудов / отв. ред. Ю. П. Солнцев. // Ленинградский технологический институт холодильной промышленности. – М. : Металлургия, 1988. – 151 с.
90. Рекомендации МАКО No.56 «Fatigue assessment of ship structures», 1999.
91. РД 22-16–2005. Машины грузоподъемные. Выбор материала для изготовления, ремонта и реконструкции сварных стальных конструкций. – ФГУП СКТБ БК, 2005.
92. Саррак В. И. Исследование температурно-скоростной зависимости характера разрушения стали / В. И. Саррак, М. А. Шведов // Физика и механика разрушения. – М. : ВЗМИ, 1984. – С. 143-148.
93. Саррак В. И. Температурно-скоростная зависимость вязко-хрупкого перехода / В. И. Саррак, М. А. Шведов // Физика разрушения: Тез. докл. У Республ. конф. – Киев: ИПМ АН УССР, 1985. – С. 31-32.
94. Саррак В. И. Разрушение сталей в области вязко-хрупкого перехода при испытании образцов с различными концентраторами напряжений на статический изгиб/ В. И. Саррак, М. А. Шведов // Проблемы прочности. – 1989. – № 1. – С. 34-37.
95. Семенов А. С. Описание роста усталостной макротрещины на основе концепции нелокальных континуальных повреждений / А. С. Семенов,

- А. И. Носиков, Б. Е. Мельников // Науч.-техн. вед. СПбГПУ. – 2002. – № 3 (29). – С. 179-189.
96. Семенов Я. С. К понижению критической температуры вязко-хрупкого перехода сплавов железа / Я. С. Семенов, М. П. Лебедев // Технология металлов. – 2008. – № 2. – С. 8-11.
97. Серенсен, С. В. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность / С. В. Серенсен, В. П. Когаев, В. К. Шнейдерович. – М. : Машиностроение, 1972. – 452 с.
98. Симонов Ю. Н. Основы физики и механики разрушения / Ю. Н. Симонов, М. Н. Георгиев. – Пермь, Изд-во ПНИПУ, 2012. – 184 с.
99. Скуднов В. А. Предельные пластические деформации металлов. – М. : Metallurgia, 1989. – 176 с.
100. Слепцов О. И. Технологическая прочность сварных соединений при низких температурах – Академия наук СССР, Сибирское отделение, Институт физико-технических проблем Севера. – Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1984. – 100 с.
101. Соколов С. А. Строительная механика и металлические конструкции машин. – СПб. : Политехника, 2011. – 450 с.
102. Солнцев Ю. П. Стали для Севера и Сибири : учебное пособие / Ю. П. Солнцев, Т. И. Титова. – СПб. : ХИМИЗДАТ, 2002. – 352 с.
103. СП 53-102-2004 Общие правила проектирования стальных конструкций.
104. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений / Под ред. Ю. Мураками. – М. : Мир, 1990. – Т. 2. – 1013 с.
105. ISO 19902:2007. Нефтяная и газовая промышленность. Стационарные стальные морские сооружения. – 2016.
106. Старцев В. И. Пластичность и прочность металлов и сплавов при низких температурах. – М. : Metallurgia, 1975. – 328 с.
107. Трощенко В. Т. Деформационные кривые усталости сталей и методы определения их параметров. Сообщение 1. Традиционные методы / В. Т. Трощенко, Л. А. Хамаза // Проблемы прочности. – 2010. – № 6. – С. 26-43.
108. Труфяков В. И. Усталость сварных соединений. – Киев : Наукова думка, 1973. – 216 с.
109. Ужик Г. В. Прочность и пластичность металлов при низких температурах : монография. – М. : Изд-во АН СССР, 1957. – 192 с.
110. Ужик Г. В. Сопротивление отрыву и прочность материалов. – М. : АН СССР, 1950. – 255 с.
111. Франц Ф. Ударные испытания металлов. – М. : Мир, 1973. – С. 297-304.
112. Федоров А. С. Условный предел текучести и единая безразмерная диаграмма циклического деформирования металлов / А. С. Федоров //

- Механика стержневых систем и сплошных сред : межвуз. сб., ЛИСИ. – 1980. – № 13. – С. 13-18.
113. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов. – М. : Оборонгиз, 1952. – 556 с.
  114. Харченко В. В. Влияние температуры и скорости нагружения на энергию зарождения и распространения трещин в образцах Шарпи из углеродистых сталей / В. В. Харченко [и др.] // Проблемы прочности. – 2006. – № 5. – С. 120-127.
  115. Холл В. Хрупкие разрушения сварных конструкций / В. Холл, Х. Кихара, В. Зут, А. А. Уэллс ; пер. с англ. – Нью-Йорк, 1967. – М. : Машиностроение, 1974. – 320 с.
  116. Хоникомб Р. Пластическая деформация металлов. Пер. с англ. – М. : Мир, 1972. – 406 с.
  117. Черепанов Г. П., Механика хрупкого разрушения. – М. : Наука, Гл. ред. физ-мат литературы, 1974. – 640 с.
  118. Шиховцов А. А. Влияние внутренних и внешних факторов на замедленное хрупкое разрушение стали // Фундаментальные исследования. – 2013. – № 11-9. – С. 1841-1845.
  119. Ярема С. Я. Исследование хрупкого разрушения образцов с концентраторами напряжений / С. Я. Ярема, Л. В. Ратыч // Концентрация напряжений. – Киев: Наукова думка, 1965. – Вып. 1. – С. 338-343.
  120. Ясюк В. Н. Самоподъемные плавучие буровые установки : учебное пособие / Ясюк В. Н. [и др.]. – Симферополь-Львов, 2011. – 436 с.
  121. Akselsen O. M. A comparative study of the heat affected zone (HAZ) properties of boron containing low carbon steels / O. M. Akselsen, Ø. Grong, P. E. Kvaale // Metallurgical Transactions A. – 1986. – vol. 17. – pp. 1529-1536.
  122. Alshoabi A. M. Adaptive finite element modeling of fatigue crack propagation // Int. J. Mater. Sci. and Applications. – 2013. – V.2, №3. – pp. 104-108.
  123. ASTM E399-17. Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness  $K_{Ic}$  of Metallic Materials.
  124. ASTM E208-17e1. Standard Test Method for Conducting Drop-Weight Test to Determine Nil-Ductility Transition Temperature of Ferritic Steels.
  125. Beremin F. M. A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel // Metallurgical Transactions A. – 14A (1983). – pp. 2277-2287.
  126. Bishop N. Finite element based fatigue calculations. / N. Bishop, F. Sherratt // Published by NAFEMS Ltd, Whitworth Building, Scottish Enterprise Technology Park, East Kilbride, Glasgow, G75 0QD, October 2000.
  127. Branco R. Finite element modelling and analysis of crack shape evolution in mode-I fatigue middle cracked tension specimens / R. Branco, F. V. Antunes // Eng. Fract. Mech. – 2008. – V. 75, № 10. – pp. 3020-3037.



128. Brennan F. P. An experimental and analytical study of fatigue crack shape control by cold working / F. P. Brennan, S. S. Ngiam, C. W. Lee // *Eng. Fract. Mech.* – 2008. – V. 75, № 3–4. – pp. 355–363.
129. BS 7448 Fracture Mechanics Toughness Test. Part 1. Method for determination of  $K_{Ic}$ , critical CTOD and critical J - values of metallic materials, 1991.
130. Burke-Veliz, A. Finite element modelling of fatigue crack growth in multi-layered architectures: PhD thesis / A. Burke-Veliz. – Southampton, 2009. – 281 p.
131. Cai C. Q. A normalized area-compliance method for monitoring surface crack development in a cylindrical rod / C. Q. Cai, C. S. Shin // *Int. J. Fatigue.* – 2005. – V. 27, № 7. – pp. 801-809.
132. Castro J. T. P. Fatigue crack growth predictions based on damage accumulation calculations ahead of the crack tip / J. T. P. Castro, M. A. Meggiolaro, A. C. O. Miranda // *Comput. Mater. Sci.* – 2009. – V. 46, № 1. – pp. 115-123.
133. Chaboche J. L. A differential law for nonlinear cumulative fatigue damage // *In Materials and Building Research, Paris Institut Technique du Batiment et des Travaux Publies, Annales de l'ITBTP.* – 1977. – HS №. 39, pp. 117-124.
134. Chahardehi, A. Surface crack shape evolution modeling using an RMS SIF approach / A. Chahardehi, F.P.Brennan, S.K. Han // *Int. J. Fatigue.* – 2010. – V. 32, № 2. – pp. 297-301.
135. Chen C. W. Investigation on MA constituent in weld CGHAZ of high-strength microalloyed steel / C. W. Chen, W. Li, H. Peng // *Materials Science Forum*, vol. 575. – TransTech Publ. – 2008. – pp. 690-695.
136. Chen L. A new method to predict fatigue crack growth rate of materials based on average cyclic plasticity strain damage accumulation / L. Chen, D. Cai. Yao // *Chin. J. Aeronaut.* – 2013. – V. 26, № 1. – pp. 130-135.
137. Coffin L.F. A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal / L.F. Coffin // *Trans. ASME.* – 1954. – V. 76. – pp. 931-950.
138. Coffin L. F. Design aspects of high-temperature fatigue with particular reference to thermal stresses / L. F. Coffin // *Trans. of the ASME.* – 1956. – V. 78. – pp. 527-532.
139. Dang Van K. Criterion for High Cycle Fatigue Failure Under Multiaxial Loading, Biaxial and Multiaxial Fatigue. / Van K. Dang [etc.] // *Mechanical Engineering Publications.* – 1989.
140. Dang Van K. On a New Multiaxial Fatigue Limit Criterion: Theory and Application, Biaxial and Multiaxial Fatigue. / Van K. Dang, B. Griveau, O. Message // *Mechanical Engineering Publications.* – 1989.
141. DNVGL-RP-C203. Recommended Practice RP-C203. Fatigue Strength Analysis of Offshore Steel Structures. DNV, 2016.

142. Draft ISO/DTS 35105.2:2017(E). Petroleum and natural gas industries – Arctic operations – Material requirements for Arctic operations. DTS stage, 2017.
143. Du Z.Z, Hancock J.W. The effect of non-singular stresses on crack-tip constraint. / Z. Z. Du, J.W. Hancock // *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. – 1991. – № 39. – pp. 55-67.
144. El Hakimi A. Numerical and analytical study of severity of cracks in cylindrical and spherical shells / A. El Hakimi, P. Le Grogneq, S. Hariri // *Eng. Fract. Mech.* – 2008. – V. 75, № 5. – pp. 1027-1044.
145. Elber W. Equivalent constant–amplitude concept for crack growth under spectrum loading / W. Elber // *ASTM STP 595*. – 1976. – pp. 236-250.
146. Elber W. The significance of fatigue crack closure / W. Elber // *Damage tolerance in aircraft structures, ASTM STP 486: American Society for Testing and Materials*. – Philadelphia, 1971. – pp. 230-242.
147. Elber W. Fatigue crack closure under cyclic tension / W. Elber // *Eng. Fract. Mech.* – 1970. – V. 2, № 1. – pp. 37-45.
148. Ellyin F. *Fatigue damage, crack growth and life prediction* / F. Ellyin. – London: Chapman & Hall, 1996. – 470 p.
149. Ellyin F. Probabilistic simulation of fatigue crack growth by damage accumulation / F. Ellyin, C.O. Fakinlede // *Eng. Fract. Mech.* – 1985. – V. 22, № 4. – pp. 697-712.
150. Erdogan F. On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear / F. Erdogan, G. C. Sih // *J. Basic Eng.* – 1963. – V. 85. – pp. 519-527.
151. Fairchild D. P. Fracture toughness testing of weld heat-affected zones in structural steel / *Fatigue and Fracture Testing of Weldments - ASTM STP*, vol. 1058. – 1990. – pp.117-141.
152. Fan R. The rs-method for material failure simulations / R. Fan, J. Fish // *Int. J. Numer. Meth. Eng.* – 2008. – V. 73, № 11. – pp. 1607-1623.
153. Fatemi A. Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials / A. Fatemi, L. Vang // *Int. J. Fatigue*. – 1998. – V. 20, № 1. – pp. 9-34.
154. Fawaz S. A. Experimental verification of stress intensity factor solutions for corner cracks at a hole subject to general loading / S. A. Fawaz, B. Andersson, J. C. Jr. Newman // *Proc. of the 22nd Symposium of the Int. Committee on Aeron. Fatigue*, 7-9 May 2003. – Lucerne, 2003.
155. Federation Europeenne de la manutention. Section I: FEM 1.001. Rules for the design of hoisting appliances. 3rd Edition, 10.1998.
156. Forman R. G. Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures / R. G. Forman, V. E. Kearney, R. M. Engle // *J. Basic Eng.* – 1967. – V. 89, № 3. – pp. 459-464.
157. Forsyth P. J. E. Unified description of micro and macroscopic fatigue crack behavior / P. J. E. Forsyth // *Int. J. Fract.* – 1983. – V. 5, № 1. – pp. 3-14.

158. Fricke W. Fatigue strength investigation and assessment of fillet-welds around stiffener and bracket toes / W. Fricke, O. Doerk, L. Gruenitz // Proc. of Special FPSO Conf. of OMAE. – Houston, 2004. – 13 p.
159. Frost N. E. The propagation of fatigue cracks in test specimens / N. E. Frost, D. S. Dugdale // J. Mech. Phys. Solids. – 1958. – V. 6, № 2. – pp. 92-110.
160. Glinka G. A Cumulative model of fatigue crack growth / G. Glinka // Int. J. Fatigue. – 1982. – V. 4, № 2. – pp. 59-67.
161. Gorynin I. V. Application of fracture mechanics for guaranteeing the reliability of arctic large-scale welded metal structures / I. V. Gorynin, A. V. Il'in, V. P. Leonov, V. A. Malyshevskii // Materials Science. – 2011. – V.37, № 2. – pp. 294-310. – DOI: 10.1023/A:1013271028092.
162. Guchinsky R. V. Fatigue of fillet-welded joint assessment by the FEA simulation of damage accumulation / R. V. Guchinsky, S.V. Petinov // Proc. of XXXIX Int. Summer School–Conf. APM 2011. – St.Petersburg, 2011. – pp. 205-212.
163. Guchinsky R. V. Two-dimensional surface fatigue crack propagation and its finite element simulation / R. V. Guchinsky, S. V. Petinov // Appl. Mech. Mater. – 2015. – V. 725-726. – pp. 654-660.
164. Hauge M. Arctic Offshore Materials and Platform Winterization. Proceedings of the Twenty-second (2012) International Offshore and Polar Engineering Conference, Rhodes, Greece, June 17-22, 2012.
165. Horn A.M., Hauge M. Material Challenges for Arctic Offshore Applications, a Reliability Study of Fracture of a Welded Steel Plate Based on Material Toughness Data at -60°C . Proceedings of the Twenty-first (2011) International Offshore and Polar Engineering Conference, Maui, Hawaii, USA, June 19-24, 2011.
166. Huang X. W. A new method of numerical simulation for behavior of fatigue crack propagation based on low cycle fatigue damage / X. W. Huang, L. X. Cai, C. Bao [et al.] // J. Eng. Mech. – 2011. – V. 28, № 10. – pp. 202-208.
167. Huang Z. Y. Cumulative fatigue damage in low cycle fatigue and gigacycle fatigue for low carbon-manganese steel / Z. Y. Huang, D. Wagner, C. Bathias [et al.] // Int. J. Fatigue. – 2011. – V. 33, № 2. – pp. 115-121.
168. IACS: common structural rules for double hull oil tankers [электронный ресурс]. – London, Int. Association of Classification Societies, 2012. – URL : <http://www.iacs.org.uk>. (дата обращения: 22.02.2018).
169. Imran M. Comparison of fatigue life assessment by analytical, experimental and damage accumulation modelling approach for steel SAE 1045 / M. Imran, S. Siddique, R. Guchinsky [et al.] // Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. – 2016. – V. 39. – DOI:10.1111/ffe.12426.
170. ISO 20332. Cranes - Proof of competence of steel structures. First edition 2008-12-15.

171. Kim W. S. Fatigue strength of load-carrying box fillet weldment in ship structure / W. S. Kim et al. // Proc., 8th Int. Symposium PRADS-2001. – Shanghai, 2001. – V. 2. – pp. 1161-1167.
172. Korolev I. K. FEM simulation of fatigue damage in a polycrystalline silicon structure / I.K. Korolev, S.V. Petinov, A.B. Freidin // Proc. VI Intern. Conf. on Reliability of Mater. and Struct. RELMAS-2008. – St.Petersburg, 2008, pp. 177-181.
173. Kroon M. Faleskof J. A probabilistic model for cleavage fracture with a length scale-influence of material parameters and constraint// Int. Journ. of Fracture, 118, 2002, pp. 99-118.
174. Kryzhevich G. B. Strength calculation method for welded stern/stem posts of icebreakers and ice-going ships. / G. B. Kryzhevich, A. A. Petrov // Proceedings of the 9th International conference «Navy and Shipbuilding Nowadays». – Saint-Petersburg, 2017. – pp. 103-112.
175. Larsson S. G. Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding. / S. G. Larsson, A. J. Carlsson // Journal of the Mechanics and Physics of Solids. – 1973; 21. – pp. 263-277.
176. Lautrou N. Fatigue crack initiation life estimation in a steel welded joint by the use of a two-scale damage model / N. Lautrou, D. Thevenet, J.-Y. Cognard // Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. – 2009. – V. 32, № 5. – pp. 403-417.
177. Lemaitre J. Engineering damage mechanics. Ductile, creep, fatigue and brittle failures / J. Lemaitre, R. Desmorat. – Berlin – Heidelberg : Springer-Verlag, 2005. – 380 p.
178. Lopez Z. Correlations among tensile and cyclic deformation properties for steels and implications on fatigue life predictions: master thesis / Z. Lopez. – Toledo, 2012. – 117 p.
179. Ludwik P. Kerbwirkungen bei Flupeisen/ Ludwik, P. Schcu, R. Ueber, //Stahl und Eisen. – 1923. Nr. 31. – pp. 126-128.
180. Machida S. Study of methods for CTOD testing of weldments / S. Machida, T. Miyata, M. Toyosada // Fatigue and Fracture Testing of Weldments. - ASTM Special Technical Publication, Philadelphia, PA, 1990. – pp. 142-162.
181. Manson S. S A proposed new relation for cumulative fatigue damage in bending / S. S. Manson, A. J. Nachtigall, J. C. Freche // Proc. ASTM. 1961. – V. 61. – pp. 679-703.
182. Manson S. S. Fatigue: A complex subject – some simple approximations / S. S. Manson // Exper. Mech. – 1965. – V. 5, № 7. – pp. 193-226.
183. Manson S. S. Interfaces between fatigue, creep, and fracture / S. S. Manson // Int. J. Fract. Mech. – 1966. – V. 2, № 1. – pp. 328-363.

184. Manson S.S. Interpretive report on cumulative fatigue damage in the low-cycle range / S.S. Manson // *Welding J. Research.* – 1964. – V. 43, pp. 344-352.
185. McEvily A. J. On the threshold for fatigue–crack growth / A.J. McEvily, J. Groeger // *4th Int. Conf. on Fract.* – Waterloo, 1977. – V.2. – pp. 1293-1298.
186. Miner M.A., Cumulative damage in fatigue / M.A. Miner // *J. Appl. Mech.* – 1945. – V. 67. – pp. 159-164.
187. Moeinifar S. Influence of peak temperature during simulation and real thermal cycles on microstructure and fracture properties of the reheated zones / S. Moeinifar, A. H. Kokabi, H. R. Madaah Hosseini // *Materials & Design*, vol. 31, no. 6, 2010. – pp. 2948-2955.
188. Muralidharan U A modified universal slopes equation for estimation of fatigue characteristics of metals / U. Muralidharan, S. A. Manson // *J. Eng. Mater Tech.* – 1988. – pp. 55-58.
189. Niemi E. Fatigue analysis of welded components: designer's guide to the structural hot-spot stress approach / E. Niemi, W. Fricke, S. J. Maddox. – Woodhead Publishing, 2006. – 56 p.
190. Niemi, E. Structural Hot-spot Stress Approach to Fatigue Analysis of Welded Components. Designer's Guide. HW / E. Niemi, W. Fricke, S. J. Maddox. – 2014. – p.52. – Doc. XIII-WG3-31rl-2014 (Revision 2015).
191. Peterson R. E. Stress Concentration Factors. A Handbook. J. Wiley & Sons, Hoboken, 1989, NJ.
192. Raju I. S. Analyses of surface cracks in finite plates under tension or bending loads: NASA, TP-1578 / I. S. Raju, J. C. Jr. Newman. – 1979. – 46 p.
193. Ramberg W. Description of stress-strain curves by three parameters: technical report № 902, NACA / W. Ramberg, W. R. Osgood. – Washington, 1943. – 28 p.
194. Ritchie, R. O. The conflicts between strength and toughness // *Nature materials* - vol. 10, no. 11, 2011. – pp. 817-822.
195. Rules and Regulations for the Classification of Ships. Lloyd's Register Group Limited, 2016.
196. Rules for Building and Classing - Steel Vessels. American Bureau of Shipping, 2016.
197. Rules for Classification DNVGL-RU-0050. Det Norske Veritas – Germanischer Lloyd, 2016.
198. Rules for the Classification of Polar Class and Icebreaker Ships. Bureau Veritas, 2013.

199. Rules for the Classification of Steel Ships. Part A: Classification and Surveys – Bureau Veritas, 2013.
200. SEP 1325:1982-12 - Falling weight test according to W. S. Pellini.
201. Shi K. A theoretical model of semi-elliptic surface crack growth / K. Shi, L. Cai, L. Chen [et al.] // Chin. J. Aeronaut. – 2014. – V. 27, № 3. – pp. 730-734.
202. Thaulow C. Constraint correction of high strength steel. Selection of test specimens and application of direct calculations / C. Thaulow, E. Ostby, B. Nyhus, Zh. Zhang, B. Skallerud // Eng. Fract. Mech. – 71 (2004). – pp. 2417-2433.
203. Unified Requirements I. – Polar Class. International Association of Classification Societies, 2011.
204. Wallin K. Low-Temperature Fracture Toughness Estimates for Very High Strength Steels. International Journal of Offshore and Polar Engineering / K. Wallin, P. Karjalainen-Roikonen // Transactions of The International Society of Offshore and Polar Engineers. – Vol. 26, No. 4. – December 2016. – pp. 333-338.
205. Warhadpande A. A new finite element fatigue modeling approach for life scatter in tensile steel specimens / A. Warhadpande, B. Jalalahmadi, T. S. Slack [et al.] // Int. J. Fatigue. – 2010. – V. 32, № 4. – pp. 685-697.
206. Zhu, X.-K. Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization / Zhu, X.-K., Joyce, J. A. // Engineering Fracture Mechanics. – vol. 85, 2012. – pp. 1-46.