

На правах рукописи



УДК 620.178.746.4:539.422.23

ГРНТИ 53.49.07, 53.49.09

**ЛАРИОНОВ АЛЕКСАНДР ВИКТОРОВИЧ**

**ОЦЕНКА СОПРОТИВЛЕНИЯ РАСПРОСТРАНЕНИЮ РАЗРУШЕНИЯ  
НИЗКОЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ ПРИ ИНСТРУМЕНТИРОВАННЫХ  
ИСПЫТАНИЯХ ПАДАЮЩИМ ГРУЗОМ**

Специальность: 2.6.17. Материаловедение (технические науки)

**АВТОРЕФЕРАТ**

диссертации на соискание ученой степени

кандидата технических наук

Санкт-Петербург – 2025

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

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

**Официальные оппоненты:**

Настич Сергей Юрьевич доктор технических наук, ООО «Научно-исследовательский институт природных газов и газовых технологий – Газпром ВНИИГАЗ» (ООО «Газпром ВНИИГАЗ»), главный научный сотрудник лаборатории исследования материалов Корпоративного научно-технического центра развития трубной продукции

Соколовская Элина Александровна кандидат технических наук, доцент, ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский технологический университет МИСИС» (НИТУ «МИСИС»), доцент кафедры металловедения и физики прочности

**Ведущая организация** АО «Русский научно-исследовательский институт трубной промышленности» (АО «РусНИТИ»)

Защита состоится « 02 » июля 2025 года в 11 ч. 00 мин. на заседании диссертационного совета 75.1.018.01, созданного на базе НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», по адресу: 191015, г. Санкт-Петербург, ул. Шпалерная, д. 49.

С диссертацией можно ознакомиться в библиотеке НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей» и на сайте:  
<http://dissovet.cris-m-prometey.ru/ThesisDetails.aspx?id=49>

Автореферат разослан « \_\_\_\_ » \_\_\_\_\_ 2025 г.

Ученый секретарь  
диссертационного совета 75.1.018.01  
доктор технических наук, профессор

Е.И. Хлусова

## ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

**Актуальность работы.** В настоящее время освоение Арктики с целью разработки ресурсов морского арктического шельфа, развития и эксплуатации Северного морского пути, является одной из важнейших составляющих общей стратегии развития Российской Федерации, направленной на обеспечение экономических интересов, безопасности и суверенитета нашей страны в складывающейся в мире геополитической обстановке.

Основными материалами для эксплуатирующихся в Арктике конструкций являются низколегированные конструкционные стали, которые имеют необходимую прочность, пластичность и свариваемость, однако обладают свойством вязко-хрупкого перехода при определённой температуре. Опасность протяженных хрупких разрушений арктических конструкций, зачастую работающих при экстремально низких климатических температурах, обуславливает необходимость развития подходов к определению температур вязко-хрупкого перехода при аттестации и серийном контроле производства сталей. Для магистральных газопроводов, в том числе и подводных, помимо хрупкого разрушения, существует и опасность протяженных вязких разрушений.

Проблемам предотвращения хрупких разрушений посвящены работы таких отечественных ученых, как Копельман Л.А., Карзов Г.П., Горынин И.В., Махутов Н.А., Марголин Б.З., Матвиенко Ю.Г., Мешков Ю.Я. и др., а также зарубежных – Беремин Ф.М., Валлин К., Цербст У., Пино А. и др.; в части прогнозирования разрушений магистральных трубопроводов – Штремель М.А., Арабей А.Б., Пышминцев И.Ю., Эфрон Л.И., из зарубежных – Вилковский Г., Демофонти Г., Донахью П. и др.

По результатам предшествующих исследований для сварных корпусных конструкций морской техники Арктики предложены и введены в нормы Российского морского регистра судоходства (РМРС) требования к дополнительным видам испытаний, контролирующим выполнение двух уровней безопасности: предотвращение старта трещины от технологических дефектов и эксплуатационных повреждений – для основного металла и металла сварных соединений, и обеспечение торможения магистрального хрупкого разрушения – для основного металла. Первый уровень контролируется испытаниями металла в полной толщине на статическую трещиностойкость, второй – параметром «температура торможения трещины»,  $T_{ХР}$ . Прямое определение последней затруднено в связи с методическими проблемами, а уникальность таких испытаний делает невозможным их проведение в условиях серийного производства. Поэтому на практике для косвенного определения температуры торможения хрупкого разрушения применяют стандартные пробы по определению критических температур перехода в хрупкое состояние. Для рассматриваемых конструкционных сталей в настоящее время определяют несколько различных температур вязко-хрупкого перехода, а именно: по величине работы ударного изгиба  $KV$ , температуре нулевой пластичности  $NDT$ , и температуре,

соответствующей определенному содержанию волокнистой составляющей в изломах полнотолщинных образцов  $T_{KB}$  и образцов, испытываемых падающим грузом ( $ИПГ$ ).

Следует отметить, что нормируемые параметры перечисленных испытаний, кроме работы удара  $KV$ , являются качественными: в  $NDT$  – факт распространения или остановки трещины, в  $T_{KB}$  и  $ИПГ$  – визуальная оценка вида излома. Из перечисленных выше испытаний проба  $ИПГ$  представляет особый интерес по следующим причинам: во-первых, она используется в нефтегазовой и судостроительной отраслях и признана как в России, так и за рубежом; во-вторых, имеется возможность оснащения копров оборудованием для определения поглощенной образцом энергии  $A_D$  (работы разрушения).

Субъективная визуальная оценка вида излома особенно затруднена для современных сталей, производимых методом термомеханической обработки (ТМО), имеющих в изломе расщепления и участки разрушения различной морфологии. В то же время для случая, когда в изломе имеются расщепления, факт регистрации излома, содержащего 100 % волокнистой составляющей, оказывается недостаточен для прогноза применимости материала и требуется измерение энергоемкости разрушения.

Принимая во внимание сказанное, переход на инструментированный контроль с определением работы разрушения образцов  $ИПГ$  мог бы позволить оценивать свойства материала по данному испытанию более обоснованно, упростив контроль качества как при первичной аттестации стали, так и при её массовом производстве. Для этого нужна объективная методика измерения и обоснованные требования к получаемой величине работы разрушения. Поскольку количество известных экспериментальных данных ограничено и не позволяет исходить из накопленного опыта, необходимы опережающие теоретические разработки.

**Цель работы:** Разработка критериев оценки сопротивления распространению разрушения металлопроката судостроительных и трубных сталей при динамическом (ударном) нагружении на основе инструментированных испытаний падающим грузом и обоснование требований к энергоемкости разрушения образцов, обеспечивающих эксплуатационную надежность конструкций.

**Основные задачи исследования:**

1. Разработка методики бесконтактного определения работы разрушения образцов при инструментированных  $ИПГ$  и методики калибровки используемой при этом измерительной системы.

2. Определение температурных зависимостей вида излома и работы разрушения образцов из судостроительных сталей и сталей для трубопроводов различных толщин и категорий прочности.

3. Определение связи работы разрушения образца  $ИПГ$  с его толщиной и прочностью стали. Оценка величины максимальной работы разрушения при вязком его механизме, а также влияния расщеплений на энергоемкость вязкого разрушения.

4. Теоретическое и экспериментальное обоснование связи работы разрушения с содержанием кристаллической и волокнистой составляющих в изломе при различных

типах разрушения. Оценка удельной энергоемкости разрушения участков излома, имеющих различную морфологию при визуальном определении вида излома.

5. Определение требуемой работы разрушения образцов *ИППГ*, обеспечивающей выполнение условия торможения хрупкого разрушения в конструкции, в зависимости от толщины и прочности материала.

6. Разработка предложений по корректировке Правил РМРС в части применения инструментированного варианта испытаний падающим грузом для хладостойких корпусных сталей и сталей для подводных трубопроводов и критериев оценки их результата.

**Материалы для исследований:** низкоуглеродистые низко- и среднелегированные судостроительные и трубные стали, изготовленные методами термомеханической обработки (ТМО) и термического улучшения (З+О).

**Методы исследований.** В работе использованы теоретический, экспериментальный и расчетно-аналитический методы. Теоретическая часть основана на анализе условий старта и остановки хрупкой и вязкой трещины с позиции механики разрушения.

Экспериментальная часть включала проведение следующих стандартных и специальных испытаний: определение критических температур вязко-хрупкого перехода; определение характеристик вязкости разрушения; определение стандартных механических характеристик и твердости; металлографические исследования.

Расчетно-аналитические исследования напряженно-деформированного состояния выполнялись с использованием программного комплекса метода конечных элементов (МКЭ) ANSYS.

**Научная новизна работы** заключается в следующем:

1. Полученные экспериментально температурные зависимости вида излома и работы разрушения судостроительных и трубных сталей, изготовленных методом *ТМО*, показывают, что наличие расщеплений, связанных со структурной анизотропией сталей, приводит к расширению температурного диапазона вязко-хрупкого перехода при *ИППГ* до 60-100 °С по сравнению с отличающимися более изотропной структурой судостроительными сталями, изготовленными термоулучшением (закалка с отпуском), для которых такой диапазон составляет от 20 до 30 °С.

2. Предложено соотношение для оценки максимальной величины работы разрушения при испытаниях падающим грузом при полностью вязком его механизме, связывающее её с квадратом толщины образца, пределом текучести и характеристикой деформационного упрочения материала – отношением предела текучести к временному сопротивлению. Экспериментально показано, что при возрастании прочности судостроительных и трубных сталей работа вязкого разрушения снижается из-за снижения величины равномерного удлинения и коррелированной с ним величины  $(1 - \sigma_Y/\sigma_\theta)$ . Предложен новый способ учета влияния расщеплений в изломе на работу разрушения как изменение «эффективной» толщины образца.

3. Показано, что для высокопрочных судостроительных сталей участки излома, имеющие при их визуальной оценке спорную трактовку («размерные стрелки»,

«обратный излом»), по уровню достигаемой в изломе пластической деформации не могут быть отнесены к хрупким разрушениям, и инструментированные испытания дают объективную информацию о вкладе их в общую энергоемкость разрушения в отличие от субъективного отнесения их по виду излома к хрупкому или вязкому типу.

4. Экспериментально показано отсутствие корреляции энергоемкости разрушения образцов *ИПГ* с рекомендуемым для оценки эксплуатационной надежности металла магистральных трубопроводов параметром «угол раскрытия вершины трещины» (*СТОА*): первая величина определяется равномерной деформацией металла, вторая – предельной его деформационной способностью в условиях плоского напряженного состояния.

5. Предложена модель распространения хрупкого разрушения в образце *ИПГ*, основанная на связи температурной зависимости площади кристаллического участка излома с температурной зависимостью параметра трещиностойкости при торможении трещины в условиях плоской деформации –  $K_{Ia}$ . Эта модель позволяет устанавливать влияние толщины и прочности испытываемого материала на сдвиг температуры вязко-хрупкого перехода, соотношение критических температур *ИПГ* и *NDT*, сформулировать требования к определению критической температуры *ИПГ* как температуры допустимого снижения энергоемкости разрушения образца по отношению к теоретическим оценкам, полученным для полностью вязкого разрушения.

6. Обоснована процедура аттестации судостроительных сталей по результатам инструментированных испытаний *ИПГ* в виде допустимого снижения измеряемой работы разрушения при температуре  $T_{ИПГ}$ , определенной исходя из минимальной температуры эксплуатации конструкции  $T_d$  с учетом предлагаемых температурных сдвигов  $\Delta T$ , зависящих от толщины и предела текучести:  $T_{ИПГ} < T_d + \Delta T$ . Применительно к вязким разрушениям показана целесообразность определения поглощенной энергии как необходимое дополнение к факту получения 100 % волокнистой составляющей в изломе, поскольку энергоемкость вязкого разрушения различна и это должно учитываться при выборе материала газопроводов.

**Практическая значимость работы** заключается в следующем:

- разработан стандарт организации СТО-07516250-283-2024 «Определение поглощенной энергии при проведении испытаний на ударный изгиб падающим грузом. Методика испытаний», включающий метод отделения работы разрушения образца от работы, поглощаемой амортизатором, и предложенную процедуру калибровки измерительной системы;
- сформулированы изменения существующих редакций «Правил...» РМРС в части корректировки методики испытаний *ИПГ* судостроительных и трубных сталей, включая возможность проведения инструментированных испытаний и критериев применимости материалов по их результатам, что позволяет повысить их информативность; **оформлен акт внедрения.**

**Личный вклад автора** в результаты работы, заключается в следующем:

- в разработке бесконтактной методики инструментированных испытаний с определением работы разрушения образцов при *ИППГ* и методики калибровки систем для регистрации поглощенной энергии при *ИППГ*, её практическая апробация;
- в получении результатов определения поглощенной энергии на образцах *ИППГ*, изготовленных из различных марок конструкционных сталей в различной толщине, разработке нестандартных образцов, имеющих концентраторы в хрупких наплавках и испытаниях таких образцов;
- в проведении экспериментальных исследований методами оптической металлографии и измерений твердости с целью определения предельной деформационной способности металла на участках изломов с различной морфологией разрушения;
- в анализе полученных результатов экспериментальных исследований и выявлении корреляции работы зарождения и распространения трещины с толщиной, пределом текучести стали, суммарной длиной расщеплений и деформационной способностью;
- в участии в разработке метода расчетного определения параметра *СТОА* при инструментированных *ИППГ*, проведении испытаний и анализе результатов;
- в участии в разработке модели, описывающей связь содержания кристаллической составляющей в изломах образцов *ИППГ* с условиями торможения трещины в конструкции;
- в подготовке и публикации научных статей, и представлении докладов, содержащих результаты исследований на научно-технических конференциях.

**Достоверность** основных результатов, выводов и рекомендаций подтверждена:

- соответствием результатов экспериментов и сделанных выводов имеющимся литературным данным;
- проведением испытаний и исследований в аккредитованных лабораториях на современном оборудовании, имеющем необходимые сертификаты калибровки/свидетельства о поверке в соответствии с установленным государственным реестром средств измерений РФ порядке;
- применением современных методов расчета с использованием программного комплекса МКЭ ANSYS как инструмента исследований напряженно-деформированного состояния.

**Положения, выносимые на защиту:**

1. Взаимосвязь максимальной величины работы разрушения образцов *ИППГ* из изотропного материала при полностью вязком его механизме и работы, затрачиваемой на зарождение трещины из концентратора, с толщиной, пределом текучести стали и отношением предела текучести к временному сопротивлению ( $\sigma_Y/\sigma_B$ ).
2. Оценка уровней накопленной пластической деформации, соответствующей различным морфологическим признакам разрушения при *ИППГ*.
3. Оценка влияния расщеплений в изломе на энергоёмкость вязкого разрушения.
4. Связь температурной зависимости площади кристаллической составляющей в изломе образца *ИППГ* с температурной зависимостью параметра трещиностойкости при торможении трещины в условиях плоской деформации – величиной  $K_{Ia}$ .

5. Обоснование регламентации величины поглощённой энергии при *ИПП*, позволяющей прогнозировать температуру торможения хрупкой трещины в конструкции.

**Апробация работы.** Основные результаты работы докладывались и обсуждались на 7 научных конференциях: IX конференции молодых ученых и специалистов, 2010 г., ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей», Санкт-Петербург; XVIII и XXV Международных научно-технических конференциях «Трубы», 2010 и 2023 г., Российский научно-исследовательский институт трубной промышленности, Челябинск; II и XIV Всероссийских конференциях по испытаниям и исследованиям свойств материалов «ТестМат», 2013 и 2022 г., Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов «ВИАМ», г. Москва; Всероссийской научной конференции «Неделя науки ФизМех», 2023 г., Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург; VIII Всероссийской конференции с международным участием «Безопасность и мониторинг природных и техногенных систем», 2023 г., Красноярск.

**Публикации.** Основное содержание работы опубликовано в 14 печатных работах, в том числе в 7 изданиях, рекомендованных перечнем ВАК.

**Структура и объем диссертационной работы.** Диссертационная работа состоит из введения, шести глав, заключения, списка литературы из 124 наименований и 2 приложений. Работа изложена на 229 страницах, содержит 120 рисунков и 25 таблиц.

## ОСНОВНОЕ СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

Во **введении** обоснована актуальность диссертационной работы, сформулированы цели и задачи, приведена информация о научной новизне и положениях, выносимых на защиту, практической значимости работы, личном вкладе соискателя, приведены сведения о достоверности и апробации полученных результатов.

В **первой главе** рассмотрены принципы и методы оценки хладостойкости низколегированных конструкционных сталей, методы прогнозирования возможности торможения хрупкого разрушения в конструктивных элементах с дефектами на основе механики разрушения. Рассмотрена система требований к Arc-сталлям РМРС и существующие методики определения температур вязко-хрупкого перехода  $NDT$  и  $T_{KB}$ ; применение испытания падающим грузом *ИПП* как метода оценки температуры вязко-хрупкого перехода, его достоинства и существующие недостатки при визуальном контроле излома и в виде усовершенствованного инструментированного метода, позволяющего измерять поглощённую энергию  $A_{II}$  (работу разрушения образца). Дан обзор современных технологий производства судостроительных сталей и сталей для магистральных трубопроводов. На основании выполненного анализа обоснованы задачи исследования.

Во **второй главе** рассматриваются методические проблемы определения энергии, поглощённой образцом, при инструментированных испытаниях на



вертикальных копрах с применением оборудования для бесконтактного определения поглощенной энергии на основе лазерной системы контроля скорости перемещения груза (рисунок 1). Разработана и опробована методика калибровки рассматриваемых измерительных систем, основанная на сопоставлении поглощённой энергии неразрушенного образца (рисунок 2, а), полученной двумя методами – программным обеспечением системы и расчетным способом. При испытаниях образца, не доводимого до разрушения, вся запасенная потенциальная энергия поглощается образцом и её можно рассчитать как произведение массы груза  $P$  на высоту его сброса  $h$ :  $A_{\text{п}} = P \cdot h$ , [Дж]. Сравнение ее с работой, регистрируемой измерительной системой, позволило заключить, что относительная погрешность используемой в работе бесконтактной измерительной системы не превышает 1,5 %.

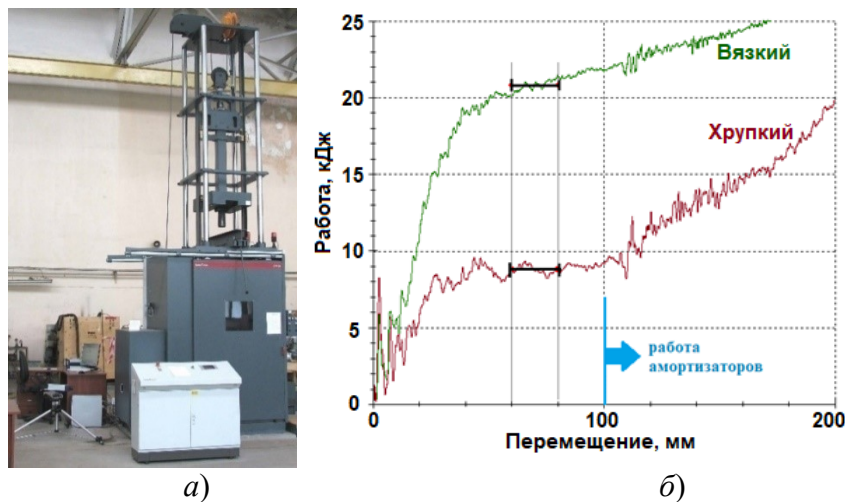


Рисунок 1 – Внешний вид копра 60 кДж с лазерной системой –а; получаемая диаграмма для определения совершаемой грузом работы при вязком и хрупком разрушении –б.

Тепловое окрашивание с последующим долом этих образцов (рисунок 2, а) позволило экспериментально установить связь длины трещины с прогибом образца (рисунок 2, б) и обосновать выбор значения прогиба в 70 мм как достаточного для того, чтобы считать образец разрушенным даже при вязком разрушении.

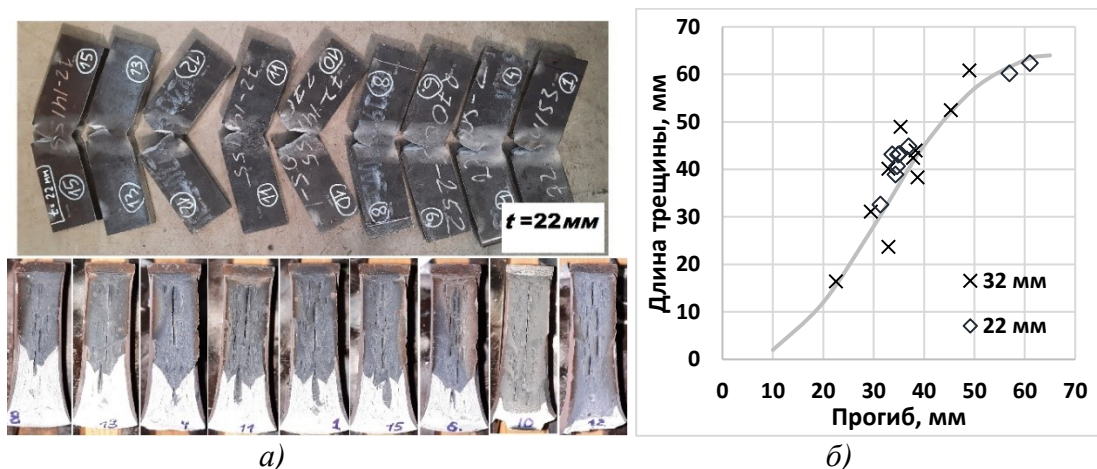


Рисунок 2 – Вид образцов, неразрушенных ударом бойка и их изломов после термического окрашивания –а; зависимость длины вязкого подроста трещины от прогиба образца –б.

**В третьей главе** представлены характеристики исследуемых материалов, основные результаты экспериментального определения поглощенной энергии и анализ связи энергоемкости разрушения с такими факторами как прочностные характеристики стали, её деформационная способность, толщина, вид излома и наличие расщеплений в изломе.

Исследования проводились на низкоуглеродистых низко- и среднелегированных судостроительных и трубных сталях, изготовленных методами ТМО и термического улучшения (З+О). Характерные структуры сталей ТМО – феррито-бейнитные либо полностью бейнитные; стали, производимые по технологии З+О, в наиболее прочных состояниях имели бейнитно-мартенситную структуру. Для этих сталей были получены температурные зависимости работы разрушения  $A_{II}$ . Для одной серии образцов во всем температурном диапазоне от вязких до хрупких разрушений между величинами  $A_{II}$  и волокнистой составляющей  $\%B$  наблюдается прямая корреляция. Однако для различных серий прямое сопоставление  $A_{II}$  с  $\%B$ , по аналогии с испытаниями на ударный изгиб  $KV$ , невозможно – для толщин от 15 до 37 мм при вязких разрушениях величина  $A_{II}$  отличается многократно, рисунок 3,а. Для установления зависимости  $A_{II}$  от толщины  $t$  использовалось представление ее как суммы двух слагаемых: работы, затрачиваемой на зарождение  $A_3$  и распространение трещины  $A_P$ :  $A_{II} = A_3 + A_P$ , каждая из которых имеет свою зависимость от  $t$ .

Оценка  $A_3$  проводилась на основании сравнительных испытаний образцов со стандартным  $V$ -образным надрезом и с хрупкой наплавкой, обеспечивающей минимизацию величины  $A_3$ , и для образцов с наплавкой принималось:  $A_P \approx A_{II}^{напл}$ . Получено, что величина  $A_3$  приблизительно пропорциональна толщине образца с коэффициентом, уменьшающимся с ростом предела текучести, что связывается со снижением деформационного упрочнения более прочных сталей. Если в качестве характеристики деформационного упрочнения использовать отношение предела текучести  $\sigma_Y$  к временному сопротивлению  $\sigma_6$ , то оценка имеет вид:

$$A_3 \approx 3,4 \cdot t \cdot \sigma_Y (1 - \sigma_Y / \sigma_6) \quad [\text{Дж, мм, МПа}]. \quad (1)$$

Работа распространения разрушения  $A_P$  при полностью вязком его механизме пропорциональна объёму локальной зоны утяжки образца под надрезом (зона больших пластических деформаций – «зона процесса»), то есть квадрату толщины (рисунок 3, б). Корректность связи работы разрушения при вязком состоянии металла с объемом деформируемого металла  $V$ , а не с площадью излома  $S$ , подтверждается сопоставлением приведенной работы разрушения образцов  $ИПГ$  и Шарпи ( $KV$ ) – рисунок 4. В первом предположении результаты оказываются достаточно близкими (рисунок 4, а), во втором – явно различными (рисунок 4, б). Здесь принимается: для образца  $ИПГ$ :  $V_{ИПГ} = 70 \cdot t^2$  [мм<sup>3</sup>];  $S_{ИПГ} = 70 \cdot t$  [мм<sup>2</sup>]; для образца  $KV$ :  $V_{KV} = 8 \cdot 10^2$  [мм<sup>3</sup>],  $S_{KV} = 8 \cdot 10$  [мм<sup>2</sup>].

Целесообразно ввести безразмерную величину  $E_{безр}^P$ , соответствующую средней деформации в «зоне процесса» и характеризующую энергоемкость разрушения материала при  $ИПГ$ :

$$E_{безр}^P = \frac{A_P}{t^2(W-a) \cdot \sigma_{ТД}} \cdot 10^3, \quad [\text{Дж, мм, МПа}] \quad (2)$$

где  $\sigma_{\text{тд}}$  – эффективный предел текучести материала при ударном нагружении, учитывающий упрочнение материала вследствие динамического деформирования образца (по оценкам до  $1...2 \cdot 10^2$  1/с). По результатам сопоставления диаграмм деформирования образцов *KV* и *IIIГ* при статическом и ударном нагружении, а также по имеющимся литературным данным было принято:  $\sigma_{\text{тд}} = 1,33\sigma_Y$ . Получено, что для исследуемых сталей с варьированием предела текучести от 506 до 805 МПа величина  $E^P_{\text{безр}}$  изменялась в диапазоне от 0.62 до 0.21, снижаясь с возрастанием прочности. Аналогично работе зарождения трещины, это может быть связано со снижением способности к деформационному упрочнению, приводящему к уменьшению равномерного удлинения и более раннему образованию утяжки в образце. Используя в качестве характеристики деформационного упрочнения отношение  $\sigma_Y/\sigma_B$ , на основе аппроксимации экспериментальных данных было получено:

$$A_P \approx 2,4 \cdot 10^{-3} \cdot \sigma_Y \cdot t^2 (W - a) \left(1 - \frac{\sigma_Y}{\sigma_B}\right)^{0.68}. \quad (3)$$

В конечном итоге из (1) и (3) формула для оценки максимального значения поглощенной энергии на «верхнем шельфе»  $A_{\text{П}}$  для случая гомогенного волокнистого излома без расщеплений имеет вид:

$$A_{\text{П}} = A_3 + A_P \approx C_1 \cdot t \cdot \sigma_Y \left(1 - \frac{\sigma_Y}{\sigma_B}\right) + C_2 \cdot \sigma_Y \cdot t^2 (W - a) \left(1 - \frac{\sigma_Y}{\sigma_B}\right)^{0.68}, \quad (4)$$

где  $C_1=3,4$ ;  $C_2 = 2,4 \cdot 10^{-3}$  при размерностях – [Дж, мм, МПа]. Формула (4) позволяет рассчитать с высокой степенью достоверности величину  $A_{\text{П}}$ , что подтверждается представленным на рисунке 5 сопоставлением расчетных оценок с экспериментально определенными для широкого диапазона толщин от 15 до 40 мм.

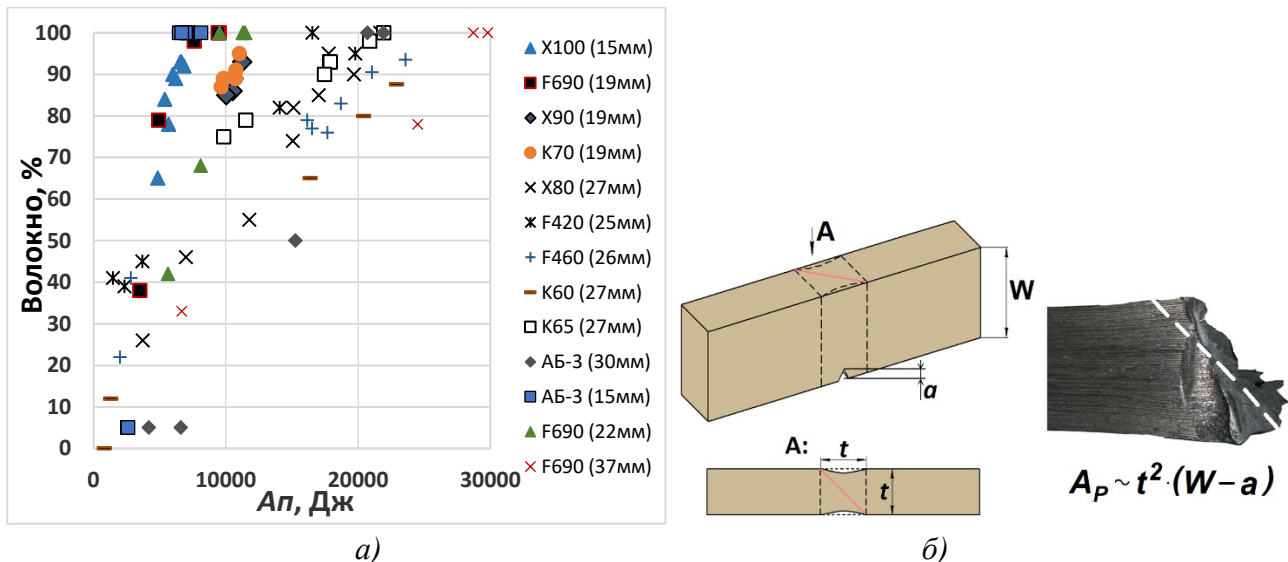


Рисунок 3 – Сопоставление результатов регистрации вида излома (%B) с величиной  $A_{\text{П}} - a$ ; предлагаемая схема учета размеров образца – б.

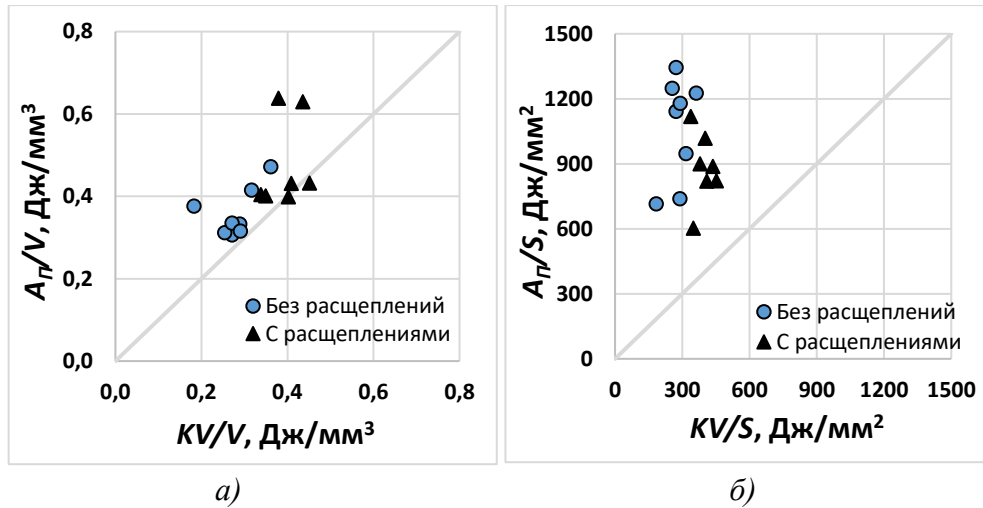


Рисунок 4 – Соотношение поглощенной при испытаниях ИППГ ( $A_{\pi}$ ) и Шарпи ( $KV$ ) энергии при вязком разрушении, отнесенной к объему «зоны процесса»  $V$ –а и площади нетто-сечения  $S$ –б.

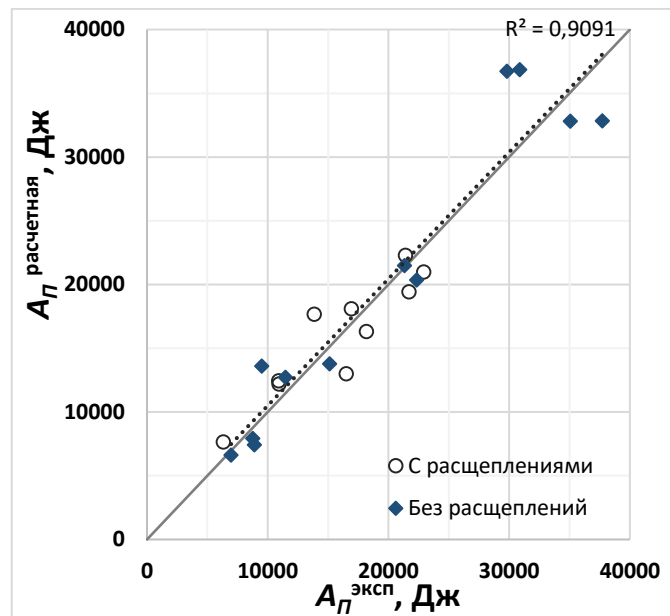


Рисунок 5 – Сопоставление расчетных оценок поглощенной энергии  $A_{\pi}$  по формуле (4) с экспериментальными результатами.

Наличие расщеплений в изломе является одним из факторов, оказывающих влияние на работу вязкого разрушения. Появление расщеплений в современных сталях не связано с металлургическим качеством проката и не сопровождается снижением характеристик пластичности в т.н.  $Z$ -направлении. Их появление связано с наличием структурной анизотропии, характерной для сталей ТМО: присутствием цепочек ферритных зерен по границам бывших аустенитных зерен, вытянутых вдоль направления проката и, как следствие, сниженным критическим напряжением отрыва в направлении толщины. Возникновение расщеплений приводит к снижению жесткости напряженного состояния в вершине трещины, результатом чего является расширение диапазона вязко-хрупкого перехода при ИППГ со смещением температуры появления кристаллического излома в более низкие температуры. Но при этом

снижается работа вязкого разрушения: если, согласно схеме на рис.3, величина  $A_p$  пропорциональна  $t^2$ , то при полном расщеплении проката на  $n$  фрагментов работа разрушения должна быть пропорциональна  $\sim n(t/n)^2 = t^2/n$ . Поскольку полного разделения слоев металла не происходит, можно ввести некоторую эффективную толщину металла  $t_{eff}$ , зависящую от суммарной протяженности расщеплений в изломе. Такая обработка данных была выполнена на базе результатов испытаний серии образцов из стали ТМО, категории прочности К65 (Х80) толщиной 27 мм. Расщепления в изломе регистрировались и при комнатной температуре, поэтому для получения излома без расщеплений пришлось поднимать температуру испытаний до 100 °С. При снижении температуры до 20 °С суммарная длина расщеплений  $L_p$  возрастала при сохранении 100% волокнистого излома. Полученная зависимость  $A_{II}$  от  $L_p$  удовлетворительно описывалась формулой:

$$t_{eff} = t[1 - 0.09L_p/(W - a)]. \quad (5)$$

Для анализа вклада в энергоемкость разрушения отдельных его составляющих, имеющих различную морфологию, были выполнены исследования распределений пластических деформаций под поверхностью излома. Эксперимент был основан на предварительном определении корреляции твердости с величиной осевой деформации при сжатии. При испытаниях на сжатие были получены калибровочные зависимости изменения твердости по Виккерсу  $HV5$  от деформации – рисунок 6-1). После чего из испытанных образцов *ИПГ* из этого же металла были вырезаны поперечные шлифы в интересующих сечениях, содержащие различные участки излома: хрупкие, вязкие, «размерные стрелки», участки т.н. «обратного излома» – рисунок 6-2). Значения твердости, измеренные на этих шлифах вблизи поверхностей разрушения, сравнивались с калибровочными кривыми.

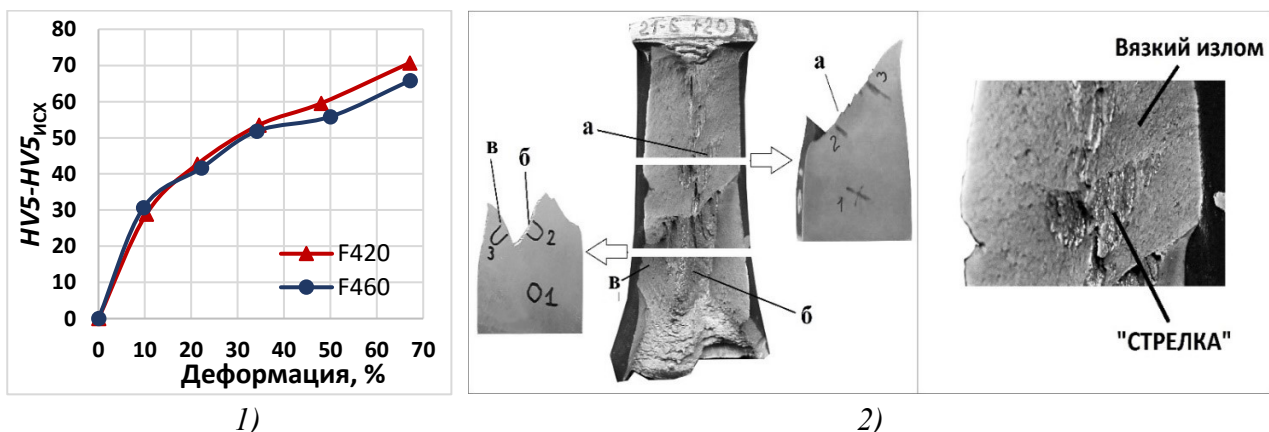


Рисунок 6 – 1) Калибровочная зависимость увеличения твердости от деформации; 2) Пример схемы вырезки шлифов из излома *ИПГ*: а – «размерная стрелка»; б – «обратный излом»; в – губа среза (зоны измерения твердости: «1» – на удалении  $\approx 1$  мм от поверхности разрушения; «2» и «3» – непосредственно у поверхности разрушения).

Было получено: – пластическая деформация вблизи участков среза («губы среза»), измеренная на расстоянии не более 1 мм, достигает 60÷68 %, при средней

деформации в объеме металла с площадью сечения  $t \times t$  близкой к оценкам по формуле (2);

- кристаллические участки излома соответствуют максимальной деформации, измеренной на глубине не более 1 мм от его поверхности, не превышающей 3...5 %;
- визуально определяемые как кристаллические участки изломов типа «стрелок» и «обратного излома» образуются при достаточно больших (от 20 % до 45 %) деформациях и могут быть отнесены к участкам вязкого излома по энергоемкости разрушения.

**В четвертой главе** анализируется возможность определения параметра *СТОА* (угла раскрытия вершины трещины), характеризующего способность материала совершать работу пластического деформирования при распространении трещины и используемого в ряде исследований для прогнозирования возможности остановки трещины в трубопроводе по результатам испытаний *ИППГ*. В литературе известен способ определения параметра *СТОА* при инструментированных испытаниях *ИППГ* – «двухобразцовый метод» (*TSCT – Two Specimen CTOA Test*). В нем предлагается использование двух образцов *ИППГ*, имеющих разную высоту нетто-сечения ( $W-a$ ), что позволяет разделить общую работу разрушения на работу зарождения и распространения трещины. Критический угол раскрытия в вершине трещины в градусах определяется по формуле:

$$(CTOA)_c = \frac{180}{\pi} (2571) \frac{W_{pl}}{\sigma_{od}}, \quad (6)$$

где  $W_{pl}$  [Дж/мм<sup>3</sup>] – плотность работы пластического деформирования при разрушении;  $\sigma_{od}=0,65(\sigma_Y+\sigma_\epsilon)$  [МПа] – аналог величины  $\sigma_{flow}$  для динамического нагружения.

В данной работе использована связь *СТОА* с  $A_P$ , основанная на допущении о том, что прогиб образца  $Q$  связан с величиной *СТОА* и текущей длиной трещины  $a$ . При этом работу при продвижении трещины на величину  $da$  (на единицу толщины) можно связать с работой распространения трещины в образце *ИППГ* как:  $dA_P = P(a)dQ$ . Итоговое выражение для *СТОА*, определяемого при *ИППГ* ( $CTOA^{din}$ ), в этом случае примет вид:

$$CTOA^{din} [^\circ] = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{8r' \cdot A_P}{(W-a)^2 t \cdot n \cdot 1.3 \sigma_{0,2}} \cdot 10^3 \quad [\text{Дж, мм, МПа}], \quad (7)$$

где  $r' = 1 - Y/(W-a)$  – коэффициент угла разворота плоскостей трещины;  $Y$  – расстояние от тыльной поверхности образца до центра поворота;  $n$  – безразмерный коэффициент, учитывающий повышение предельной нагрузки «пластического шарнира» для образца вследствие возрастания жесткости напряжённого состояния по его сечению:  $n = 1,0$  для плоского напряженного состояния (ПНС), в общем случае  $n = f(t/(W-a))$  и достигает значения 1,4 при плоской деформации (ПД). Выражения (6) и (7) по сути своей аналогичны.

При вычислении величины  $CTOA^{din}$  по результатам *ИППГ* для выделения величины  $A_P$  из полной поглощённой энергии  $A_{pl}$ , оценка  $A_3$  производилась на основе испытаний образцов с наплавкой по формуле (1). Сравнение проводилось с параметром  $CTOA^{stat}$ , определенным для тех же материалов и толщин при квазистатических

испытаниях на трехточечный изгиб образцов с трещиной, имеющих увеличенную высоту нетто-сечения равную 4,5 толщины. Экспериментально установлено, что корреляция между величинами  $СТОА^{din}$  и  $СТОА^{stat}$  отсутствует. При квазистатических испытаниях пропорциональных образцов (высота нетто-сечения увеличивается с увеличением толщины) величина  $СТОА^{stat}$  практически не зависит от толщины. В то же время расчётное значение  $СТОА^{din}$ , согласно выражению (7), пропорционально толщине по причине квадратичной зависимости работы разрушения  $A_P$  от толщины. Значения  $СТОА$  для двух методов близки лишь при толщинах 15-17 мм, и значительно отличаются при увеличении толщины до 30 мм.

Различие значений  $СТОА$ , получаемых при статических испытаниях исходя из связи:  $dA_P = P(a)dQ$ , используемой на спадающем участке диаграммы деформирования при росте трещины, и при динамическом нагружении исходя из величины  $A_P$  с использованием формул (6) или (7) обусловлено корреляцией величины  $A_P$ , в основном, с величиной равномерной деформации, и малым вкладом в нее составляющей работы разрушения на участке развития трещины при постоянном угле ее раскрытия. По результатам численного моделирования МКЭ величина  $СТОА$  определяется предельной деформацией при ПНС и стабилизируется лишь при длине трещины, большей чем  $(1,5...2,0)t$ , что и определяет возрастание различия сопоставляемых величин при увеличении  $t$ .

**В пятой главе** анализируются условия торможения хрупкого разрушения в конструктивных элементах и при испытаниях *ИППГ* с позиции механики разрушения и устанавливается связь температурной зависимости площади кристаллического участка излома с температурной зависимостью параметра трещиностойкости при торможении трещины в условиях плоской деформации – величиной  $K_{Ia}$ . По результатам ранее проводимых Ильиным А.В. и Филиным В.Ю. исследований, факт существования некоторой «температуры торможения хрупкого разрушения»  $T_a$ , не зависящей от стартовой длины трещины и действующих напряжений, связывается с наличием на фронте трещины смешанного напряженного состояния (*ПД* в середине и *ПНС* вблизи поверхностей). Торможение трещины реализуется при возрастании доли приповерхностных участков ПНС при распространении трещины с возможностью их смыкания. При этом условие абсолютного торможения трещины контролируется параметром относительной трещиностойкости  $\beta$ :

$$\beta = \frac{1}{t} \left( \frac{K_{Ia}}{\sigma_Y} \right)^2, \quad (8)$$

где  $K_{Ia}$  – характеристика трещиностойкости материала, определяющая торможение хрупкого разрушения при однородном напряженном состоянии на фронте трещины, соответствующего условию *ПД*, если  $K_I < K_{Ia}$ . При смешанном напряженном состоянии распространение трещины вначале осуществляется «туннелированием» хрупкого разрушения в центре пластины при неподвижных участках исходного фронта на поверхности; при этом длина проскока трещины  $\Delta a$  в нестабильном режиме распространения (при отсутствии совершения работы внешних сил) из условий выполнения энергетического баланса может быть связана с величиной  $\beta$  выражением:

$$(1 + 2C\beta)^2 = 8C\beta \left( 5.8C\sqrt{\beta} \sqrt{\frac{\Delta a}{t}} + 1 \right), \quad (9)$$

где  $C$  – коэффициент, определяющий «эффективный» размер приповерхностных участков ПНС. При численном моделировании с коррекцией его результатов в соответствии с экспериментально регистрируемой формой языка туннелирующей трещины получено:  $C \approx 0,14$ .

При «сценарии» распространения туннелирующего языка хрупкого разрушения с неподвижными участками фронта трещины у поверхностей ее торможение предсказывается при любом сколь угодно малом значении  $\beta$  – оно определяет лишь длину проскока хрупкого языка по формуле (9). Однако старт фронта трещины и на этих приповерхностных участках по вязкому механизму происходит при достижении критической деформации среза  $\varepsilon_{cr}$  – и это можно считать условием неограниченного распространения разрушения в нестабильном режиме:

$$\varepsilon_{cr} = \frac{2.9\varepsilon_Y \sqrt{\Delta a/t}}{c\sqrt{\beta}}. \quad (10)$$

Значение  $\beta$ , соответствующее распространению нестабильного хрупкого разрушения, определяется из совместного решения уравнений (9) и (10), графически представляемого рисунком 7. Результат расчета зависит от отношения  $\varepsilon_{cr}/\varepsilon_Y$ , где  $\varepsilon_Y$  – деформация текучести:  $\varepsilon_Y = \sigma_Y/E$ . Ордината точки пересечения спадающей зависимости  $\beta(\sqrt{\Delta a/t})$ , формула (9), и возрастающих зависимостей  $\beta(\sqrt{\Delta a/t})$ , формула (10), построенных для различных отношений  $\varepsilon_{cr}/\varepsilon_Y$ , соответствует значениям  $\beta = \beta_{cr}$ . Температура, при которой достигается соответствующее этой относительной трещиностойкости значение  $K_{Ia}$ , может быть принята за температуру торможения трещины.

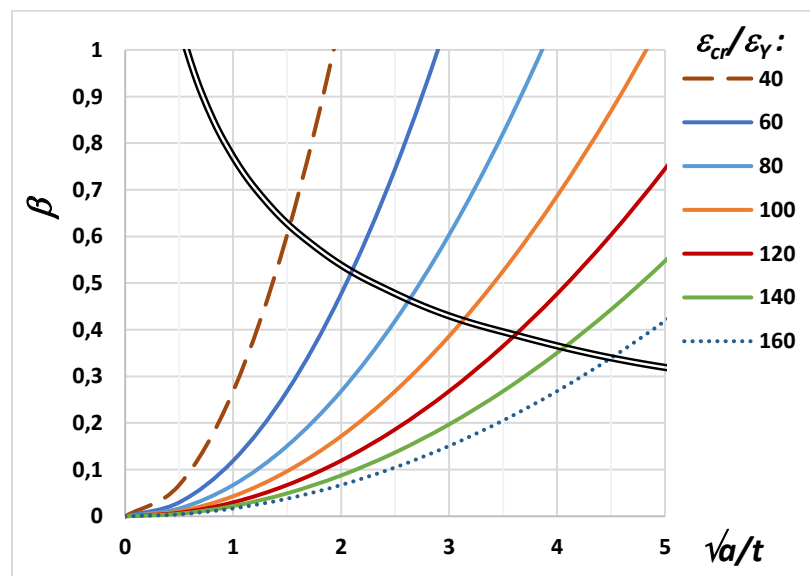


Рисунок 7 – Расчетное соотношение между параметром относительной трещиностойкости  $\beta$ , отношением  $\varepsilon_{cr}/\varepsilon_Y$  и величиной проскока трещины  $\Delta a$ .

Применительно к ИППГ для оценки температуры торможения трещины необходимо решить задачу прогнозирования связи процентного содержания



кристаллической составляющей в изломе  $\%C$ , или уровня снижения работы разрушения, с величиной  $K_{Ia}$ . Для этого с использованием МКЭ в трехмерной постановке моделировалось нагружение образцов *ИПГ* различной толщины (рисунок 8, а) при варьировании истинной диаграммы деформирования материала. После достижения расчетного прогиба  $Q$ , соответствующего старту трещины из надреза, моделировалось распространение трещины при фиксированном перемещении, то есть в варианте нестабильного разрушения, с определением т.н.  $K$ -тарировочной функции (зависимости  $K_I$  от длины трещины) – рисунок 8, б).

Было получено, что для области вязко-хрупкого перехода, когда зарождение трещины в надрезе происходит при нагрузке, близкой к предельной нагрузке образования «пластического шарнира», значения  $K_I$  при любых  $a$  выше как значений  $K_{Ic}$ , характерных для полностью вязких разрушений, так и значений  $K_{Ia}$ , получаемых через относительную трещиностойкость  $\beta$  как условие торможения трещины при малых проскоках трещины и при неограниченном её распространении. Таким образом, запас упругой энергии в образце *ИПГ* при старте разрушения не лимитирует возможность распространения хрупкого разрушения, определяемого величиной  $K_{Ia}$ , и зависимости (9) и (10) могут быть применены для определения протяженности хрупкого скачка трещины.

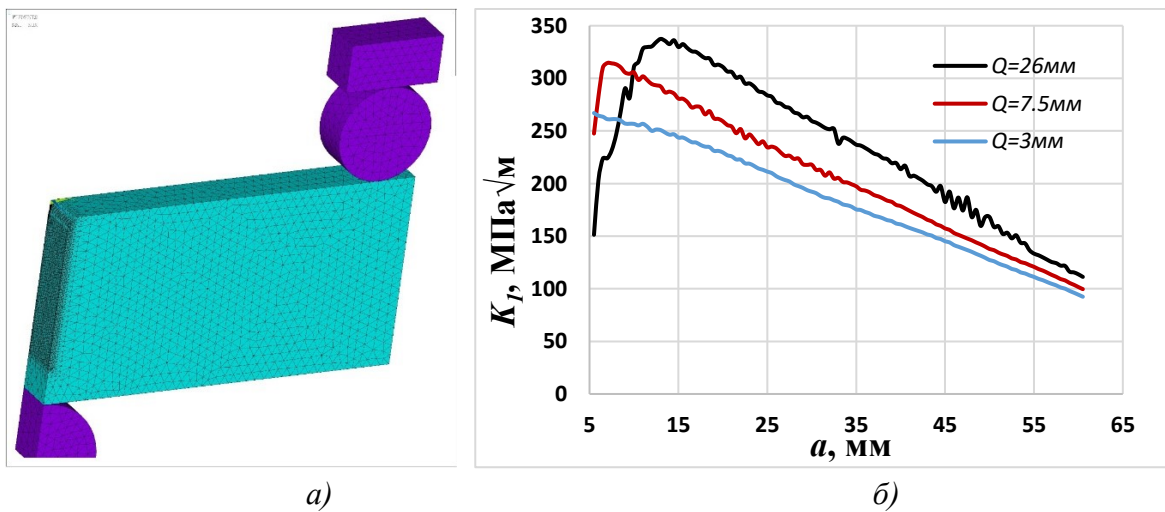


Рисунок 8 – Общий вид модели МКЭ трехточечного изгиба образца *ИПГ* – а; зависимости  $K_I$  от  $a$ , полученные МКЭ образца *ИПГ* для вариантов старта трещины при различных прогибах  $Q$  – б.

Для связи длины проскока трещины, определяемой по (9), с  $\%C$  принималось, что площадь кристаллического участка  $S_{xp}$  определяется исходя из упрощенного предположения о треугольной форме языка хрупкого разрушения – рисунок 9. По определению  $\%C = (S_{xp}/S_{зачетная}) \cdot 100\%$ , где  $S_{зачетная} = t \cdot (W - a_0 - 2t_p)$  – зачетная площадь излома по ГОСТ 30456. Тогда величина  $S_{xp}$  для зачетной области излома, выраженная через длину проскока трещины в зависимости от толщины образца, может быть найдена по формулам 11(а-в):

$$1. S_{xp} = 0 \text{ при } a < t_p \quad (11-а)$$

$$2. S_{xp} = t(a - t_p)^2 / (2a) \quad \text{при } t_p < a \leq (W - a_0 - t_p) \quad (11-б)$$

$$3. S_{xp} = t(a - t_p)^2/(2a) - t(a - W + a_0 + t_p)^2/(2a) \text{ при } a > (W - a_0 - t_p) \quad (11-в)$$

Примеры результатов решения задачи связи %C с величиной  $K_{Ia}$  для различных толщин и для двух значений предела текучести представлены спадающими зависимостями на рисунке 10. Горизонтальными линиями отмечены значения  $K_{Ia}$ , соответствующие условию «абсолютного» распространения трещины в конструкции (10) при  $\varepsilon_{cr} = 0.30$  (получено по результатам измерений средней деформации, достигаемой в зоне ПНС при разрушении срезом для рассматриваемых в работе сталей) – если величина  $K_{Ia}$  равна или меньше этого уровня, то трещина будет распространяться неограниченно.

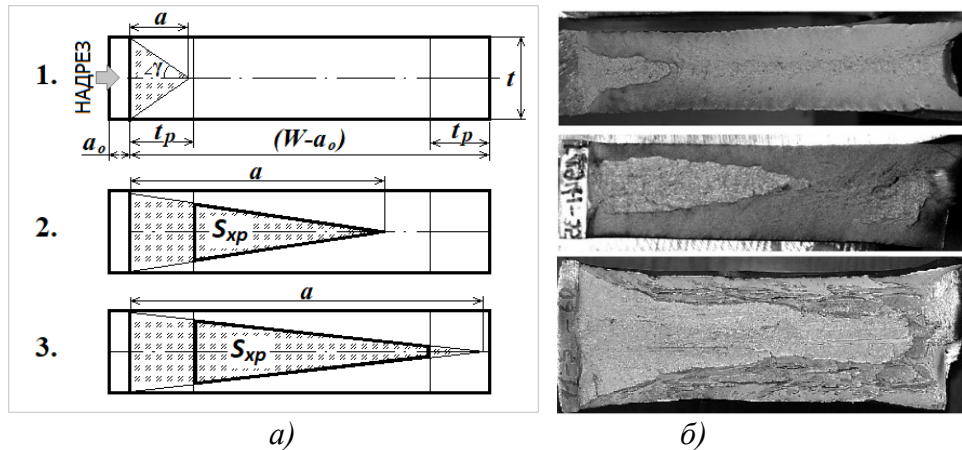


Рисунок 9 – Схема определения процентного содержания кристаллической составляющей в изломе образца ИППГ в зависимости от длины хрупкой трещины –  $a$ ; вид кристаллических участков излома –  $b$ .

В точках пересечения спадающих кривых с горизонтальными линиями происходит совпадение по величине  $K_{Ia}$ , двух событий – возникновение определенного процента кристаллического излома в образце и торможение трещины в конструкции. Получено, что для разных категорий прочности сталей и толщин условие торможения будет соответствовать различному проценту кристаллической составляющей. Для толщин больше 10 мм и предела текучести менее 700 МПа точки пересечения будут соответствовать содержанию кристаллического излома более 30 %. Но целесообразно принимать в качестве температуры ИППГ ( $T_{ИППГ}$ ) температуру, соответствующую одинаковому %C (%B), и вводить переменный температурный сдвиг как функцию не только толщины, но и предела текучести стали.

Величину такого сдвига  $\Delta T = T_{ИППГ} - T_a$  можно оценить по известной температурной зависимости  $K_{Ia}$ , представляющей собой нижнюю огибающую экспериментальных данных по  $K_{Ia}$  для конструкционных низколегированных сталей, представленную в стандарте *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*:

$$K_{Ia} = 29,4 + 13,675 \exp[0,0261(T - T_{NDT})], \quad (12)$$

где  $K_{Ia}$  в МПа $\sqrt{м}$ ,  $T_{NDT}$  – критическая температура вязко-хрупкого перехода, определенная по методике *ASTM E 208 «Standard Test Method for Conducting Drop-Weight Test to Determine Nil-Ductility Transition Temperature of Ferritic Steels»* в °C.

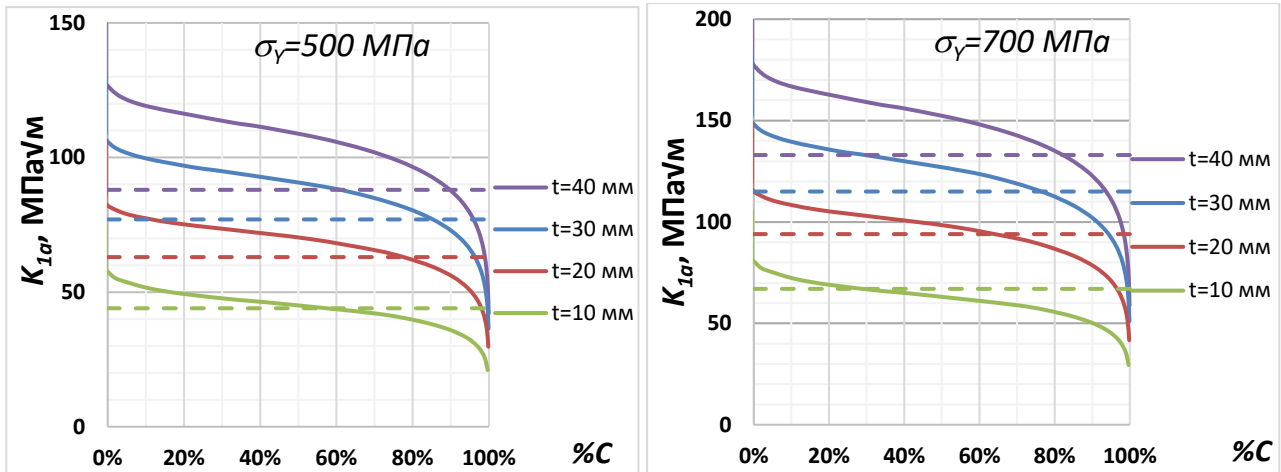


Рисунок 10 – Зависимости  $K_{Ia}$  от %C для различных толщин образца (сплошные кривые) в сопоставлении со значением  $K_{Ia}$  при торможении хрупкого разрушения (пунктирные линии).

Таким образом, исходя из значений  $K_{Ia}$ , соответствующих условию торможения трещины (рисунок 10), и существующих критериев определения температуры  $T_{IIIГ}$  температурные сдвиги приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты определения температурного сдвига  $\Delta T$  между  $T_{IIIГ}$  и  $T_a$ .

	$\Delta T, ^\circ\text{C}$			
	В числителе – при требовании 85 %B; в знаменателе – при 70 %B.			
$\sigma_Y, \text{МПа}$	$t=10 \text{ мм}$	$t=20 \text{ мм}$	$t=30 \text{ мм}$	$t=40 \text{ мм}$
500	12 / 10	13 / 11	14 / 13	16 / 14
600	6 / 3	9 / 6	11 / 9	13 / 11
700	4 / 0	7 / 4	9 / 7	11 / 9
800	2 / -1	5 / 3	7 / 6	9 / 8

Полученные оценки носят теоретический характер, поэтому необходимо сопоставление сделанных выводов с известными экспериментальными результатами. Так как для определения температурной зависимости  $K_{Ia}$  использовалось выражение (12), где т.н. температура «нулевой пластичности»  $T_{NDT}$  использована как «референсная», целесообразно сопоставить результаты определения обеих температур  $T_{NDT}$  и  $T_{IIIГ}$  для одного и того же материала. Результат сопоставления, полученный в ходе сертификационных испытаний листового проката различных производителей по Программам РМРС, применительно к сталям для трубопроводов и судостроительным сталям (диапазон категорий прочности:  $\sigma_Y = 530 \div 590 \text{ МПа}$ ; диапазон толщин:  $26 \div 31 \text{ мм}$ ) представлен на рисунке 11.

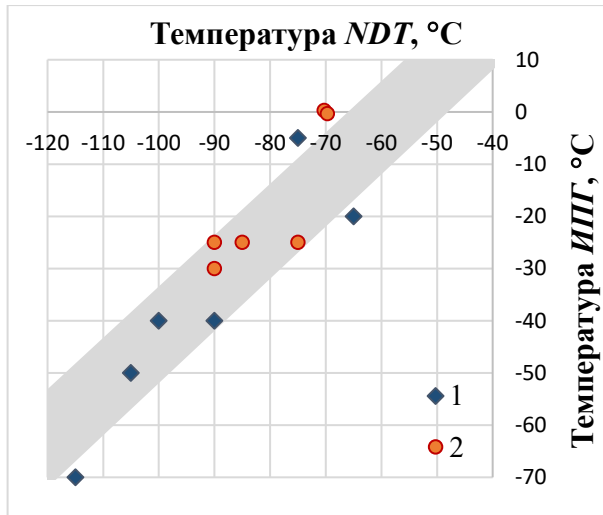


Рисунок 11 – Сопоставление температур вязко-хрупкого перехода  $T_{NDT}$  и  $T_{III}^{70\%}$ .

1 – образцы натурной толщины;  
2 – образцы уменьшенной до 19 мм толщины, для которых температура  $T_{III}^{70\%}$  определена с учетом необходимого температурного сдвига, рассчитываемого на основе предложенной модели.

Для этих толщин и уровня прочности, согласно представленным на рисунке 10 зависимостям (построенным по формуле (9)), при температуре  $T_{III}^{70\%}$  величина  $K_{Ia}$  находится в диапазоне 95...115 МПа $\sqrt{м}$ . При этом температура  $T_{III}^{70\%}$  по формуле (12) должна быть выше температуры  $T_{NDT}$  на 58...68 °С. Данные рисунка 11 подтверждают, что соответствующее среднее температурное смещение  $\Delta T$ , действительно, равно 60 °С, но при большом разбросе (фактически  $\Delta T$  варьируется от 30 до 90 °С). Такой разброс может быть следствием влияния анизотропии свойств материала по сопротивлению распространения трещины в различных направлениях: перпендикулярно поверхности проката в пробе  $NDT$ , и вдоль проката – при испытаниях  $III^G$ . Таким образом, можно сделать вывод о том, что соотношение (12) не может быть напрямую использовано для корректной оценки величины  $K_{Ia}$  только исходя из температуры  $T_{NDT}$ , однако в рамках данного исследования оно является лишь способом определить температурный сдвиг между двумя значениями  $K_{Ia}$ , и в этом случае оценка выглядит удовлетворительной.

**В шестой главе** приведено описание разработанного и введенного в действие стандарта организации СТО-07516250-283-2024 «Определение поглощенной энергии при проведении испытаний на ударный изгиб падающим грузом. Методика испытаний».

На основе проведенных исследований предложен критерий регламентации допустимого снижения фактически определенной работы разрушения по отношению к максимально возможному ее значению при 100 % вязком разрушении, определенному по формуле (4), либо экспериментально. При требованиях, содержащихся в нормативных документах Регистра (85 % волокнистой составляющей для металла подводных трубопроводов и 70 % – для металла судостроительных конструкций) это снижение составляет, с округлением в безопасную сторону, соответственно, на 20 % и 30 %. Минимальная температура, соответствующая этому требованию, принимается за  $T_{III}^G$ .

Представлены предложения по внесению изменений в нормативные документы Российского морского регистра судоходства: Правила классификации и постройки

морских судов. Часть XIII «Материалы» и Правила классификации и постройки морских подводных трубопроводов. Для судостроительных сталей предложено принимать температуру  $T_{IIIГ}$  в обоих вариантах ее определения (визуальном или инструментированном) как одну из критических температур (наряду с температурами  $T_{KB}$ ,  $T_{NDT}$  и температурой выполнения требований по  $CTOD$ ), определяющих минимальную температуру применимости *Arc*-сталей. Для металла штрипса и труб трубопроводов классов  $L3$  и  $G - G3$  предложено применение инструментированного метода определения работы разрушения при *IIIГ* даже при получении 100% вязкого излома для сопоставительной оценки сталей по энергоемкости разрушения.

### Основные выводы

В работе рассмотрены основные проблемы, возникающие при оценке результатов *IIIГ* для контроля сопротивления распространению вязких и хрупких разрушений современных низколегированных конструкционных сталей, применяемых в судостроении и при строительстве магистральных трубопроводов. Предложены методы оценки сопротивляемости разрушению с использованием инструментированных *IIIГ* с определением поглощённой энергии при разрушении образца. Проанализирована связь последней с условиями торможения хрупкого разрушения с позиции механики разрушения. Результаты исследований позволили сделать следующие основные выводы:

1. Энергоемкость вязкого разрушения образца, определяемая при испытаниях *IIIГ* как поглощенная при разрушении энергия  $A_{II}$ , определяется эффективной деформационной способностью материала перед разрушением. В работе предложен безразмерный параметр  $E_{\sigma_{ezp}}^P = f(\sigma_Y, \sigma_Y/\sigma_{\sigma})$  отражающий эту деформационную способность, который по величине коррелирует с экспериментально определяемой средней деформацией в т.н. «зоне процесса». С повышением отношения  $\sigma_Y/\sigma_{\sigma}$  материала наблюдается снижение  $E_{\sigma_{ezp}}^P$ . Такое регистрируемое снижение «эффективной» пластической деформации обусловлено более ранней локализацией максимальных деформаций. Предложенный параметр  $E_{\sigma_{ezp}}^P$ , рассчитываемый для образцов *IIIГ*, позволяет оценивать по результатам инструментированного *IIIГ* энергоемкость разрушения труб магистральных трубопроводов.

2. Для исследуемого класса сталей экспериментально установлена связь работы распространения трещины в образце *IIIГ* с характеристиками материала, и при полностью вязком разрушении:  $A_p \approx 2,4 \cdot 10^{-3} \cdot \sigma_Y \cdot t^2 (W - a) \left(1 - \frac{\sigma_Y}{\sigma_B}\right)^{0.68}$ , где толщина образца  $t$  и высота нетто-сечения  $(W - a)$  в [мм], а  $\sigma_Y$  в [МПа]. При хрупком разрушении  $A_p \approx 10^{-3} t (W - a) \omega \sigma_Y \varepsilon_{cr\_brittle}$ , [Дж, мм, МПа], где  $\omega$  – толщина деформируемого слоя. По результатам измерения уровня деформации  $\varepsilon_{cr\_brittle}$  под поверхностями участков хрупких разрушений можно констатировать, что энергоемкость распространения хрупкой трещины пренебрежимо мала по отношению к вязким разрушениям, и вкладом ее в энергоемкость разрушения образца *IIIГ* можно пренебречь. Экспериментально это отражается в том, что определенная величина  $A_{II}$  во всех случаях коррелирует с

процентом кристаллической составляющей в изломе, снижаясь пропорционально его увеличению.

3. Морфологическая составляющая излома *ИППГ* типа «размерная стрелка» не является участком хрупкого разрушения, но свидетельствует о переходном состоянии склонного к расщеплениям материала. Она образуется на участке вязкого разрушения, имеющем по фактическим замерам максимальную пластическую деформацию, соответствующую по величине таковой при вязком срезе. По результатам анализа морфологических участков излома со спорной трактовкой («размерная стрелка», «обратный излом») наличие под этими участками значительных пластических деформаций позволяет считать, что регистрация работы разрушения дает более объективную информацию о характере разрушения, чем субъективное отнесение их по виду излома к хрупкому или вязкому типу.

4. Характерные для сталей ТМО расщепления снижают определяемую при *ИППГ* величину распространения трещины  $A_p$ , линейно связанную с суммарной длиной расщеплений  $L_p$ . Энергоёмкость разрушения для образца толщиной  $t$  с расщеплениями суммарной длиной  $L_p$  равна таковой для образца без расщеплений, но меньшей «эффективной толщины»  $t_{eff}$ .  $t_{eff} = t \cdot (1 - 0,09 \cdot L_p / (W - a))$ .

5. Проведенные исследования показали отсутствие корреляции полной работы распространения разрушения в образце *ИППГ*  $A_p$  с параметром *СТОА* вследствие того, что с этим параметром коррелирует лишь малая часть  $A_p$ , затрачиваемая на участке стабилизации угла раскрытия трещины при её длине большей, чем толщина образца. То же можно предположить и для работы разрушения металла в трубе, из-за чего существуют противоречащие друг другу данные о значимости параметра *СТОА* как характеристики энергоёмкости вязких разрушений трубопроводов.

6. По результатам моделирования МКЭ образца *ИППГ* установлено, что при разрушении в области значительных номинальных пластических деформаций, распространяющихся на всё сечение образца (что является необходимым для зарождения трещины в надрезе) запасенной упругой энергии в образце достаточно даже для нестабильного разрушения материала по вязкому механизму распространения трещины. Таким образом, упругая энергия в образце *ИППГ* присутствует с большим избытком, и старт или остановка хрупкого разрушения описывается не дефицитом упругой энергии в образце, а условием «абсолютной» остановки хрупкого разрушения, контролируемым параметром относительной трещиностойкости  $\beta$ .

7. Используемый критерий при оценке результата испытания *ИППГ* – т.е. определенное содержание вязкой составляющей в изломе (обычно  $\geq 70\%$ ), является необходимым для выполнения условия торможения хрупкой трещины в конструкции только для малых толщин: 10 мм и менее при  $\sigma_Y > 700$  МПа. Для больших толщин и менее прочных материалов проба *ИППГ* оказывается более «жесткой» – образец разрушается хрупко при более высокой температуре испытаний, чем температура, при которой могут быть выполнены условия торможения трещины в конструкции. Поэтому при оценке расчетной температуры конструкции  $T_d$  целесообразно вводить для неё

температурный сдвиг относительно определяемой  $T_{IIIГ}$ , который зависит от толщины и предела текучести материала.

8. Корректность оценок, связывающих количество кристаллической составляющей в изломе образца  $IIIГ$  с величиной  $K_{Ia}$ , подтверждается соотношением температурных зависимостей вязко-хрупкого перехода при  $IIIГ$  образцов различной толщины и соотношением критических температур  $IIIГ$  и  $NDT$ .

**Основные результаты работы представлены в следующих публикациях:**

1. **Ларионов А.В.** Определение энергоемкости разрушения при испытании падающим грузом трубных сталей. / Ларионов А.В., // Сборник трудов XVIII Международной научно-технической конференции «Трубы-2010». Челябинск. –2010.

2. **Ларионов А.В.** Методические особенности определения энергоемкости разрушения трубных сталей при испытании падающим грузом / Ларионов А.В. // Сборник труды конференции молодых ученых и специалистов ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей». – СПб. – 2011. – С. 48-54.

3. **Ларионов А.В.** Изменение механических свойств и хладостойкости металла штрипса и труб из стали категории прочности К60 на различных этапах изготовления / Владимиров Н.Ф., Ильин А.В., Ларионов А.В., Леонов В.П., Мирошников Б.Л. // **Вопросы материаловедения.** –2011. –№4 (68). –С. 5-16.

4. **Ларионов А.В.** Проблемы определения характеристик сопротивления деформированию металла трубопроводов высоких параметров. Новые методики испытаний / Башаев В.К., Ильин А.В., Гусев М.А., Ларионов А.В. // **Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства.** – 2012. –№35. – С. 51-74.

5. **Ларионов А.В.** Новые методы прогнозирования работоспособности конструкционных материалов для эксплуатации в Арктике / Орыщенко А.С., Ильин А.В., Гусев А.М., Ларионов А.В. // Сборник трудов Всероссийской конференции по исследованиям свойств материалов «ТЕСТМАТ». – 2013. –С. 23.

6. **Ларионов А.В.** Сертификация судостроительных материалов для судов, эксплуатирующийся в условиях Арктики / Гусев М.А., Ларионов А.В., Ильин А.В. // **Судостроение.** –2014. –№5. – С. 39-43.

7. **Ларионов А.В.** О проблемах перехода к количественным оценкам энергоемкости разрушения при испытаниях падающим грузом образцов натурной толщины / Артемьев. Д.М., Гусев М.А., Ларионов А.В., Филин В.Ю. // **Авиационные материалы и технологии.** №4 (49). 2017. – С. 87-94.

8. **Ларионов А.В.** Испытания падающим грузом материалов подводных трубопроводов и проката «ARC» - сталей / Филин В.Ю., Артемьев Д.М., Гусев М.А., Ларионов А.В. // **Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства.** Вып. 50/51. –2018. –С. 41-52.

9. **Ларионов А.В.** Оценка связи сопротивления металла вязкому разрушению с поглощенной энергией при испытаниях падающим грузом. / Ларионов

А.В., Филин В.Ю., Ильин А.В. // Сборник трудов XIV Всероссийской конференции по испытаниям и исследованиям свойств материалов «ТестМат». – 2022. – С. 506-520.

10. **Ларионов А.В.** Получение истинной диаграммы нагружения на основе испытаний на растяжение с использованием численных методов / Назарова Е.Д., Пегливанова М.М., Филин В.Ю., Ларионов А.В. // Сборник материалов Всероссийской научной конференции «Неделя науки ФизМех», 3-7 апреля 2023. – СПб.: Политех-Пресс, –С. 29-32.

11. **Ларионов А.В.** Количественные оценки сопротивления распространению разрушения судостроительных и трубных сталей / Филин В.Ю., Ильин А.В., Ларионов А.В., Мизецкий А.В., Назарова Е.Д., Пегливанова М.А. // Сборник трудов конференции: VIII Всероссийская конференция «Безопасность и мониторинг природных и техногенных систем», 16-20 октября, –2023, Красноярск. – С. 83 – 88.

12. **Ларионов А.В.** Обоснование требований МАКО и Регистра к выбору материалов корпусных конструкций, эксплуатируемых при низких климатических температурах. Часть-1 – Сопротивление старту трещины / Филин В.Ю., Ильин А.В., Ларионов А.В., Назарова Е.Д. // **Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства.** – № 72/73. –2023. –С. 48-58.

13. **Ларионов А.В.** Обоснование требований МАКО и Регистра к выбору материалов корпусных конструкций, эксплуатируемых при низких климатических температурах. Часть-2 – Сопротивление распространению трещины / Филин В.Ю., Ильин А.В., Ларионов А.В., Назарова Е.Д. // **Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства.** –№ 74. –2024. – С. 56-69.

14. **Ларионов А.В.** Инструментированные испытания падающим грузом (ИПГ, DWTT): корреляция с визуальным контролем вида излома и проблемы оценки результатов испытаний / Ларионов А.В., Ильин А.В. // Сборник трудов XXV международной научно-практической конференции «Трубы-2023», 13-15 сентября 2023г, г. Челябинск: сборник докладов. Часть 1. – С. 58-65.