Г.Б. Крыжевич

ФГУП «Крыловский государственный научный центр», Санкт-Петербург, Россия

ИНТЕГРАЛЬНЫЕ КРИТЕРИИ РАЗРУШЕНИЯ В ЧИСЛЕННЫХ РАСЧЕТАХ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ПРОЧНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ МОРСКОЙ ТЕХНИКИ

Объект и цель научной работы. Объектом работы являются сварные конструкции морской техники, эксплуатируемые при температуре –40 °C и ниже. Новые международные и отечественные стандарты, регламентирующие вопросы прочности и надежности арктических нефтегазовых сооружений, требуют для обоснования необходимых запасов прочности выполнения расчетов предельной прочности конструкций с учетом возможного низкотемпературного снижения пластичности и трещиностойкости материалов и сварных соединений. Однако реализация этих требований пока не осуществима из-за нерешенности принципиальных вопросов, связанных с формулировкой критериев разрушения при наступлении предельного состояния конструкций. Вместе с тем действующие нормативные требования классификационных обществ к трещиностойкости сварных соединений таких конструкций обычно не удается выполнить по ряду технологических и экономических причин, что при формальном подходе ведет к запрету их эксплуатации при низких температурах. Целью работы является разработка критериев хрупкой и вязкой низкотемпературной прочности, решающая принципиальные вопросы предельной прочности сварных конструкций на основе использования новой методики прямого конечно-элементного расчета сварных конструкций на статическую прочность с учетом реально достигаемых показателей трещиностойкости и пластичности матерала сварных соединений.

Материалы и методы. Метод расчета прочности предусматривает использование конечно-элементных процедур в сочетании со способами проверки прочности стальных конструкций по интегральным критериям хрупкого разрушения и предельного пластического деформирования.

Основные результаты. Разработаны новые интегральные критерии хрупкого и вязкого разрушения, предназначенные для оценки предельной прочности конструкций. Показано, что использование новых интегральных критериев предельной прочности обеспечивает существенное повышение точности расчетов и создание необходимых условий для правильного выбора материалов, технологий изготовления и рационального конструирования морской техники, эксплуатируемой при низких температурах.

Заключение. На основе разработанных новых критериев хрупкого и вязкого разрушения конструкций создан новый подход к расчету предельной прочности морской техники (в том числе нефтегазодобывающих платформ) на основе прямых вычислений. Такой подход является важным элементом системы обеспечения безотказности, эксплуатационной безопасности и технологии создания конструкций арктических судов и океанотехники. В результате выполнения работы созданы необходимые условия для правильного выбора материалов, технологий изготовления и рационального конструирования морской техники, эксплуатируемой при низких температурах.

Ключевые слова: предельная прочность конструкций, критерии прочности, прочность морской арктической техники, прочность низкотемпературная, хладостойкость конструкций.

Автор заявляет об отсутствии возможных конфликтов интересов.

Для цитирования: Крыжевич Г.Б. Интегральные критерии разрушения в численных расчетах низкотемпературной прочности конструкций морской техники. Труды Крыловского государственного научного центра. 2018; 1(383): 29–42.

УДК 629.5.021:536+517.3

DOI: 10.24937/2542-2324-2018-1-383-29-42

G. Kryzhevich

Krylov State Research Centre, St. Petersburg, Russia

INTEGRAL FAILURE CRITERIA IN NUMERICAL LOW-TEMPERATURE STRENGTH CALCULATIONS OF MARINE FACILITIES

Object and purpose of research. This paper studies welded structures of marine facilities operating at the temperature of -40 °C and lower. To justify necessary strength margins, new international and Russian standards for strength and reliability of Arctic oil & gas facilities require ultimate structural strength calculations taking into account possible deterioration

in plasticity and fracture resistance of materials and welds. However, these requirements still cannot be implemented because, as yet, there is still no answer to the fundamental question: how to formulate failure criteria when structure comes to its limit state? Along with it, current regulations of Classification societies about fracture resistance of welds for these structures usually cannot be fulfilled due to a number of technological and economic reasons, and the formalist approach to this matter implicates prohibition for these structures to operate at low temperatures. The purpose of this study is to develop criteria of brittle and ductile strength at low temperatures, so as to solve key questions about limit strength of welded structures, based on a new procedure of direct FEM-based static strength calculation of welded structures taking into account realistically achievable fracture resistance and plasticity levels of the material used in welds.

Materials and methods. Strength calculation method envisages FEM-based procedures in combination with verification methods for strength of steel structures as per integral criteria of brittle failure and limit plastic straining.

Main results. Integral brittle and ductile failure criteria developed in this study are intended for limit structural strength assessments. It has been shown that these new integral criteria for limit strength considerably increase accuracy of calculations and ensure proper selection of materials, manufacturing technologies and optimal design of marine structures operating at low temperatures.

Conclusion. Newly developed brittle and ductile failure criteria for structures were used to develop a new approach to limit strength calculations of marine facilities, including oil & gas production rigs, based on direct calculations. This approach is an important element of system ensuring trouble-free work, operational safety and development technology for structures of Arctic ships and marine platforms. This study provides for proper selection of materials, manufacturing technologies and optimal design of marine facilities operating at low temperatures.

Key words: limit structural strength, strength criteria, strength of Arctic marine facilities, low-temperature strength, cold resistance of structures.

Author declares lack of the possible conflicts of interests.

For citations: Kryzhevich G. Integral failure criteria in numerical low-temperature strength calculations of marine facilities. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2018; 1(383): 29–42 (in Russian).

УДК 629.5.021:536+517.3

DOI: 10.24937/2542-2324-2018-1-383-29-42

Действующие нормативные требования, используемые при сертификации конструкций арктических нефтегазодобывающих платформ, сформулированы в правилах классификационных обществ [1-4]. Они сводятся 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 хрупких разрушений конструкций. Главные факторы, способствующие хрупкому разрушению - низкая температура и высокая жесткость напряженнодеформированного 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 [5-7]. 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 требования правил Российского морского регистра судоходства) и относительно простых технологий строительства. Для оценки этих запасов крайне необходима разработка новых научно обоснованных методов расчета низкотемпературной прочности.

Возможен и принципиально иной подход к обеспечению низкотемпературной прочности. Для повышения экономической эффективности объектов и достоверности результатов анализа прочности арктических конструкций отечественные и международные стандарты [8–10] не устанавливают столь жесткие требования к трещиностойкости материалов и сварных соединений, но рекомендуют использование расчета предельного состояния конструкций, при котором в их наиболее напряженных зонах (в узлах) появляются условия для возникновения хрупких или вязких разрушений. К сожалению, при этом не формулируются конкретные рекомендации по выполнению такого расчета. Поэтому для реализации такого расчета предельного состояния при наличии низких температур и концентраторов напряжений также необходимо предварительное решение отмеченной выше проблемы, связанной с разработкой нового метода расчета низкотемпературной прочности, ориентированного на использование метода конечных элементов (МКЭ). Основные подходы к разработке такого метода описаны в работах [11-12], где 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. 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 целью настоящей работы является разработка критериев прочности, обеспечивающих достоверность расчетов, и создание рациональных конструкций для эксплуатации при низких температурах. Для достижения этой цели целесообразно проанализировать недостатки традиционных формулировок критериев разрушения, сформулировать более эффективные критериальные зависимости и сопоставить эффективность традиционных и новых критериев с учетом экспериментальных данных по разрушению образцов с концентраторами напряжений.

Критерии хрупкого разрушения

Brittle failure criteria

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 [13], хрупкое разрушение в материале конструкции происходит при одновременном выполнении двух условий:

$$\sigma_i \ge \sigma_m; \tag{1}$$

$$\sigma_1 \ge S_{\text{orp.}},\tag{2}$$

где σ_i – интенсивность напряжений или эквивалентное напряжение по Мизесу; σ_1 – максимальное главное напряжение; $S_{\text{отр.}}$ – напряжение нормального отрыва, являющееся характеристикой материала, не зависящей от температуры его испытаний.

Условие (1) является необходимым для образования субмикротрещин в отдельных зернах поликристаллического материала. При выполнении условия (2) появляется возможность их распространения по зернам поликристалла и, соответственно, хрупкого разрушения.

Для оценки напряжения нормального отрыва можно использовать формулу [11]:

$$S_{\text{OTD.}} / \sigma_{\text{B}} = 1 + 1, 4 \psi_{\text{K}}$$

где ψ_{κ} – относительное сужение площади поперечного сечения стандартного образца при разрыве; $\sigma_{\rm B}$ – предел прочности.

Минимальные значения напряжений нормального отрыва $S_{\text{отр.}}$ конструкционных сталей зависят от диаметра зерна феррита в стали d_3 [13]:

$$S_{\text{отр.}} = 20 + 11,5\sqrt{d_3}$$
, кГ/мм² (d_3 в мм).

Эта формула показывает, что на всех стадиях передела металла в готовое изделие металлурги и технологи должны принимать меры по измельчению зерен для обеспечения высоких характеристик прочности $\sigma_{orp.}$ и σ_{B} перлитных сталей. Вместе с тем она в определенной степени противоречит одному из основных постулатов механики твердого деформируемого тела. В самом деле, из нее следует, что, с одной стороны, характеристики прочности материала зависят от размеров элементов (зерен), из которых состоит материал, т.е. от его микронеоднораности. Но, с другой стороны, в соответствии с гипотезой сплошности механики твердого деформируемого тела, мы игнорируем при выполнении



Рис. 1. Площадка *F* структурного элемента, включающая бесконечно малую площадку, на которой действует максимальное главное напряжение σ₁ в концентраторах напряжений у круглого отверстия (*a*) и у краевого выреза (*б*), расположенных в растягиваемых полосах

Fig. 1. Site *F* of structural element, including an infinitely small area exposed to peak principal stress σ_1 at stress concentrators near a round opening (*a*) and near a cut-out at the edge (*b*) located in the straps subjected to tension

расчетов зернистую структуру материала. Кроме того, при развитии повреждений материала, происходящем перед хрупким разрушением, в нем 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 объеме материала конструкции. Этот объем полезно ассоциировать с понятием структурного элемента, введенным в рассмотрение Г. Нейбером [14] и уточнявшимся в дальнейшем в работах В.В. Новожилова, Н.Ф. Морозова, Ю.В. Петрова и др. В современном понимании размер этого элемента является характеристикой материала (параметром его микронеоднородности) при определенном виде разрушения [15], которая определяется по формуле

$$d = 2K_{Ic}^{2} / (\pi S_{\text{orp.}}^{2}),$$

где *К*_{*Ic*} – вязкость разрушения.

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 истинными напряжениями разрыва материала $S_{\text{отр.}}$ сравнивается не максимальное положительное значение первого главного напряжения σ_1 (как это следует из соотношения (2)), а среднее нормальное напряжение

$$\overline{\sigma}_n = \frac{\int \int \sigma_n dF}{F}$$

на площадке F с площадью порядка d^2 , включающей бесконечно малую площадку с нормалью \vec{n} , на которой действует максимальное главное напряжение σ_1 в рассматриваемом концентраторе напряжений. В этом равенстве σ_n – это нормальное напряжение на площадке F. В частном случае, когда рассматривается концентрация напряжений у круглого отверстия в растягиваемой широкой полосе с толщиной t (рис. 1), площадь F равна произведению td.

Таким образом, вместо критерия максимальных напряжений (2) при установлении момента начала хрупкого разрушения можно использовать подход Нейбера – Новожилова и интегральный критерий, имеющий следующий вид:

$$\overline{\sigma}_n \ge S_{\text{orp.}},\tag{3}$$

где $\overline{\sigma}_n$ – осредненное по площадке *F* нормальное напряжение в зоне концентрации.

Взамен локального критерия текучести (1) можно использовать интегральный критерий

$$\overline{\mathbf{\sigma}}_i \ge \mathbf{\sigma}_m,\tag{4}$$

где $\overline{\sigma}_i = \frac{\int \int \sigma_i dF}{F}$ – среднее значение интенсивности напряжений на площадке *F*.

Эффективность использования интегральных критериев хрупкого разрушения (3) и (4) взамен критериев максимальных напряжений (1) и (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) [16]. Ширина испытанных полос намного превышала диаметр отверстий. На рис. 2а эти результаты сопоставлены с расчетной зависимостью относительных (отнесенных к напряжениям отрыва $S_{\rm orm}$) предельных номинальных напряжений σ_* от радиуса концентратора. Расчетные и экспериментальные данные говорят о том, что предельные значения напряжений можно определять по теоретическому коэффициенту концентрации напряжений и критериям (1) и (2) лишь для широких полос с большими отверстиями (при радиусе, превышающем структурный параметр d в 10 раз и более). В этих обстоятельствах номинальные напряжения, вызывающие разрушение, втрое меньше напряжений отрыва. При малых радиусах отверстий локальные критерии хрупкой прочности (1) и (2) существенно занижают разрушающие напряжения и не позволяют точно прогнозировать прочность конструкций.

На рис. 26 представлены результаты испытаний полосы из серого чугуна с боковыми вырезами [16]. 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 (3) и (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 $\sigma_*/S_{\text{отр.}} = 0,4$, соответствующему $a/r \to \infty$ (трещинообразный краевой дефект).

Аналогичные выводы можно сделать относительно достоверности интегральных критериев хрупкого разрушения (3) и (4), которые целесообразно использовать взамен локальных критериев (1) и (2), и на основе других экспериментальных данных. В опытах М.А. Легана и В.А. Блинова [17] испытывались на растяжение полосы одинаковой толщины из другого хрупкого материала (эбонита) с круглыми отверстиями различных диаметров (рис. 3). Соотношение между диаметрами отверстий и толщиной полос в проведенных опытах не оставалось постоянным. Результаты испытаний полос приведены в табл. 1.



Рис. 2. Сопоставление расчетной зависимости предельных (разрушающих образцы) номинальных напряжений σ_* , отнесенных к напряжениям отрыва $S_{\text{отр.}}$, от конструктивных параметров образцов с экспериментальными данными (точки черного цвета): *а*) для полосы с отверстием; *б*) для полосы с боковыми вырезами

Fig. 2. Calculation results for limit (breaking) nominal stresses σ_* as fractions of tearing stresses $S_{\text{tearing.}}$ versus design parameters of the samples with experimentally obtained data (black dots): *a*) strap with opening; *b*) strap with side cut-outs

В случае идеального совпадения расчетных и экспериментальных данных отношение опытных разрушающих напряжений σ_* к расчетным разрушающим напряжениям $\sigma_{*pacчет.}$ должно быть равно единице. В действительности имеется заметное отличие разрушающих напряжений $\sigma_{*pacчет.}$, найденных по интегральным критериям (3) и (4), от измеренных в эксперименте, причем расчетная погрешность носит консервативный характер. Разрушающие напряжения $\sigma_{*pacчет.}$, найденные по критериям максимальных напряжений (1) и (2), при малых



Рис. 3. Зависимость отношения номинальных разрушающих напряжений σ_* , полученных при испытаниях на растяжение полосы с отверстием, к расчетным разрушающим напряжениям $\sigma_{* pacчет.}$ от диаметра отверстия d_1 (*a*), полученная по результатам испытаний полосы со сквозным отверстием (*б*) на растяжение

Fig. 3. Nominal breaking stresses σ_* recorded during tension tests of the strap with opening as fractions of design breaking stresses $\sigma_{*design}$ versus opening diameter d_1 (*a*) as per tension test data for the strap with through opening (*b*)

диаметрах отверстий более чем в 2 раза отличаются от 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 [18] (рис. 4). Результаты опытов также дают основание считать, что в случае использования интегральных критериев в форме (3) и (4) наблюдается гораздо лучшее соответствие расчетных и экспериментальных данных. При малых значениях диаметра отверстия диска применение локальных критериев хрупкой прочности (1) и (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 локальных критериев хрупкого разрушения (1) и (2), оказываются заниженными;

- использование при оценке предельных нагрузок интегральных критериев (3) и (4) обеспечивает получение удовлетворительных консервативных 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 (1) и (2);
- при понижении эксплуатационных температур до значений, соответствующих вязкохрупкому переходу, происходит снижение вязкости разрушения материала конструкций

Таблица 1. Размеры испытанных полос и разрушающие напряжения (фактические σ_* и расчетные) **Table 1.** Dimensions of tested straps and breaking stresses (actual σ_* and design ones)

Диаметр d, мм	Длина рабочей части образца, мм	Ширина рабочей части образца, мм	Толщина образца, мм	Напряжения при разрыве образца о _* , МПа	Расчетные разрушающие напряжения по критериям (3) и (4), МПа	Расчетные разрушающие напряжения по критериям (1) и (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



Рис. 4. Схема проведения эксперимента по сжатию диска до разрушения (*a*) и сравнение фактических (экспериментальных) разрушающих напряжений (точки) с разрушающими напряжениями (б), найденными по интегральному критерию (сплошная линия) и по критерию максимальных главных напряжений (штриховая линия)

Fig. 4. Compression failure test layout for a disk (*a*) and comparison of actual (experimental) failure stresses (dots) versus failure stresses (*b*) calculated as per integral criteria (solid curve) and as per the criteria of peak principal stresses (dashed curve)

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 значения, соответствующие вязко-хрупкому переходу.

Критерии вязкого разрушения

Ductile failure criteria

Если условие (3) не выполняется, а в зоне концентратора напряжений удовлетворено только условие (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 $e_p^{\text{пред.}}$ [19], 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} :

$$e_{pi} \ge e_p^{\text{пред.}}.$$
(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):

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

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 σ_i – главные напряжения.

Среднее напряжение $\sigma_0 = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ вызывает не пластическую деформацию, а только упругое изменение объема. Если $\sigma_i = 0$, то любой металл будет упругим и хрупким. Если максимальное главное напряжение $\sigma_1 < 0$, т.е. происходит сжатие, то микрои макротрещины закрываются, увеличивая пластичность металла. Если металл подвергается трехосному 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_{κ} определяется с учетом соотношения между интенсивностью напряжений σ_i и средним напряжением σ₀ [19]:

$$e_p^{\text{nped.}} = D_e e_{p1}^{\text{nped.}},\tag{6}$$

где $D_e = K_e \sigma_i / (3\sigma_0); e_{p_1}^{\text{пред.}}$ – предельная пластическая деформация, найденная по результатам испытаний стандартных образцов цилиндрической формы при одноосном растяжении; K_e – коэффициент, учитывающий свойства материала (для малоуглеродистой стали $K_e = 1,0-1,2$).

Зависимость (4) подтверждена экспериментами с крупными образцами, содержащими относительно большие концентраторы напряжений различной формы и изготовленными из сталей разных марок [19].

Выполнение критерия разрушения (3) означает появление разрыва (трещины), наблюдаемое в реальной сварной конструкции в зоне концентрации напряжений. Этот критерий не дает представления о том, как будет развиваться трещина. В зависимости от свойств материала, геометрии конструкции, условий нагружения, эта трещина может остановить свое движение непосредственно после появления, а может развиваться дальше, разделяя конструкцию на отдельные части. Но даже в случае высокой локальности надрыва произойдет резкое снижение усталостной долговечности конструкции и надежности, повысится вероятность нарушения герметичности. Такое состояние конструкции в большинстве случаев является нарушением режима нормальной эксплуатации.

При использовании критерия разрушения типа (3) при оценке прочности реальных конструкций необходимо принимать во внимание два обстоятельства. 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 е_{лі} к коэффициенту снижения предельной пластической деформации e_{vi}/D_e в данном концентраторе напряжений и бесконечно малую площадку с нормалью *n*, на которой действует главное напряжение σ₁. Для перехода материала в этой точке из вязкого состояния в хрупкое необходимо выполнение условия (5), которое можно записать в виде

$$e_{pi} / (D_e e_{p1}^{\text{mpeg.}}) \ge 1.$$
 (5')

Во-вторых, можно предположить, что, как и в случае хрупкого повреждения, при вязком раз-

рушении 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 (5'). Это означает, что величины e_{pi} и D_e , входящие в зависимости (3) и (4), а также другие параметры напряженнодеформированного состояния, используемые для описания процесса разрушения, необходимо усреднять. С учетом этих обстоятельств интегральный деформационный критерий разрушения может быть записан так:

$$\overline{e}_{pl} \ge 1, \tag{7}$$

где
$$\overline{e}_{p1} = \frac{1}{e_{p1}^{\text{пред.}}F} \int_{F} \frac{e_{pi}(x, y, z)}{D_e(x, y, z)} dF$$
 – 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 σ_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 σ_1 и содержащей точку с наибольшим значением отношения интенсивности деформации к коэффициенту снижения предельной пластической деформации e_{ni}/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 \overline{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 (3). Однако в большинстве практически интересных случаев условия (3) и (7) выполняются одновременно (хотя бы приближенно).

Рекомендации по практической оценке коэффициента снижения предельной пластической деформации D_e с получением достоверного консервативного результата даны в работе [11]. При применении критериев хрупкого и вязкого разрушения (3) и (7) в случае наличия сварных швов в зоне концентрации напряжений производить оценку размера структурного элемента *d* необходимо по минимальным значениям вязкости разрушения шва и напряжений отрыва $S_{\text{отр.}}$ (наблюдаемым в зоне термического влияния с наибольшими размерами зерен металла).

Экспериментальная проверка критерия вязкого разрушения

Experimental verification of ductile failure criterion

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°), выполненным в соответствии с ГОСТ 25.502-79 (рис. 5). Образцы вырезались из листового проката толщиной 25 мм и из листов толщиной 40 мм (10 штук), причем 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 20 °C), а другая половина – при температуре –40 °C (табл. 2).

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-HH, зав. № 1794-1, (рис. 6) в соответствии с ГОСТ 1497-84 (Металлы. Методы испытаний на растяжение), ГОСТ 11150-84 (Металлы. Методы испытаний на растяжение при пониженных температурах). В испытаниях принимали участие Н.Г. Попов и А.В. Паляк. Границы относительной погрешности воспроизведения испытательной нагрузки при доверительной вероятности 0,95 равны ±0,5%. Для испытаний при пониженной температуре использована входящая в состав машины климатическая камера.

Результаты испытаний (табл. 2) показывают, что при понижении температуры на 60 °С наблюдалось увеличение пределов прочности (~ на 3 %) и текучести (~ на 4 %). Увеличение толщины листов, из которых вырезались образцы, приводило к незначительному увеличению пределов прочности и текучести (ориентировочно на 1 %).

Вместе с тем при понижении температуры на 60 °С наблюдалось несущественное увеличение нагрузок, разрушающих гладких образцы, и величин остаточных деформаций гладких образцов при их разрушении. При испытаниях образцов с концентраторами напряжений наблюдалась совсем другая тенденция: понижение температуры почти



Таблица 2. Влияние температуры, концентрации напряжений и толщины листов на прочность образцов из стали марки 750W

Table 2. Effect of temperature, stress concentration and plate thickness upon strength of specimens made of 750W steel

N⁰	Тип образца и температура его испытания	Диаметр минималь- ный, мм	Предел прочности, МПа	Предел текучести, МПа	Толщина листа, мм	Удлинение при разруше- нии, мм	Максималь- ная нагрузка, кН
1	Гладкие образцы +20 °С	9,9	856	816	25	6,82	65,93
2		9,88	854	801		7,02	65,5
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		6,9	68,15
7	_ С концентратором +20 °С	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		3,02	65,58
12		9,82	851	811		5,41	64,48
13		9,9	877	835	40	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	7 8 С концентратором +20 °С	8	-	-		1,27	61,11
18		8	_	-		1,68	61,00
19	9 Сконцентратором 0 -40 °С	8	_	_		0,45	61,08
20		8	_	_		0,33	60,94



Рис. 6. Испытания образца с надрезом при комнатной температуре (а), при пониженной температуре (б) и вид образца в захватах испытательной машины после разрушения (в)

Fig. 6. Tests of the specimen with cut-out at room temperature (*a*), at low temperature (*b*) and a photo of the failed specimen in the test rig clamps (c)

б)

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 [20] для тестируемого материала ниже, чем температура испытаний (-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 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 табл. 2 цифры свидетельствуют также о взаимодействии в условиях низких температур двух этих факторов (концентрации напряжений и толщины материала), влияющих на остаточные деформации образцов.



Рис. 7. Зависимости растягивающих усилий (черные кривые) и напряжений в гладких частях образцов (серые кривые) от общей деформации образца: *a*) гладкий образец из листа толщиной 40 мм, температура – 40 °C; *b*) образец с надрезом из листа толщиной 25 мм, температура +20 °C; *b*) образец с надрезом из листа толщиной 25 мм, температура +20 °C; *b*) образец с надрезом из листа толщиной 25 мм, температура –40 °C; *г*) образец с надрезом из листа толщиной 40 мм, температура –40 °C; **Fig. 7.** Tension forces (black curves) and stresses in smooth parts of the specimens (gray curves) versus global straining of the specimen: *a*) smooth specimen made of 40-mm thick plate, temperature –40 °C; *b*) specimen with cut-out, made of 25-mm thick plate, temperature +20 °C; *c*) specimen with cut-out, made of 25-mm thick plate, temperature –40 °C; *d*) specimen with cut-out, made of 40-mm thick plate, temperature –40 °C;



Рис. 8. Конечно-элементная модель образца с надрезом (*a*) и ее фрагмент (*б*) с выделенным серым цветом структурным элементом в плоскости, перпендикулярной к оси образца и проходящей через вершину надреза

Fig. 8. Finite-element model of specimen with cut-out (*a*) and a fragment of this model (*b*): gray colour highlights the structural component in the plane perpendicular to the axis of the specimen and passing via the cut-out tip

Форма и параметры диаграмм растяжения образцов существенно зависят от наличия надреза и температуры их испытаний (рис. 7). При наличии надрезов уменьшается остаточная деформация образцов после разрушения (особенно при испытаниях при низкой температуре), а также наблюдаются



Рис. 9. Сопоставление результатов конечно-элементного расчета напряжений при разрыве образцов с надрезом о_{*}, найденных при использовании интегрального критерия (7) (сплошная линия) и локального критерия (5) (штриховая линия), с экспериментальными данными (четыре точки)

Fig. 9. Comparison of FEM-based tearing stress calculation for specimens with cut-out, σ_* , calculation results as per integral criterion (7) (solid curve) and local criterion (5) (dashed curve) versus test data (four dots)

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 помошью метода конечных элементов в программном комплексе ANSYS. Конечно-элементная модель образца с надрезом в виде фигуры, представляющей собой 1/8 часть его геометрического образа, представлена на рис. 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 ($U_v = 0$ 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 ($U_x \neq 0$).

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, примерно равным 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 напряженнодеформированного 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 (рис. 9), найденных на основе локального критерия вязкой прочности (5) и интегрального критерия (7), 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 напряженнодеформированного 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 этих элементов, если их размеры близки к характерным размерам концентраторов напряжений или превосходят эти характерные размеры.

Библиографический список

References

- Правила классификации, постройки и оборудования ПБУ и МСП. СПб.: Российский морской регистр судоходства, 2014. [Rules for the Classification, Construction and Equipment of Mobile Offshore Drilling Units and Fixed Offshore Platforms. St. Petersburg, Russian Maritime Registry of Shipping, 2014].
- Правила классификации и постройки морских судов. СПб.: Российский морской регистр судоходства, 2016. [Rules for the Classification and Construction of Sea-Going Ships. St. Petersburg, Russian Maritime Registry of Shipping, 2016].
- 3. Bureau Veritas rules for the classification of polar class and icebreaker ships. 2013.
- 4. American Bureau of Shipping Rules for building and classing. Steel Vessels, 2016.
- Wallin K., Karjalainen-Roikonen P. Low-temperature fracture toughness estimates for very high strength steels // International Journal of offshore and polar engineering (Transactions of the International Society of Offshore and Polar Engineers). 2016: 26(4): 333–8.
- 6. 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.

- 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.
- Стандарт ИСО (ISO 19902:2007). Нефтяная и газовая промышленность. Стационарные стальные морские сооружения. 2016. [ISO 19902:2007 Petroleum and natural gas industries – Fixed steel offshore structures].
- ГОСТ Р ИСО 19906. Нефтяная и газовая промышленность. Сооружения арктического шельфа. М.: Стандартинформ, 2011. [GOST R ISO 19906 Petroleum and natural gas industries. Arctic offshore structures. Moscow: Standartinform, 2011. (in Russian)].
- Draft ISO/DTS 35105.2:2017(E). Petroleum and natural gas industries – Arctic operations. Material requirements for Arctic operations. DTS stage, 2017.
- Крыжевич Г.Б. Прочность толстолистовых сварных конструкций судов и океанотехники в арктических условиях // Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова. 2017. Вып. 2(380). С. 32–41. [G. Kryzhevich. Strength of thick-plated welded structures of ships and marine facilities in the Arctic // KSRC Transactions. 2017; 2(380): 32–41. (in Russian)].
- 12. Крыжевич Г.Б. Усталостная прочность стальных конструкций в низкотемпературных условиях // Морской вестник. 2017. Спец. вып. № 1(13). С. 66–70. [G. Kryzhevich. Fatigue strength of steel structures at low temperatures // Morskoy Vestnik. 2017. Special Issue No. 1(13): 66–70. (in Russian)].
- Копельман Л.А. Основы теории прочности сварных конструкций. СПб.: Лань, 2010. [L. Kopelman. Fundamentals of strength theory for welded structures. St. Petersburg: Lan', 2010. (in Russian)].
- Нейбер Г. Концентрация напряжений. М.–Л.: Гостехиздат, 1947. [H. Neuber. Stress concentration (Russian translation). Moscow – Leningrad: Gostekhizdat, 1947].
- 15. Морозов Н.Ф. и др. Предельное равновесие хрупких тел с концентраторами напряжений. Структурный подход. СПб: Изд-во СПбГУ, 2011. [N. Morozov et al. Limit equilibrium of brittle bodies with stress concentrators. Structural approach. St. Petersburg: Publishing house of St. Petersburg State University, 2011. (in Russian)].
- 16. Ярема С.Я., Ратыч Л.В. Исследование хрупкого разрушения образцов с концентраторами напряжений. Концентрация напряжений. Вып. 1. Киев: Наукова думка, 1965. С. 338–343. [S. Yarema, L. Ratych. Study on brittle failure of specimens with stress concentrators. Stress concentration. Issue 1. Kiev: Naukova dumka, 1965: 338–43. (in Russian)].
- 17. Леган М.А., Блинов В.А. Совместное использование метода граничных элементов и нелокальных кри-

териев разрушения // Омский научный вестник. 2015. N_{2} 3(143). С. 349–352. [*M. Legan, V. Blinov.* Joint application of boundary-element method and non-local failure criteria // Omsk Scientific Bulletin. 2015; 3(143): 349–52. (in Russian)].

- Леган М.А. Хрупкое разрушение элементов конструкций с концентраторами напряжений // Вестник НГУ. Математика, механика, информатика. 2013. Т. 13. Вып. 3. С. 70–76. [*М. Legan.* Brittle failure of structural elements with stress concentrators // Vestnik NSU. 2013; Vol. 13, Issue 3: 70–6. (in Russian)].
- 19. *Махутов Н.А.* Деформационные критерии и расчет элементов конструкций на прочность. М.: Машиностроение, 1981. [*N. Makhutov.* Straining criteria and strength calculations of structural elements. Moscow: Mashinostroyeniye, 1981. (in Russian)].

 ASTME208-06 (2012) Standard test method for conducting drop-weight test to determine nil-ductility transition temperature of ferritic steels. ASTM International, 2012.

Сведения об авторе

Крыжевич Геннадий Брониславович, д.т.н., профессор, начальник сектора ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. Телефон: 8 (812) 415-46-74. E-mail: G Kryzhevich@ksrc.ru.

About the author

Kryzhevich, Gennady B., D. Sc., Professor, Head of Sector, Krylov State Research Centre. Address: Moskovskoe shosse 44, St. Petersburg, 196158, Russia. Tel.: 8 (812) 415-46-74. E-mail: G Kryzhevich@ksrc.ru.

Поступила / Received: 05.02.18 Принята в печать / Ассерted: 01.03.18 © Крыжевич Г.Б., 2018