

Исследование напряжения отрыва малоуглеродистых сталей

С.А. Соколов^a, Д.Е. Тулин^b

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
ул. Политехническая, 29, Санкт-Петербург, Россия

^a sokolov-sa@rambler.ru, ^b graftulin@gmail.com

^a <https://orcid.org/0009-0009-3053-6010> ^b <https://orcid.org/0000-0002-5029-5076>

Статья поступила 26.12.2023, принята 12.02.2024

Классические методы механики разрушения дают сравнительные оценки сопротивления материалов развитию хрупких трещин. Однако этого недостаточно для прогнозирования сопротивления хрупкому разрушению металлических конструкций. Они не позволяют учитывать толщину проката, структурную неоднородность в области сварных соединений, остаточные напряжения и температуру нагружения. В связи с этим возникли методики прогнозирования хрупкого разрушения деталей и конструкций, базирующиеся на физических моделях разрушения. В этих методиках в качестве базового свойства материала, обуславливающего разрушение, используется напряжение отрыва. В данной работе представлен расчетно-экспериментальный метод определения напряжения отрыва, базирующийся на обобщенной теории хрупкого разрушения Л.А. Копельмана. Метод включает конечно-элементный анализ образцов KCU и KCV, испытанных при температуре $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$. В работе дается аналитическое описание зависимости максимального нормального напряжения в области надреза образца типа KCV от номинального напряжения. По предлагаемой методике исследовано напряжение отрыва малоуглеродистых сталей с пределом текучести от 350 до 800 МПа. По результатам экспериментов подтверждена линейная зависимость напряжения отрыва от предела текучести стали. Предложенная методика позволяет определять напряжение отрыва для низколегированных и высокопрочных сталей, в том числе и для зон термического влияния сварных соединений. Знание напряжения отрыва позволяет прогнозировать сопротивление конструкций хрупкому разрушению в условиях отрицательных температур.

Ключевые слова: хрупкое разрушение; напряжение отрыва; предел текучести; малоуглеродистая сталь; низколегированная сталь; испытание образцов; конечно-элементный анализ.

Study of cleavage stress of low-carbon steels

S.A. Sokolov^a, D.E. Tulin^b

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University; 29, Politekhnikeskaya St., St. Petersburg, Russia

^a sokolov-sa@rambler.ru, ^b graftulin@gmail.com

^a <https://orcid.org/0009-0009-3053-6010> ^b <https://orcid.org/0000-0002-5029-5076>

Received 26.12.2023, accepted 12.02.2024

Classical methods of fracture mechanics provide comparative estimates of the resistance of materials to the development of brittle cracks. However, this is not enough to predict the resistance to brittle fracture of metal structures. Classical methods do not allow taking into account the thickness of rolled products, structural heterogeneity in the area of welded joints, residual stresses and loading temperature. In this regard, methods for predicting brittle fracture of parts and structures based on physical models of fracture have emerged. These techniques use pullout stress as the basic material property that causes failure. This paper presents a computational and experimental method for determining the tear stress, based on the generalized theory of brittle fracture by L.A. Kopelman. The method includes finite element analysis of KCU and KCV samples tested at $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$. The work provides an analytical description of the dependence of the maximum normal stress in the notch area of a KCV type sample on the rated voltage. Using the proposed method, the peel stress of low-carbon steels with a yield strength from 350 to 800 MPa is studied. Based on the experimental results, the linear dependence of the cleavage stress on the yield strength of steel is confirmed. The proposed method makes it possible to determine the cleavage stress for low-alloy and high-strength steels, including for the thermally affected zones of welded joints. Knowing the cleavage stress makes it possible to predict the resistance of structures to brittle fracture under subzero temperatures.

Keywords: brittle fracture; cleavage stress; yield strength; mild steel; low alloy steel; specimen testing; finite element analysis.

Введение. Отрицательные температуры приводят к снижению надежности техники, эксплуатируемой не только в условиях холодного, но и умеренного климата [1; 2]. При проектировании техники, предназначенной для эксплуатации в условиях отрицательных температур, большое значение имеет защита ее металлических конструкций от хрупкого разрушения. Эта проблема ак-

туальна для горнодобывающих, транспортных и грузоподъемных машин, а также строительных конструкций. Обзор случаев разрушения металлических конструкций показал, что это событие возникает, как правило, в результате совпадения нескольких негативных факторов. Таковыми являются дефекты сварки и усталостные трещины, отрицательные температуры, низкое качество стали, присутствие остаточных сварочных напряжений.

Причем дефекты конструкции и отрицательные температуры присутствуют почти во всех случаях, а уровень действующих напряжений часто оказывался очень небольшим.

Для защиты металлических конструкций от хрупкого разрушения выбирают стали, обеспечивающие определенный уровень пластичности при низких температурах. Согласно нормативным документам, в инженерной практике оценка этого свойства сталей производится по значению ударной вязкости при заданной температуре. Для наиболее ответственных конструкций и сооружений используются параметры механики разрушения K_c , CTOD и J -интеграл [3–7]. Однако указанные параметры являются сравнительными характеристиками материала, так как зависят от температуры, конструкции и размеров образца. В инженерных расчетах для прогнозирования возможности хрупкого разрушения сварных конструкций они не используются, так как не учитывают их конструктивно-технологические параметры, сложную конфигурацию, структурную неоднородность и поле остаточных напряжений. В связи с этим возник целый ряд предложений по разработке физического критерия хрупкого разрушения [8–12].

Для анализа прочности сварных конструкций представляется перспективным использование физического подхода к моделированию хрупкого разрушения, построенного на базе обобщенной теории хрупкого разрушения Л.А. Копельмана [13]. Согласно этой теории, хрупкое разрушение произойдет в том случае, если будут выполнены два условия:

$$\sigma_i \geq \sigma_{TT} \quad \text{и} \quad \sigma_1 \geq S_c. \quad (1)$$

Здесь σ_i и σ_1 — значения интенсивности напряжений и первого главного напряжения; $\sigma_{TT} = \gamma_T \sigma_T$ — предел текучести стали при температуре в условиях нагружения; γ_T — коэффициент температурного упрочнения, $\gamma_T > 1$ в области отрицательных температур; σ_T — предел текучести стали при 20 °С; S_c — напряжение отрыва для данного материала.

Для прогнозирования хрупкого разрушения детали с трещиной условия (1) применены к малой зоне материала перед ее вершиной [14; 15]. Такой подход позволяет учитывать не только свойства материала, но и вид концентратора, влияние поля остаточных сварочных напряжений, температуру нагружения [14; 16]. Для использования условий (1) необходимо знать напряжение отрыва S_c . Это физическая величина, характеризующая сопротивление материала разрушению по механизму отрыва. Она не зависит от температуры и вида напряженного состояния [13]. Согласно дислокационной теории Стро, напряжение отрыва связано с размером зерна d как:

$$S_c = v_1 + v_2 d^{-0.5}.$$

Такой же вид имеет эмпирическая зависимость предела текучести от размера зерна, выраженная формулой Петча – Холла:

$$\sigma_T = u_1 + u_2 d^{-0.5},$$

где v_1, v_2, u_1, u_2 — постоянные материала.

Из этих выражений получается линейная зависимость напряжения отрыва от предела текучести:

$$S_c = q_1 + q_2 \sigma_T.$$

В настоящее время нет нормативной методики экспериментального определения этого параметра стали. Это объясняется тем, что напряжение отрыва не фигурировало в условиях работоспособности конструкций. Однако применение физических критериев хрупкого разрушения, основанных на условиях (1), позволяет обосновать критерии живучести конструкции с усталостной трещиной или оценить минимальную температуру, при которой можно производить первое нагружение сварной конструкции.

Известно несколько работ, в которых было определено напряжение отрыва для некоторых сталей путем испытания гладких цилиндрических образцов при криогенных температурах [17; 18]. Однако такая методика требует специального оборудования и проведения серийных испытаний, чтобы определить единственную температуру, при которой разрушающее напряжение равно напряжению отрыва [13].

В данной статье представлена методика расчетно-экспериментального определения напряжения отрыва и представлены результаты ее применения.

Обоснование метода определения напряжения отрыва. Напряжение отрыва равно первому главному напряжению, действующему в зоне возникновения хрупкого разрушения. Его значение существенно больше предела текучести. Для того, чтобы в процессе нагружения образца первое главное напряжение достигло такого уровня, необходимо создать условия, затрудняющие развитие пластической деформации. Такими условиями являются низкая температура, которая приводит к повышению предела текучести стали, объемное напряженное состояние, три главных напряжения которого имеют положительные значения, и высокая скорость нагружения. Высокая скорость нагружения, которая используется в испытаниях на ударный изгиб, создает динамический процесс деформирования материала, который трудно поддается моделированию. Поэтому в методике, предложенной в данной работе, использованы два первых фактора, отрицательная температура и напряженное состояние типа объемного растяжения. Такое состояние возникает в области концентратора напряжений. Оно обеспечивает значение коэффициента жесткости напряженного состояния $\eta = \frac{\sigma_1}{\sigma_i} > 1$.

Если для испытания используется гладкий образец, в котором $\sigma_i = \sigma_1$, то хрупкое разрушение отрывом произойдет при температуре T_1 , при которой $\sigma_{TT} = S_c$ (рис. 1, а). При этом разрушающее напряжение σ_c будет равно напряжению отрыва S_c только при одной температуре, равной T_1 . При $T > T_1$ перед разрушением произойдет значительная пластическая деформация и получится $\sigma_c > S_c$. При температуре $T < T_1$ предел текучести $\sigma_{TT} > S_c$, и разрушение не произойдет, пока не выполнится условие текучести, т. е. при $\sigma_c > S_c$. Таким образом, по этой схеме необходимо произвести серию испытаний, чтобы найти минимум разрушающего напряжения при хрупком разрушении.

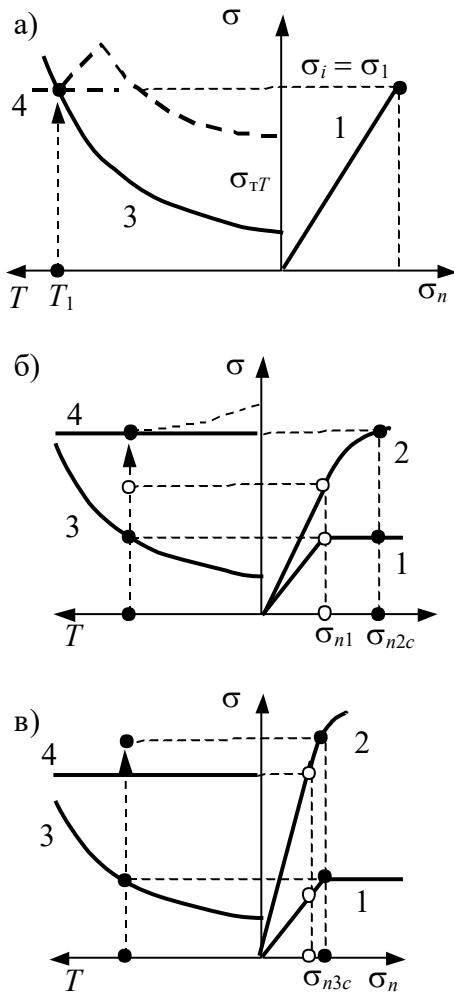


Рис. 1. Схемы зависимостей напряжений σ_i и σ_1 от номинального напряжения σ_n и предела текучести σ_{iT} от температуры нагружения T : 1 и 2 — зависимость $\sigma_i(\sigma_n)$ и $\sigma_1(\sigma_n)$; 3 — зависимость $\sigma_{iT}(T)$ при $T < 0$; 4 — значение S_c

В образце с концентратором напряжений $\sigma_1 > \sigma_i$ за счет объемности напряженного состояния (рис. 1, б). Условие пластичности выполнится при номинальном напряжении σ_{n1} . При этом первое главное напряжение $\sigma_1 < S_c$, поэтому происходит локальная пластичность в вершине концентратора и выполняется первое условие (1). В ходе дальнейшего нагружения при достижении $\sigma_1 = S_c$ выполнится второе условие (1). При этом произойдет хрупкое разрушение, если жесткость напряженного состояния в концентраторе достаточно высока, и на этапе нагружения от σ_{n1} до σ_{n2c} пластическая деформация останется малой.

Возможна ситуация, при которой сначала выполнится условие отрыва $\sigma_1 \geq S_c$ (1). Это возможно при очень высоком коэффициенте температурного упрочнения γ_T или при большой жесткости напряженного состояния в концентраторе (рис. 1, в). Тогда нагружение продолжится до напряжения σ_{n3c} , и хрупкое разрушение произойдет при напряжении $\sigma_1 > S_c$.

С учетом сказанного предлагаемая методика оценки напряжения отрыва на образцах с концентратором ориентирована на реализацию процесса нагружения по схеме на рис. 1, б. Эта схема реализуется на образцах с надрезом из низколегированных сталей, у которых коэффициент температурного упрочнения существенно меньше, чем у нелегированных малоуглеродистых сталей.

Методика и результаты испытаний. Для испытаний использованы образцы типов KCU и KCV со стандартной геометрией по ГОСТ 9454. Применение стандартных образцов упрощает испытания, так как технология их изготовления освоена во многих лабораториях. Испытания проводятся в условиях статического трехточечного изгиба. В отличие от ударных испытаний, это позволяет надежно определить разрушающую нагрузку, по которой рассчитываются напряжения в концентраторе.

Как известно, напряжение отрыва не зависит от температуры [13]. Следовательно, для получения данного параметра не требуется температуру испытаний связывать с температурой эксплуатации конструкции. Поэтому нагружение образцов производится в ванне с жидким азотом, при котором температура образца составляет -196 °С. Такая система охлаждения исключает необходимость использования специальной аппаратуры для измерения температуры. Достаточно выдержать образец в азоте 15 мин.

В данном исследовании для испытаний использовался листовой прокат сталей Ст3, 09Г2С и S690. Пределы текучести сталей при комнатной температуре были определены путем испытания цилиндрических образцов по ГОСТ 1497-84 (таблица). Пределы текучести при температуре минус 196 °С были вычислены по формуле [14; 19]:

$$\sigma_{iT} = \sigma_T \left[1 - u \left(1 - e^{-0.01(T-T_0)} \right) \right], \quad (2)$$

где $T_0 = 20$ °С, $T = -196$ °С. Коэффициент u для стали Ст3 принимался равным $u = 0,3$, а для низколегированных сталей $u = 0,1$.

Для проверки результатов этого расчета пределы текучести для некоторых сталей при температуре -196 °С были определены путем испытания цилиндрических образцов на сжатие по ГОСТ 25.503-97. Расхождение результатов расчета и испытаний составило от 9 до -12 %.

По представленной методике были выполнены испытания 24 образцов типов KCU и KCV (таблица). В процессе нагружения записывалась диаграмма «сила – перемещение», которая показывает характер процесса нагружения и разрушающую нагрузку. Разрушение всех образцов происходило мгновенно, без видимой пластической деформации, в зоне разрыва не возникало утяжки. Это позволяет считать разрушение хрупким.

Таблица. Результаты испытаний образцов на трехточечный изгиб при температуре $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$

№ п/п	Марка стали (толщина проката)	Предел текучести	Разрушающая нагрузка F_c	Параметр s_n	Напряжение σ_{1rc} , МПа
1	Ст3 (20)	282	9 700	0,88	1 515
2	– « –	– « –	9 260	0,84	14 71
3	– « –	– « –	10 460	0,94	1 587
4	– « –	– « –	9 250	0,83	1 470
5	Ст3 (20)	282	10 925	0,99	13 68 ¹
6	– « –	– « –	8 886	0,80	1 203 ¹
7	– « –	– « –	18 500	1,35	1 156 ²
8	– « –	– « –	17 820	1,30	1 156 ²
9	09Г2С (20)	420	15 140	1,91	1 581
10	– « –	– « –	11 420	1,44	1 417
11	– « –	– « –	12 520	1,58	1 471
12	– « –	– « –	13 260	1,67	1 508
13	09Г2С (20)	412	16 500	2,12	1 603
14	– « –	– « –	18 350	2,36	1 649
15	09Г2С (40)	323	12 900	2,12	1 255
16	– « –	– « –	13 980	2,23	1 283
17	– « –	– « –	13 570	2,23	1 273
18	S690 (10)	820	14 420	0,93	2 197
19	– « –	– « –	17 930	1,16	2 487
20	– « –	– « –	15 710	1,02	2 312
21	S690 (20)	879	29 970	1,81	3 247
22	– « –	– « –	27 350	1,65	3 138
23	– « –	– « –	28 960	1,75	3 207
24	S690 (40)	638	13 400	1,11	1 894
25	– « –	– « –	14 770	1,23	1 993
26	– « –	– « –	18 100	1,51	3 193

Примечание. ¹ — образец типа КСУ; ² — образец типа КСУ, но с глубиной надреза 1,1 мм

Обработка и анализ результатов испытаний. В соответствии с принятой теорией, хрупкое разрушение произойдет в том случае, если условия (1) будут выполнены в некоторой малой области до развития существенных пластических деформаций. Эта область названа зоной предразрушения. Характерный размер зоны предразрушения для строительных сталей в зависимости от предела текучести составляет $r_0 = 0,2\text{--}0,4$ мм [14; 20]. В данном исследовании характерный размер зоны предразрушения принимался равным $r_0 = 0,3$ мм. Для образцов типа КСУ и КСВ размер зоны r_0 мало влияет на результат анализа, поскольку они имеют не острый надрез, и распределение напряжений характеризуется сравнительно малыми градиентами. Для анализа результатов испытания указанных образцов необходимо определить среднее значение напряжения σ_1 в зоне предразрушения r_0 , которая выбирается в области действия максимальных напряжений.

Анализ напряженно-деформированного состояния указанных образцов был выполнен методом конечных элементов с учетом упругопластических свойств материала. Модель формировалась из твердотельных элементов, которые в области концентратора имели размер 0,1 мм. Материал характеризовался билинейной диаграммой растяжения с $\sigma_T = 800$ МПа и модулем пластического упрочнения $G_p = 1500$ МПа.

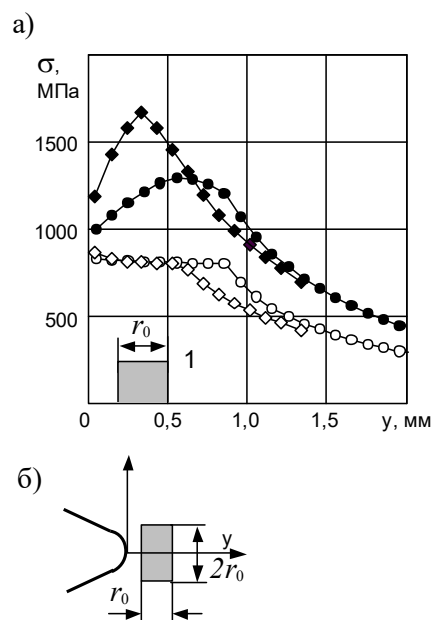


Рис. 2. Эпюры распределения напряжений по центральному сечению образца при номинальных напряжениях в сечении $\sigma_n = 1,5 \sigma_T$. о и • — соответственно, σ_i и σ_1 в образце типа КСУ; \diamond и \blacklozenge — σ_i и σ_1 в образце типа КСВ. 1 — положение расчетной зоны для образца типа КСВ

Расчет выполнялся по алгоритму нелинейной статистики (*NLStatic*), который обеспечивает пошаговое приложение нагрузки и вычисление всех компонентов напряженного состояния и пластических деформаций. Следует обратить внимание на то, что значение предела текучести, которое было использовано в данных расчетах, не влияет на описание процесса деформирования материала в надрезе, которое в дальнейшем будет представлено в безразмерных координатах.

Расчетные эпюры распределения напряжений σ_1 в центральном сечении образцов имеют максимум в пределах пластической зоны, но на некотором расстоянии от вершины надреза (рис. 2, а). В процессе нагружения и роста пластической зоны область максимальных напряжений смещается в направлении от вершины концентратора вглубь материала. На каждом шаге нагружения находилось положение области с размером $r_0 = 0,3$ мм, в которой действуют наибольшие напряжения σ_1 (рис. 2, б). В этой области вычислялись средние значения напряжений σ_{1r} и σ_{ir} , а также пластической деформации.

Для описания зависимости напряжений σ_{1r} от уровня нагружения целесообразно использовать безразмерные координаты:

$$s_{1r} = \frac{\sigma_{1r}}{\sigma_{\tau T}} \quad \text{и} \quad s_n = \frac{\sigma_n}{\sigma_{\tau T}}.$$

График $s_{1r}(s_n)$ не зависит от предела текучести и температуры, при которой происходит нагружение. На рис. 3 показаны такие графики, полученные в результате конечно-элементного расчета образцов типа KCV и KCU (кривые с символами \blacklozenge и \bullet). Расчеты показали, что при $s_n < 1,0$ пластической деформации нет или размер пластической зоны не превышает r_0 . При $1,0 < s_n < (2,0 - 2,2)$ развивается локальная пластичность, и растет жесткость напряженного состояния. При этом пластические деформации в расчетной зоне не превышают 1 %, хотя у поверхности надреза пластические деформации значительно больше. При $s_n > (2,0 - 2,2)$ происходят резкая интенсификация пластических деформаций и снижение коэффициента жесткости напряженного состояния.

Таким образом, в процессе нагружения образца расчетная зона с максимальными значениями первого главного напряжения перемещается вглубь материала и располагается в зоне весьма высоких напряжений σ_1 и весьма малой пластической деформации. Если в этой зоне при $s_n < (2,0 - 2,2)$ выполнится второе условие (1), то произойдет хрупкое разрушение образца. Если же условие не выполнится, то разрушение будет вязким при $s_n > (2,0 - 2,2)$.

Зависимость $s_{1r}(s_n)$ в области $s_n < (2,0 - 2,2)$ с удовлетворительной точностью описывается выражением:

$$s_{1r} = Q(1 - e^{-s_n}). \quad (3)$$

В этом выражении для образца типа KCV следует подставлять $Q = 2,5$, а для образца типа KCU $Q = 2,1$ (рис. 3, кривые 1 и 2). Погрешность аналитического определения значения s_{1r} для образца KCV в области

$0,5 < s_n < 2,2$ и для образца KCU при $0,5 < s_n < 2,0$ составляет не более 4 %.

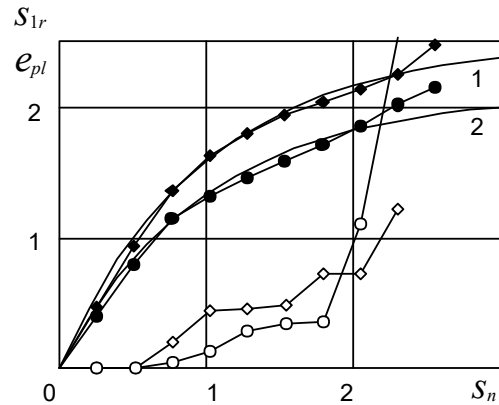


Рис. 3. Графики зависимости $s_{1r}(s_n)$ и $e_{pl}(s_n)$, %, для образца типа KCV (\blacklozenge , \diamond и кривая 1) и для образца типа KCU (\bullet , \circ и кривая 2)

Результаты испытания образцов и вышеприведенные зависимости позволили сделать расчетно-экспериментальную оценку напряжения отрыва. Значения номинальных напряжений нетто σ_{nc} в образцах при действии разрушающей нагрузки F_c (таблица) вычисляются как:

$$\sigma_{nc} = \frac{3F_c L_B}{2bh^2}. \quad (4)$$

Здесь $L_B = 40$ мм — пролет образца по опорам; $b = 10$ мм; $h = 8$ мм — размеры сечения образца.

Предел текучести $\sigma_{\tau T}$ при температуре -196 °С вычисляется по формуле (2). Значение s_{1r} при разрушении образца рассчитывается по формуле (3), в которую подставляется $s_n = \sigma_{nc} / \sigma_{\tau T}$. После чего вычисляется локальное разрушающее напряжение $\sigma_{1rc} = s_{1r} \sigma_{\tau T}$, которое можно трактовать как напряжение отрыва S_c . Результаты этого расчета (таблица, графа 6) представлены на графике рис. 4 в координатах предела текучести при комнатной температуре — напряжение отрыва $S_c = \sigma_{1rc}$. График подтверждает линейную зависимость напряжения отрыва S_c от предела текучести [14; 20].

Представляют интерес результаты испытания образцов из стали Ст3, для которой характерно значительное температурное упрочнение $\sigma_{\tau(-196)} = 3,3\sigma_{\tau}$. Разрушение образцов типа KCV, для которых $\eta = 1,6 - 2,1$ произошло при $s_n \approx 1$ (таблица, поз. 1–4). Т. е. разрушение произошло сразу после выполнения условия текучести. Эта ситуация соответствует схеме на рис. 1, в. Поэтому были испытаны образцы типа KCU, в которых создается меньшая жесткость напряженного состояния $\eta = 1,3 - 1,8$. Значения разрушающего напряжения стали меньше (таблица, поз. 5; 6), что подтверждает принятую модель разрушения. На образцах KCUm с уменьшенным вырезом, для которого $\eta = 1,0 - 1,3$, получены разрушения при $s_n \approx 1,3$ (таблица, поз. 7; 8). Это свидетельствует о том, что условие текучести было выполнено до условия разрушения отрывом (рис. 1, б), и этот вариант испытания дает действительное значение напряжения отрыва (рис. 4).

Как видно, линейная зависимость напряжения отрыва S_c от предела текучести σ_T имеет существенный разброс. Например, результаты определения напряжения отрыва стали S690 толщиной 10 и 40 мм по предложенной методике показали, что они примерно соответствуют общей зависимости, а точки, полученные на образцах из проката толщиной 20 мм, дают существенный выброс в большую сторону (рис. 4).

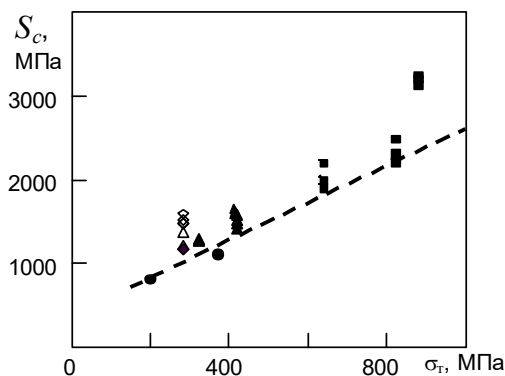


Рис. 4. Графики зависимости $S_c(\sigma_T)$. ϕ , Δ , \diamond — сталь Ст3, соответственно образцы KCV, KCU и KCUm; \blacktriangle — 09Г2С; \blacksquare — S690; \bullet — сталь Ст3 и 17ГС, цилиндрические образцы

Можно утверждать, что это связано с качеством стали, количеством неметаллических включений и примесей. Традиционно влияние качества стали на ее пластические свойства оценивалось путем испытаний на ударный изгиб образцов с надрезом. Для проверки этой связи были определены значения ударной вязкости стали S690 на образцах из проката толщиной 10, 20 и 40 мм при температуре -60 °С. Образцы из заготовки толщиной 10 мм показали $KCV = 58-80$ Дж/см², образцы из заготовки толщиной 20 мм — $KCV = 327-341$ Дж/см², а образцы из заготовки толщиной 40 мм — $KCV = 13-84$ Дж/см². Т. е. прокат толщиной 20 мм имел более высокое качество и показал повышенное значение напряжения отрыва и ударной вязкости. Таким образом, было показано, что существует определенная корреляция между напряжением отрыва и ударной вязкостью при отрицательной температуре, обеспечивающей хрупкое разрушение образца.

На графике (рис. 4) также нанесены значения напряжения отрыва, полученные на гладких цилиндрических образцах при отрицательных температурах [17; 18]. Как видно, эти данные не противоречат результатам, полученным в данной работе, хотя и располагаются у нижней границы разброса.

Приведенные материалы позволяют утверждать, что для прогнозирования сопротивления хрупкому разруше-

нию конструкций из низколегированных и высокопрочных сталей по предлагаемой методике на предварительном проектном уровне можно использовать оценку напряжения отрыва по нижней границе зоны разброса полученных данных. Ее можно описать выражением:

$$S_c = S_0 + 2,2\sigma_T,$$

где $S_0 = 400$ МПа.

Однако для определения фактического значения напряжения отрыва и подтверждения качества материала следует проводить испытание образцов. Возможно, в дальнейшем удастся установить корреляционную зависимость напряжения отрыва от ударной вязкости, однако для этого необходим достаточно большой объем экспериментальных данных.

Выводы. Предложена методика определения напряжения отрыва для малоуглеродистых низколегированных сталей. Методика включает испытания образцов типов KCV на трехточечный изгиб при статическом нагружении в условиях температуры -196 °С и конечно-элементный анализ их напряженного состояния при действии разрушающей нагрузки. Результаты обработки экспериментальных данных и численного анализа показали, что используемая модель адекватно описывает условия возникновения хрупкого разрушения, возникающего в вершине концентратора. Показано, что напряжение отрыва равно максимальному нормальному напряжению в области концентратора, если разрушающее напряжение нетто σ_{nc} в образце типа KCV составляет 1,2–2,2 предела текучести материала при температуре -196 °С.

Для инженерных приложений предложена линейная зависимость напряжения отрыва от предела текучести стали, соответствующая нижней границе разброса полученных значений. Однако фактическое значение напряжения отрыва может существенно отклоняться от расчетной оценки в зависимости от качества стали.

Показано, что напряжение отрыва имеет определенную корреляционную связь с ударной вязкостью, полученной на образцах типа KCV, которые хрупко разрушились при отрицательной температуре.

Полученные результаты могут быть использованы для анализа возможности хрупкого разрушения элементов конструкций с трещинами, эксплуатируемых в условиях отрицательных температур.

Финансирование работы. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

Конфликт интересов. Авторы данной работы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

Литература

1. Москвичев В.В. Основы конструкционной прочности технических систем и инженерных сооружений: в 3 ч. Новосибирск: Наука, 2002. Ч. 1. 106 с.
2. Benac D.J., Cherolis N., Wood D. Managing Cold Temperature and Brittle Fracture Hazards in Pressure Vessels. J Fail. Anal. and Preven. 2016. 16. P. 55-66.
3. Evaluation of Methods of Qualifying Cranes for Offshore Arctic Service. Final Report. Prepared by: Stress Engineering Services, Inc. Houston, Texas. 19 December 2014.
4. ГОСТ 32578-2013. Краны грузоподъемные. Металлические конструкции. Требования к материалам. Введ. 01.06.2015. М.: Стандартинформ, 2015. 8 с.
5. Матвиенко Ю.Г. Модели и критерии механики разрушения. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2006. 328 с.
6. Barsom J.M., Rolfe S.T. Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics. ASTM International, Third Edition. ASTM, 1999. 532 p.

7. Zhu X-K., Joyce J. Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization. *Engineering Fracture Mechanics*. 2012. 85. P. 1-46.
8. Крыжевич Г.Б. Механика разрушения металлических конструкций. СПб.: ФГУП «Крыловский гос. науч. центр», 2021. 184 с.
9. Линьков А.М. Потеря устойчивости, характерный линейный размер и критерий Новожилова-Нейбера в механике разрушения // Изв. РАН. Механика твердого тела. 2010. № 6. С. 98-111.
10. Rabczuk T. Computational Methods for Fracture in Brittle and Quasi-Brittle Solids: State-of-the-Art Review and Future Perspectives. Hindawi Publishing Corporation ISRN Applied Mathematics. V. 2013. 38 p. URL: <http://dx.doi.org/10.1155/2013/849231> (дата обращения: 16.02.2023).
11. Susmel L., Taylor D. On the use of the Theory of Critical Distances to predict static failures in ductile metallic materials containing different geometrical features // *Engineering Fracture Mechanics*. 2008. V. 75, № 15. P. 4410-4421.
12. Vadholm T. Investigation of Low Temperature Toughness and Crack Initiation In Welded Structural Steels. Norwegian University of Science and Technology, 2014.
13. Копельман Л.А. Основы теории прочности сварных конструкций. СПб.: Лань, 2010. 464 с.
14. Соколов С.А. Критерии работоспособности металлических конструкций. Проектирование с применением МКЭ. СПб.: Страта, 2023. 202 с.
15. Соколов С.А., Грачев А.А., Васильев И.А. Анализ прочности элемента конструкции с трещиной в условиях отрицательных климатических температур // *Вестн. машиностроения*. 2019. № 11. С. 42-46.
16. Sokolova S.A., Tulin D.E. Effect of Intrinsic Residual Stresses on the Brittle Fracture Resistance of a Welded Joint. ISSN 0036-0295, *Russian Metallurgy (Metally)*. V. 2023, № 4. P. 405-411.
17. Котречко С.А., Красовский А.Я., Мешкова Ю.Я., Меттус Г.С., Полушкина Ю.А., Тороп В.М. Влияние длительной эксплуатации на вязкость трубной стали 17ГС // *Проблемы прочности*. 2002. № 6. С. 21-29.
18. Копельман Л.А. Сопротивляемость сварных узлов хрупкому разрушению. Л.: Машиностроение, 1978. 232 с.
19. Соколов С.А., Васильев И.А., Тулин Д.Е. Изменение предела текучести конструкционных сталей в условиях отрицательных температур // *Деформация и разрушение материалов*. 2021. № 7. С. 27-34.
20. Sokolov S., Tulin D., Vasiliev I. Investigation of the size of the fracture process zone and the cleavage stress in cracked steel parts. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials Structures*. 2023. V. 46, iss. 3. P. 1159-1169.
3. Evaluation of Methods of Qualifying Cranes for Offshore Arctic Service. Final Report. Prepared by: Stress Engineering Services, Inc. Houston, Texas. 19 December 2014.
4. GOST 32578-2013. Cranes are lifting cranes. Metal structures. Requirements for materials. Vved. 01.06.2015. M.: Standartinform, 2015. 8 p.
5. Matvienko YU.G. Models and criteria of fracture mechanics. M.: FIZMATLIT, 2006. 328 s.
6. Barsom J.M., Rolfe S.T. Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics. ASTM International, Third Edition. ASTM, 1999. 532 p.
7. Zhu X-K., Joyce J. Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization. *Engineering Fracture Mechanics*. 2012. 85. P. 1-46.
8. Kryzhevich G.B. Mechanics of destruction of metal structures. SPb.: FGUP «Krylovskij gos. nauch. centr», 2021. 184 p.
9. Lin'kov A.M. Loss of stability, characteristic linear size and the Novozhilov-Neiber criterion in fracture mechanics // *Mechanics of Solids*. 2010. № 6. P. 98-111.
10. Rabczuk T. Computational Methods for Fracture in Brittle and Quasi-Brittle Solids: State-of-the-Art Review and Future Perspectives. Hindawi Publishing Corporation ISRN Applied Mathematics. V. 2013. 38 p. URL: <http://dx.doi.org/10.1155/2013/849231> (data obrashcheniya: 16.02.2023).
11. Susmel L., Taylor D. On the use of the Theory of Critical Distances to predict static failures in ductile metallic materials containing different geometrical features // *Engineering Fracture Mechanics*. 2008. V. 75, № 15. P. 4410-4421.
12. Vadholm T. Investigation of Low Temperature Toughness and Crack Initiation In Welded Structural Steels. Norwegian University of Science and Technology, 2014.
13. Kopel'man L.A. Fundamentals of the theory of strength of welded structures. SPb.: Lan', 2010. 464 p.
14. Sokolov S.A. Criteria for the operability of metal structures. Design using FEM. SPb.: Strata, 2023. 202 p.
15. Sokolov S.A., Grachev A.A., Vasil'ev I.A. Analysis of the strength of a structural element with a crack in conditions of negative climatic temperatures // *Russian Engineering Research*. 2019. № 11. P. 42-46.
16. Sokolova S.A., Tulin D.E. Effect of Intrinsic Residual Stresses on the Brittle Fracture Resistance of a Welded Joint. ISSN 0036-0295, *Russian Metallurgy (Metally)*. V. 2023, № 4. P. 405-411.
17. Kotrechko S.A., Krasovskij A.YA., Meshkova YU.YA., Mettus G.S., Polushkina YU.A., Torop V.M. The effect of long-term operation on the viscosity of 17GS pipe steel // *Strength of Materials*. 2002. № 6. P. 21-29.
18. Kopel'man L.A. Resistance of welded joints to brittle fracture. L.: Mashinostroenie, 1978. 232 p.
19. Sokolov S.A., Vasil'ev I.A., Tulin D.E. Changing the yield strength of structural steels at subzero temperatures // *Deformation and Fracture of Materials*. 2021. № 7. P. 27-34.
20. Sokolov S., Tulin D., Vasiliev I. Investigation of the size of the fracture process zone and the cleavage stress in cracked steel parts. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials Structures*. 2023. V. 46, iss. 3. P. 1159-1169.

References

1. Moskvichev V.V. Fundamentals of structural strength of technical systems and engineering structures: v 3 ch. Novosibirsk: Nauka, 2002. CH. 1. 106 p.
2. Benac D.J., Cherolis N., Wood D. Managing Cold Temperature and Brittle Fracture Hazards in Pressure Vessels. *J Fail. Anal. and Preven.* 2016. 16. P. 55-66.