

ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗРУШЕНИЯ СВАРНОГО УЗЛА ПРИ ОТРИЦАТЕЛЬНОЙ ТЕМПЕРАТУРЕ



¹Сергей Алексеевич Соколов,
Санкт-Петербургский политехнический университет Петра
Великого
Россия, Санкт-Петербург
Тел.: (812)517-68-16, E-mail: sa_sokolov@spbstu.ru.



¹Алексей Андреевич Грачев,
Санкт-Петербургский политехнический университет Петра
Великого
Россия, Санкт-Петербург
Тел.: (905)263-85-54, E-mail: grachev_aa@spbstu.ru.

Аннотация

В работе выполнено экспериментально-расчетное исследование прочности сварных образцов с трещиноподобным дефектом в условиях отрицательных климатических температур. Представлена модель хрупкого разрушения детали с трещиной. Выполнен конечно-элементный анализ напряженно-деформированного состояния образцов. Показано, что результаты испытаний не противоречат модели разрушения. Модель дает оценку нижней границы прочности детали с трещиноподобным концентратором.

Ключевые слова: прочность, хрупкое разрушение, сварной узел, модель разрушения, конечно-элементный анализ, испытание образцов, концентратор напряжений.

Введение

Проблема защиты сварных конструкций от хрупкого разрушения имеет большое значение для обеспечения надежности техники,

работающей в условиях холодного климата. Основным методом прогнозирования хрупкого разрушения деталей с трещинами в настоящее время является аппарат механики разрушения. Для решения проблем прочности стальных конструкций используются критерии нелинейной механики разрушения, критическое раскрытие в вершине трещины (CTOD) и J-интеграл [1-4 и др.]. Однако указанные показатели являются условными, сравнительными характеристиками материала. Однако не доказана возможность их применения для оценки трещиностойкости конструктивных узлов, имеющих другие размеры и сложную форму, поле остаточных напряжений и неоднородную структуру материала. Все это характерно для элементов сварных металлических конструкций.

На преодоление этих недостатков направлены работы, использующие физические критерии трещиностойкости, в основе которых лежат базовые свойства материала и модели разрушения [5-14 и др.]. Этот же подход лежит в основе методики прогнозирования хрупкого разрушения, используемой в данной работе. В ней применена теория хрупкого разрушения Л.А. Копельмана [15] и модель упругопластического деформирования материала перед вершиной трещины [16,17]. Адекватность данной методики подтверждена сравнением результатов расчета с экспериментальными данными, полученными на различных образцах из сталей разной прочности [18].

Для распространения методики на элементы сварных конструкций необходимы испытания сварных узлов в условиях отрицательных температур. Однако таких исследований очень мало. Это объясняется тем, что для получения хрупкого разрушения сварного узла нужен достаточно большой образец. Его трудно охлаждать, в нем сложно создавать трещину, требуются большие усилия для его нагружения. В настоящей работе использованы результаты испытаний стальных сварных образцов в условиях отрицательных температур для проверки адекватности методики прогнозирования хрупкого разрушения. Исследования показали, что методика дает пессимистическую оценку прочности сварного узла.

Методы

Для прогнозирования хрупкого разрушения использована теория Л.А. Копельмана [15]. Применяя эту теорию к малому объему материала перед вершиной трещины (зоне предразрушения) получим критерий разрушения в форме двух условий [16,17]

$$\sigma_{ir} \geq \sigma_{rT} \quad \text{и} \quad \sigma_{1r} \geq S_c, \quad (1)$$

Здесь σ_{ir} и σ_{1r} – средние по объему зоны предразрушения значения интенсивности напряжений и первого главного напряжения; $\sigma_{rT} = \gamma_T \sigma_T$ –

предел текучести материала при температуре испытаний или эксплуатации; γ_T – коэффициент температурного упрочнения; σ_T – предел текучести при температуре 20 °С; S_c – напряжение отрыва для данного материала.

В условиях отрицательных температур предел текучести стали повышается [19-22]. Коэффициент температурного упрочнения при температуре $T \leq 20$ °С описывается выражением [19]

$$\gamma_T = 1 - u \left(1 - e^{-0,01(T-T_0)} \right), \quad (2)$$

где $T_0 = 20$ °С. Коэффициент u зависит от типа стали и для малоуглеродистых сталей в состоянии поставки составляет $u = 0,28 - 0,32$, а для низколегированных, а также термообработанных малоуглеродистых сталей и металла сварных швов $u = 0,08 - 0,12$.

Напряжение отрыва (1) может быть приближенно определено как [16]

$$S_c = \psi_c \sigma_T, \quad (3)$$

где

$$\psi_c = \frac{W}{\sigma_T} \left(\frac{t_0}{t_B} \right)^{0,25} + 2,8. \quad (4)$$

Здесь $W = 200$ МПа, $t_0 = 20$ мм, t_B – толщина проката.

Процесс изменения напряжения σ_{1r} в ходе нагружения детали может быть получен путем нелинейного конечно-элементного анализа или аналитически по методике [16,23]. Исследования показали, что при нагружении детали с трещиной процесс изменения напряжения σ_{1r} в зоне предразрушения с характерным размером r_0 проходит три этапа. На первом этапе нагружения, при $F \leq F_1$, размер пластической зоны перед вершиной трещины меньше r_0 (рис. 1, кривые 1 и 2). Поэтому первое условие (1) не выполняется, и хрупкое разрушение произойти не может. На втором этапе при $F_1 < F \leq F_2$ выполняется первое условие, развивается локальная пластическая зона и растет жесткость напряженного состояния, которая характеризуется коэффициентом $\eta = \sigma_{1r} / \sigma_{ir}$ (рис. 1, кривая 3). Если на этом этапе напряжения σ_{1r} (кривая 2) достигнут уровня S_c (кривая 4), то будет выполнено второе условие и произойдет хрупкое разрушение (точка 5). Если же второе условие на втором этапе не выполнится (кривая 1), то процесс нагружения перейдет к третьему этапу $F > F_2$, при котором будет снижаться жесткость напряженного состояния и интенсифицируется развитие пластических деформаций. Увеличению значений σ_{1r} способствует повышение жесткости напряженного состояния

η и снижение температуры, которое приводит к росту предела текучести. При этом предел текучести низколегированных и термообработанных сталей менее чувствителен к отрицательной температуре (2), поэтому они имеют более высокую трещиностойкость.

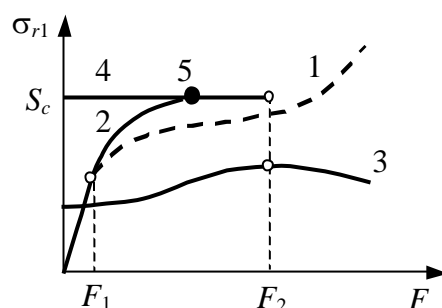


Рис. 1. Схема реализации условия хрупкого разрушения

Представленная методика прогнозирования хрупкого разрушения показала удовлетворительные результаты при сравнении с экспериментальными данными, полученными на компактных образцах с трещиной и образцах, испытанных на трехточечный изгиб [18]. В данной работе рассмотрена возможность применения условия хрупкого разрушения (1) для описания разрушения сварного узла с трещиноподобным концентратором.

С этой целью проанализированы результаты испытаний сварных узлов при отрицательных температурах [24]. Образцы были изготовлены из проката малоуглеродистой стали Ст3 толщиной 20 мм. Конструкция образцов состояла из трех элементов, соединенных сваркой (рис. 2, позиции 1 и 2). Растягивающая сила прикладывалась к хвостовикам 1, разрушение происходило по элементу 2. Концентратор в виде щели нулевой ширины между торцами хвостовиков образовывался при наложении сварных швов 3, соединяющих детали 1 и 2. При этом вершина концентратора оказывалась в области наплавленного металла шва. Образцы испытывались на разрывной машине Instron KN600 до разрушения при температурах от 20 до -60 °С.

Для определения зависимости σ_{1r} от действующей нагрузки F был выполнен конечно-элементный анализ напряженно-деформированного состояния сварных образцов. Анализ выполнялся по твердотельной модели с применением алгоритма нелинейной статки. Размер конечных элементов в области вершины трещины составлял 0,15 мм. Механические характеристики металла шва 5 и основного металла 6 (рис. 2.) задавались билинейной диаграммой, параметры которой устанавливались по результатам испытаний цилиндрических образцов. Механические характеристики основного металла (ОМ) и металла шва (МШ) были

получены путем испытания образцов на разрыв по ГОСТ 1497-84. Образцы вырезались из недеформированной части 2 образца, испытанного при температуре $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$.

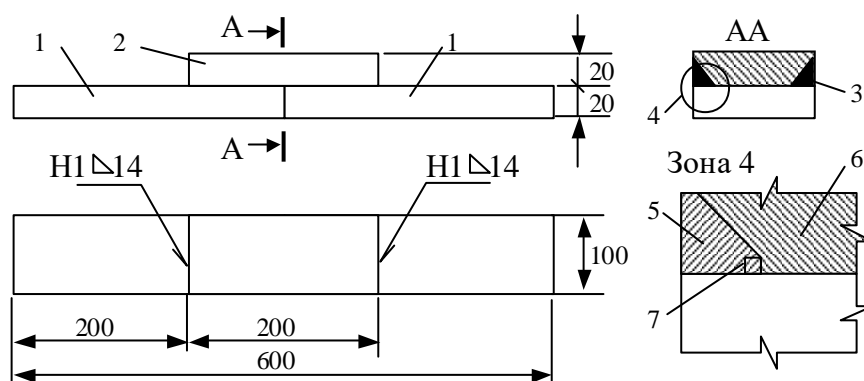


Рис. 2. Эскиз сварного образца

Результаты

Механические характеристики материала образцов указаны в таблице 1. Результаты испытаний сварных образцов приведены в таблице 2. Идентификация характера разрушения (вязкое/хрупкое) производилась визуально. Хрупким считалось разрушение, которое происходило с большой скоростью и распространялось по сечению образца, перпендикулярно направлению нагружения.

Испытания сварных образцов показали явно выраженную зависимость характера разрушения от температуры. При температуре 20 и $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ испытания останавливались при появлении трещины после значительной пластической деформации. При более низких температурах в начале нагружения возникал пластический изгиб образца, а при дальнейшем нагружении развитие трещины происходило с большой скоростью перпендикулярно направлению нагружения. Распространение трещины начиналось из зоны сварного шва и переходило на основной металл. На изломе образцов в корне шва были заметны дефекты. В области сварного шва во всех образцах разрушения имели смешанный характер, поверхность разрыва имела ступени и неровности.

В результате конечно-элементного расчета напряженно-деформированного состояния образцов был получен процесс изменения поля напряжений и деформаций в ходе нагружения моделей вплоть до разрушающей нагрузки. Для анализа условий разрушения вычислялись средние значения напряжений σ_{ir} и σ_{1r} , а также коэффициента жесткости напряженного состояния $\eta = \sigma_{1r} / \sigma_{ir}$ и интенсивности

пластической деформации e_p в зоне предразрушения (рис. 2, зона 7). Размер зоны принимался равным $r_0 = 0,45$ мм [16].

Таблица 1. Результаты испытания цилиндрических образцов

№	Материал	Температура, $T, ^\circ C$	Предел текучести, σ_T или σ_{TT} , МПа	Временное сопротивление, σ_B или σ_{BT} , МПа
1	ОМ	20	329	467
2	ОМ	20	313	460
3	ОМ	-60	370	520
4	ОМ	-60	359	528
5	МШ	20	404	537
6	МШ	20	393	534
7	МШ	-60	449	651
8	МШ	-60	447	618

Таблица 2. Результаты испытания сварных образцов

№	Температура, $T, ^\circ C$	Разрушающая нагрузка, F_c , кН	Вид разрушения
1	20	583	Вязкое
2	-20	568	Вязкое
3	-40	464	Хрупкое
4	-60	406	Хрупкое

Обсуждение

Результаты испытания цилиндрических образцов из основного и наплавленного металла (табл. 1) позволяют оценить их чувствительность к отрицательной температуре. Полученные данные для основного и наплавленного металла описываются зависимостью (2) при $u = 0,11$, что существенно ниже, чем обычно наблюдается у проката малоуглеродистой

стали [19]. Это можно объяснить тем, что основной элемент образца (рис. 2, поз. 2) в результате многопроходной сварки по контуру существенно нагревался.

По результатам испытаний разрушения при температурах -20 и $+20$ °С идентифицированы как вязкие, а при -40 и -60 °С – как хрупкие. Для сопоставления этих данных с методикой хрупкого разрушения был выполнен расчет напряженно-деформированного состояния образцов методом конечных элементов. При этом модель содержала ряд упрощений, неизбежных при моделировании сварных узлов. Это объясняется тем, что геометрические параметры швов, форма и распределение дефектов являются случайными величинами. В данном образце наибольшее влияние на результаты расчета могла оказать форма концентратора. Сварочный концентратор в реальном образце представлял собой щель с трудно контролируемой формой вершины, а в расчете этот концентратор моделировался плоским разрезом нулевой ширины. Это различие приводит к завышению расчетных напряжений, так как модельный разрез является предельно жестким концентратором.

Конструкция образца такова, что вершина трещины располагается в наплавленном металле. Зона предразрушения задавалась в области корня шва, где наблюдались наибольшие напряжения (рис. 2, зона 7). По результатам конечно-элементного расчета были построены графики зависимости напряжений σ_{ir} и σ_{lr} , коэффициента η и пластической деформации e_p от действующей нагрузки. В качестве примеров на рис. 3 показаны данные, полученные при температурах 20 и -60 °С. Процесс роста напряжений в зоне предразрушения (кривые 1 и 2) состоит из трех этапов и, в целом, соответствует общей схеме, которая наблюдалась на краевых, сквозных и поверхностных трещинах [16,23].

Особенность данного образца заключается в том, что в нем с самого начала действует значительный изгибающий момент в сечении с трещиноподобным концентратором. Он приводит к тому, что уже при действии силы, составляющей не более 10% от разрушающей нагрузки, размер пластической зоны превышает размер зоны предразрушения. Поэтому, практически исчезает первый этап, и с самого начала наружения наблюдаются нелинейные эффекты деформирования. Развитие локальной пластической деформации приводит к росту коэффициента жесткости напряженного состояния, который увеличивается с $\eta = 1,6$ до $2,4$ (кривые 3 и 4). Влияние изгибающего момента приводит к тому, что к концу второго этапа (нагрузка F_2) пластическая деформация в зоне предразрушения достигает 10% (кривые 5 и 6). Это примерно в 5 – 10 раз больше, чем в деталях с краевыми, сквозными и поверхностными трещинами, которые нагружались растяжением.

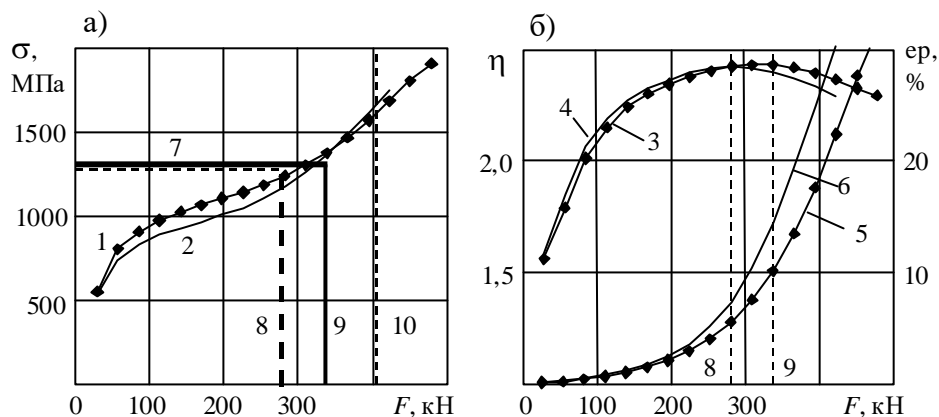


Рис. 3. Графики зависимости параметров напряженно-деформированного состояния зоны предразрушения от действующей нагрузки. \blacklozenge и \bullet – при температуре -60 и 20 °С; 1, 2 – напряжение σ_{1r} ; 3, 4 – коэффициент η ; 5, 6 – интенсивность пластической деформации e_p ; 7 – напряжение отрыва S_c ; 8, 9 – границы второго этапа нагружения при температуре 20 и -60 °С; 10 – разрушающая нагрузка при температуре -60 °С.

Напряжение отрыва, вычисленное согласно (3) и (4) по характеристикам металла шва, составляет $S_c = 1314$ МПа (рис. 3, кривая 7). На графике уровень S_c продолжается до нагрузки F_2 , соответствующей концу второго этапа, которая определена по максимуму коэффициента η . Для температуры испытаний 20 °С она составляет $F_2 = 280$ кН (кривая 8). С понижением температуры F_2 растет и при температуре минус 60 °С она составляет $F_2 = 336$ кН (кривая 9). Как известно, пластическая деформация, предшествующая разрушению, приводит к изменению напряжения отрыва [15,25]. Однако при деформации 10% это влияние не велико и в данном расчете не учитывалось. В области $F > F_2$ размер пластической зоны и пластическая деформация быстро растут.

Как указано выше, первое из условий (1) в зоне предразрушения выполняется в самом начале нагружения. Для развития хрупкого разрушения второе условие должно быть выполнено на втором этапе нагружения. Для образцов, испытанных при температурах 20 и -20 °С, это не выполняется, так как при $F \leq F_2$ график зависимости $\sigma_{1r}(F)$ проходит ниже уровня S_c (рис 3, кривая 2). Таким образом, расчет подтверждает, что при таких температурах хрупкое разрушение образца невозможно.

Расчетные графики образцов, испытанных при температурах -40 и -60 °С пересекают уровень S_c при $F \leq F_2$, следовательно, они должны разрушиться хрупко. График $\sigma_{1r}(F)$ при температуре -40 °С достигает напряжений отрыва S_c при нагрузке 328 кН, а при температуре -60 °С при нагрузке 307 кН (рис 3, кривая 1). Согласно принятой модели разрушения

при этих нагрузках выполняется второе условие (1) и должно произойти хрупкое разрушение. Однако фактические разрушающие нагрузки составляют, соответственно 464 и 406 кН. То есть модель хрупкого разрушения занижает разрушающую нагрузку на 30–40%.

Это существенное отклонение, однако, следует учитывать, что эти результаты получены при использовании конечно-элементной модели с трещиной. Если вершина концентратора является притупленной или имеет разветвления, то локальные напряжения будут меньше, а нагрузка F_2 , при которой возникнет наибольшая жесткость напряженного состояния, больше. Соответственно, и нагрузка, при которой выполнится второе условие, возрастет. Фактическую форму сварочного трещиноподобного дефекта установить и тем более предвидеть практически невозможно. Поэтому использование модельного концентратора в форме плоской трещины вполне оправдано. И данный пример показывает, что такой расчет дает пессимистической оценку разрушающей нагрузки для детали со сварочным трещиноподобным концентратором.

Таким образом, результаты проведенного экспериментально-расчетного исследования не противоречат принятой модели хрупкого разрушения. Значительный изгиб и градиент напряжений, который возникает в образце в результате нецентрального нагружения, не характерен для элементов крупных машиностроительных конструкций. Однако благодаря такой конструкции удалось получить хрупкое и вязкое разрушение в образце натуральной толщины 20 мм при доступных условиях нагружения.

Заключение

Выполнено экспериментально-расчетное исследование процесса разрушения сварного узла в условиях отрицательных температур. Показано, что расчетная методика позволяет адекватно оценить характер разрушения, то есть будет ли оно развиваться по хрупкому или вязкому механизму. Расчетные значения разрушающих нагрузок являются пессимистической оценкой прочности детали со сварочным трещиноподобным концентратором. Данную методику можно применять для прогнозирования прочности металлических конструкций, эксплуатируемых в условиях холодного климата.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] Xian-Kui Zhu, Joyce J.A. Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization. EFM. 2012;85: 1–46.

- [2] Barsom J.M., Rolfe S.T. Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics. ASTM International, Third Edition. ASTM; 1999.
- [3] Матвиенко Ю.Г. Модели и критерии механики разрушения. – М.–ФИЗМАТЛИТ, 2006. — 328 с.
- [4] Tanabe Y. Fracture Toughness for Brittle Fracture of Elastic and Plastic Materials. Materials Transactions, Vol. 54, No. 3 (2013) pp. 314- 318.
- [5] Bazant Z.P., Jirasek M. Nonlocal integral formulations of plasticity and damage: survey of progress, J. Eng. Mech., 2002;11: 1119–1149.
- [6] Rabczuk T. Computational Methods for Fracture in Brittle and Quasi-Brittle Solids: State-of-the-Art Review and Future Perspectives. Appl. Math. 2013. 10.1155/2013/849231
- [7] Palombo M, Sandon S, de Marco M. An evaluation of size effect in CTOD-SENB fracture toughness test. Procedia Eng. 2015; 109:55-64.
- [8] Clayton J.D., Knap J. A geometrically nonlinear phase field theory of brittle fracture. International Journal of Fracture. October 2014. DOI: 10.1007/s10704-014-9965-1.
- [9] Kornev V.M. Generalized Sufficient Strength Criterion. Description of the pre-fracture zone. J. Appl. Mech. Tech. Phys. 2002;43: 153–161.
- [10] Taylor D. The Theory of Critical Distances Applied to the Prediction of Brittle Fracture in Metallic Materials. SID. 2005;2: 145–154.
- [11] Armstrong RW. Material grain size and crack size influences on cleavage fracturing. Phil. Trans R Soc. 2015; 373(2038): 20140124.
- [12] Матвиенко Ю.Г. Тенденции нелинейной механики разрушения в проблемах машиностроения. – М.–Ижевск: Институт компьютерных исследований, 2015. — 56 с.
- [13] Сибилёв А.В., Мишин В.М. Установление критерия хладноломкости стальных образцов на основе критерия локального разрушения. Фундаментальные исследования. Серия Технические науки. №4, 2013. с. 843-847.
- [14] Крыжевич Г.Б. Интегральные критерии разрушения в численных расчетах низкотемпературной прочности конструкций морской техники. Труды Крыловского государственного научного центра, №1(383). –2018. –с.29-42. DOI: 10.24937/2542-2324-2018-1-383-29-42
- [15] Копельман Л.А. Основы теории прочности сварных конструкций. – СПб.: «Лань». 2010 – 464 с
- [16] Соколов С.А. Критерии работоспособности металлических конструкций. Проектирование с применением МКЭ. СПб.: Страта, 2023. –202 с.
- [17] Соколов С.А., Тулин Д.Е. Математическая модель хрупкого разрушения детали с трещиной. Физическая мезомеханика. 2021, №3, с.67-75.

- [18] 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*. Volume 46, Issue 3, March 2023, pages 1159-1169 //doi.org/10.1111/ffe.13927.
- [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. 30-34.
- [20] Беликов с. Б., Шевченко В. Г., Рягин С. Л. Влияние температуры и скорости деформации на механические свойства сталей, применяемых в краностроении. –Запорожье. *Вісник НТУ «ХП»*. 2013. № 43 (1016). –с. 32-36.
- [21] Солнцев Ю.П., Ермаков Б.С., Слепцов О.И. *Материалы для низких и криогенных температур: Энциклопедический справочник*. –СПб.: ХИМИЗДАТ, 2008. –768 с.
- [22] Wang YQ, Liao XW, Zhang YY, Shi YJ. Experimental study on the through-thickness properties of structural steel thick plate and its heat-affected zone at low temperatures. *J Zhejiang Univ-SC A*. 2015;16(3):217-228.
- [23] Соколов С.А., Тулин Д.Е. Моделирование упругопластического напряженного состояния в области вершины трещины. *Физическая мезомеханика*. 2021, №2, с.34-40
- [24] Плотников Д. Г. Методика прогнозирования прочности стальных сварных конструкций машин с учётом влияния низких климатических температур. Дисс. ... канд. тех. наук: 05.02.02./ Плотников Д. Г. – СПб. –2016 г. -123 с.
- [25] Явление анизотропии сопротивления микросколу углеродистой стали, предварительно деформированной сжатием. С. А. Котречко, А. В. Кучер, Ю. А. Полушкин и др. *Проблемы прочности*, 2007, № 6, с. 91-102.

S.A. Sokolov, A.A. Grachev

STUDY OF WELDED JOINT FAILURE AT NEGATIVE TEMPERATURE

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, Russia

Abstract

An experimental-computational study of the strength of welded samples with a crack-like defect under conditions of negative climatic temperatures has

been carried out in the current work. A brittle fracture model of a part with a crack has been presented. A finite element analysis of the stress-strain state of the samples has been performed. It has been presented that the test results do not contradict the fracture model. The model evaluates the lower limit of the strength of the part with a crack-like concentrator.

Key words: strength, brittle fracture, welded joint, fracture model, finite element analysis, specimen testing, stress concentrator

REFERENCES

- [1] Xian-Kui Zhu, Joyce J.A. Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization. EFM. 2012;85: 1–46.
- [2] Barsom J.M., Rolfe S.T. Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics. ASTM International, Third Edition. ASTM; 1999.
- [3] Matvienko Y.G. Models and criteria of fracture mechanics. – M.–PHYSMATHLIT, 2006. — 328 c.
- [4] Tanabe Y. Fracture Toughness for Brittle Fracture of Elastic and Plastic Materials. Materials Transactions, Vol. 54, No. 3 (2013) pp. 314- 318.
- [5] Bazant Z.P., Jirasek M. Nonlocal integral formulations of plasticity and damage: survey of progress, J. Eng. Mech., 2002;11: 1119–1149.
- [6] Rabczuk T. Computational Methods for Fracture in Brittle and Quasi-Brittle Solids: State-of-the-Art Review and Future Perspectives. Appl. Math. 2013. 10.1155/2013/849231
- [7] Palombo M, Sandon S, de Marco M. An evaluation of size effect in CTOD-SENB fracture toughness test. Procedia Eng. 2015; 109:55-64.
- [8] Clayton J.D., Knap J. A geometrically nonlinear phase field theory of brittle fracture. International Journal of Fracture. October 2014. DOI: 10.1007/s10704-014-9965-1.
- [9] Kornev V.M. Generalized Sufficient Strength Criterion. Description of the pre-fracture zone. J. Appl. Mech. Tech. Phys. 2002;43: 153–161.
- [10] Taylor D. The Theory of Critical Distances Applied to the Prediction of Brittle Fracture in Metallic Materials. SID. 2005;2: 145–154.
- [11] Armstrong RW. Material grain size and crack size influences on cleavage fracturing. Phil. Trans R Soc. 2015; 373(2038): 20140124.
- [12] Matvienko Y.G. Trends in nonlinear fracture mechanics in mechanical engineering problems. – M.–Izhevsk: Computer Research Institute, 2015. — p. 56.
- [13] Sibilyov A.V., Mishin V.M. Determination of the criterion of cold fracture of steel samples based on the criterion of local destruction. Fundamental research. Technical Sciences Series. №4, 2013. pp 843-847.

- [14] Kryzhevich G.B. Integral criteria of destruction in numerical calculations of low-temperature strength of marine engineering structures. Proceedings of the Krylov State Scientific Center, №1(383). –2018. – pp.29-42. DOI: 10.24937/2542-2324-2018-1-383-29-42
- [15] Kopel'man L.A. Fundamentals of the theory of strength of welded structures. – SPb.: «Lan'». 2010 – p. 464 .
- [16] Sokolov S.A. Criteria for the operability of metal structures. Design using FEM. SPb.: Strata, 2023. – p. 202 .
- [17] S. A. Sokolov, D. E. Tulin. Mathematical Model of Brittle Fracture of a Cracked Part. ISSN 1029-9599, Physical Mesomechanics, 2022, Vol. 25, No. 1, pp. 72–79.
- [18] 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. Volume 46, Issue 3, March 2023, pages 1159-1169 //doi.org/10.1111/ffe.13927.
- [19] Sokolov, S.A., Vasil'ev, I.A., Tulin, D.E. Estimation of the Increase in the Yield Strength of Building Steels at Negative Temperatures. Russian Metallurgy (Metally), 2022, 2022(4), p. 396–399.
- [20] Belikov S. B., Shevchenko V. G., Ryagin S. L. Influence of temperature and strain rate on mechanical properties of steels used in crane construction. –Zaporozhye. Bulletin STU «XIII». 2013. № 43 (1016). –pp. 32-36.
- [21] Solntsev Y.P., Ermakov B.S., Sleptsov O.I. Materials for low and cryogenic temperatures: Encyclopedic reference book. – SPb.: KHIMIZDAT, 2008. – p. 768.
- [22] Wang YQ, Liao XW, Zhang YY, Shi YJ. Experimental study on the through-thickness properties of structural steel thick plate and its heat-affected zone at low temperatures. J Zhejiang Univ-SC A. 2015;16(3):217-228.
- [23] S. A. Sokolov, D. E. Tulin Modeling of Elastoplastic Stress States in Crack Tip Regions. Physical Mesomechanics, 2021, Vol. 24, No. 3, pp. 237–242.
- [24] Plotnikov D. G. Methodology for predicting the strength of welded steel structures of machines, considering the influence of low climatic temperatures. Thesis ... PhD in Engineering sciences: 05.02.02./ Plotnikov D. G. –SPb. –2016 г. – p. 123.
- [25] The phenomenon of anisotropy of the resistance to the microscope of carbon steel pre-deformed by compression.S. A. Kotrechko, A. V. Kucher, Y. A. Polushkin and etc. Strength problems, 2007, № 6, pp. 91-102.