

УДК 539.375

ОБОСНОВАНИЕ КРИТЕРИЯ РАЗРУШЕНИЯ ($4\delta_t, \sigma_{22c}$) ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ УДАРНОЙ ВЯЗКОСТИ ФЕРРИТНОЙ СТАЛИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ОБРАЗЦОВ РАЗЛИЧНОЙ ГЕОМЕТРИИ

Ц. Пань^{*,**}, Я. Ван^{**}

* Хэфэйский технологический университет, 230009 Хэфэй, Китай

** Государственная ключевая лаборатория технологий и оборудования
для контроля безопасности атомной энергетики, 518172 Шэньчжэнь, Китай
E-mails: jhpan@hfut.edu.cn, wtianjiy@163.com

Дается обоснование модифицированного критерия разрушения Ритчи — Нотта — Райса (критерия разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$)) для стали марки А515-70. В эксперименте используются образцы различной геометрии, имеющие различную температуру и содержащие трещины с различной начальной длиной. Установлено, что критерий разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$) может быть использован для определения трещиностойкости. Приводятся результаты исследования возможности использования безразмерной функции для определения ударной вязкости.

Ключевые слова: ударная вязкость, конечно-элементный анализ, критерий разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$), стеснение, масштабирующая функция.

DOI: 10.15372/PMTF20220212

Введение. Сосуды высокого давления широко используются в различных областях техники (энергетике, химической промышленности, атомной энергетике). Как правило, такие сосуды соприкасаются с агрессивной средой, что обуславливает необходимость обеспечения их безопасной и долговечной работы. Для решения этой задачи используются различные теории прочности и экспериментальные данные. Как правило, эксперименты проводятся на образцах небольшого размера. Установлено, что значения ударной вязкости, определенные в экспериментах с такими образцами, завышены, поскольку в этом случае деформирование происходит при отсутствии стеснения (трехосного напряженного состояния) [1]. Кроме того, ударная вязкость конструкционных материалов в пластично-хрупкой температурной области перехода существенно зависит от температуры [2]. Поэтому помимо экспериментальных данных необходимо использовать теоретические модели, построенные на их основе.

Для изучения влияния температуры на вероятность разрушения в диапазоне температур, в котором происходит вязкохрупкое разрушение, предложены метод Master Curve [3] и модель Беремина [4]. Метод Master Curve применяется для определения макроскопических параметров ударной вязкости разрушения. Модель Беремина используется при изучении процесса микроразрушения. Для исследования влияния стеснения на процесс разрушения разработано большое количество конечно-элементных моделей, с использованием которых



Рис. 1. Напряжения, при которых происходит раскрытие трещины (а), и смещения точек в окрестности вершины трещины (б) (A — точка, в которой проводится измерение напряжения σ_{22} и смещения δ_t)

определяется напряженно-деформированное состояние в окрестности вершины трещины в образцах различной формы. Одной из таких моделей является безразмерная J -функция, построенная в работе [5] в рамках модели Беремина. С использованием этой функции ударная вязкость при разрушении при малом стеснении (T -напряжение меньше нуля) может быть соотнесена с ударной вязкостью при большом стеснении (T -напряжение равно нулю). Несингулярное T -напряжение характеризует влияние геометрии образца и способа нагружения на поле напряжения в окрестности вершины трещины [6]. В работе [7] на основе результатов экспериментов с образцами, на одной стороне которых имеются надрезы различной глубины, предложена модифицированная модель Ритчи — Нотта — Райса. Установлено, что отсутствие стеснения приводит к уменьшению локального напряжения в вершине трещины. Это обусловлено сильной зависимостью ударной вязкости от геометрии трещины. Для получения количественной оценки влияния степени стеснения на ударную вязкость при разрыве предложено использовать критерий локального разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$) (точки, в которых измеряются напряжения и раскрытия трещины, показаны на рис. 1) [7]. Разрушение в виде отрыва происходит в тот момент, когда напряжение σ_{22d} , при котором происходит раскрытие трещины в ее вершине (далее — напряжение раскрытия) и которое измеряется на расстоянии от вершины, в четыре раза большем раскрытия трещины в ее вершине δ_t , превышает критическое напряжение σ_{22c} . В работе [8] с использованием этого критерия установлено, что при нагрузке, при которой происходит разрушение, распределение напряжений в окрестности вершины трещины не зависит от толщины образца (при одном и том же значении σ_{22c}). Результаты исследования, проведенного в [8], расширяют область применения локального критерия разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$): данный критерий может быть использован для определения минимального значения ударной вязкости при разрушении образцов различной толщины. В работах [9, 10] исследовалась возможность использования критерия разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$) для определения остаточных напряжений в вершине трещины. Проводились испытания образцов Шарпи небольшого размера, а также образцов, используемых в экспериментах на трехточечный изгиб (образцы SE(B)) ($B/W = 1$, где B, W — толщина и ширина образца). В работе [11] критерий разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$) проверялся в диапазоне значений температуры, при которых происходит вязкохрупкое разрушение. В [12] в экспериментах на изгиб использовались образцы SE(B), в экспериментах на растяжение — компактные образцы 1ТС(Т) (образцы С(Т), размер которых равен 25,4 мм).

В указанных выше работах, в которых проводилось обоснование критерия разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$), исследовалось влияние на разрушение только одного фактора. В настоящей работе с использованием приведенных в [13] экспериментальных данных об ударной вязкости стали марки А515-70, из которой изготавливаются сосуды высокого давления, изучается влияние на область применимости критерия разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$) трех факторов: начальной длины трещины, типа образца и температуры.

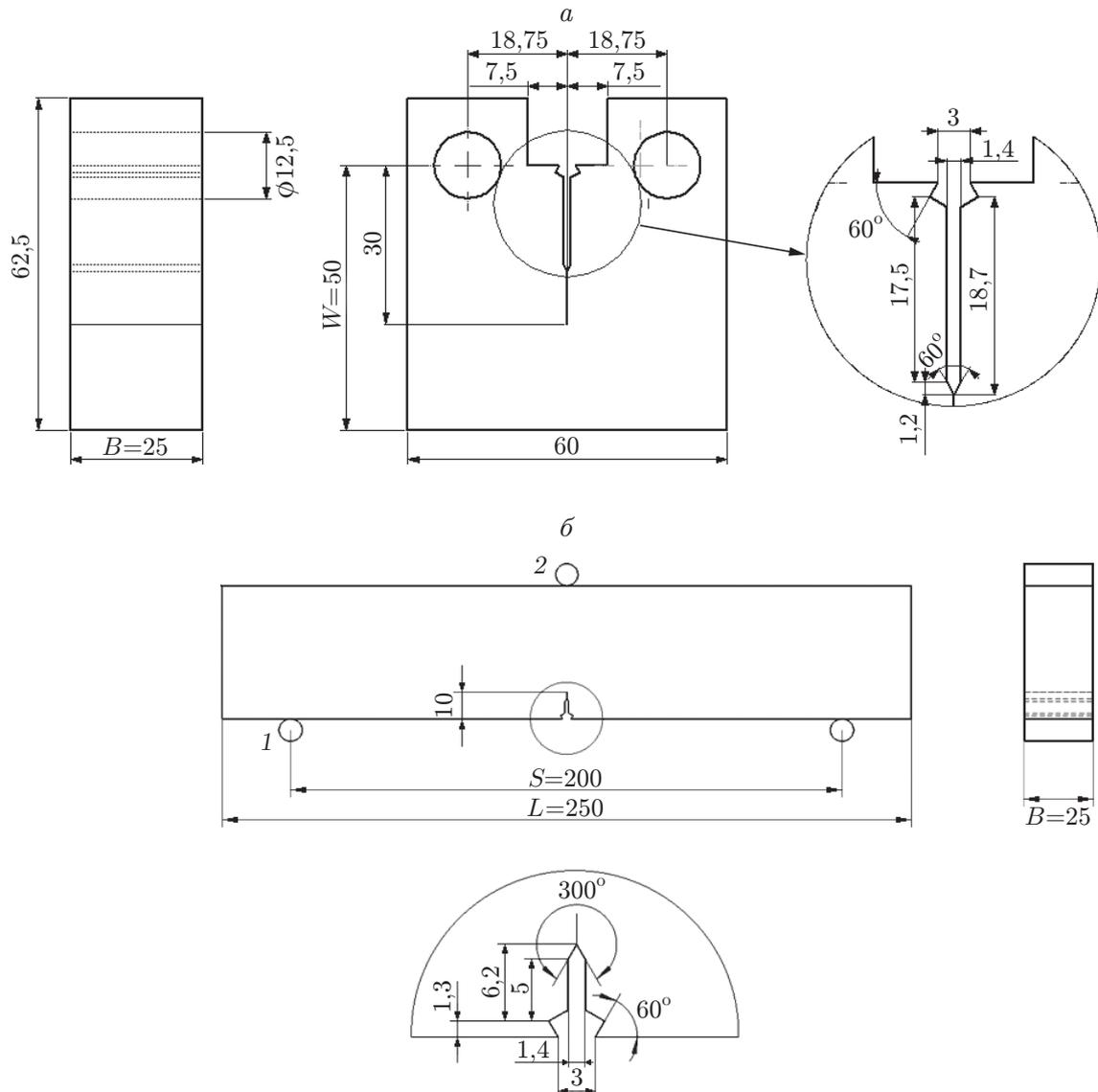


Рис. 2. Геометрия образцов C(T) (а) и SE(B) (б) [13]:

1 — опора, 2 — валик, через который осуществляется нагружение

1. Экспериментальные данные об ударной вязкости. В данной работе для обоснования критерия разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$) используются приведенные в [13] экспериментальные данные об ударной вязкости стали марки А515-70, из которой изготавливаются сосуды высокого давления. Значения температуры испытываемого на растяжение образца C(T) (отношение длины трещины к ширине образца $a/W = 0,6$, толщина образца $B = 25$ мм, ширина образца $W = 50$ мм) и испытываемого на изгиб образца SE(B) ($a/W = 0,2$, $B = 25$ мм, $W = 50$ мм, расстояние между опорами $S = 4W$) составляли $\theta = -28$ °C и $\theta = -7$ °C соответственно. На рис. 2 показаны геометрия и размеры двух указанных образцов [14]. При деформировании этих образцов при температуре $\theta = -28$ °C и $\theta = -7$ °C предел текучести σ_0 составляет 300 и 280 МПа соответственно, модуль Юнга $E = 200$ ГПа, коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$ [13].

Экспериментальные значения ударной вязкости приведены в табл. 1 [13] и на рис. 3 (N — номер образца). Ударная вязкость при разрушении определялась в переходной вяз-

Таблица 1

Измеренные значения ударной вязкости J_c и K_{Jc} для стали марки А515-70

Номер образца	С(Т)		SE(B)	
	J_c , кДж/м ²	K_{Jc} , МПа · м ^{1/2}	J_c , кДж/м ²	K_{Jc} , МПа · м ^{1/2}
1	56,7	111,6	101,9	149,7
2	15,5	58,4	101,6	149,4
3	33,6	86,4	44,3	98,7
4	18,0	62,9	23,8	72,3
5	46,6	101,2	91,4	141,7
6	12,5	52,4	141,0	176,0
7	47,2	101,9	44,8	99,2
8	45,5	100,0	112,2	157,0
9	49,2	104,0	88,6	139,5
10	9,5	45,7	184,2	201,2
11	42,0	96,1	59,5	114,4
12	18,6	63,9	101,2	149,1

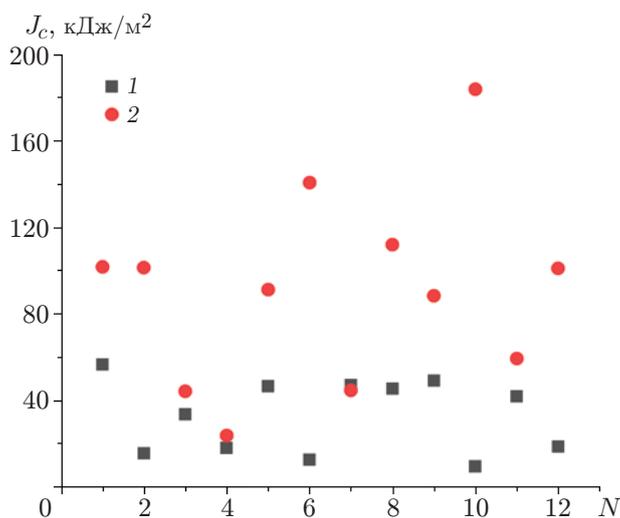


Рис. 3. Распределение ударной вязкости (см. табл. 1):
 1 — образец С(Т) ($\theta = -28^\circ\text{C}$), 2 — образец SE(B) ($\theta = -7^\circ\text{C}$)

кохрупкой области. Экспериментальные значения ударной вязкости для обоих типов образцов имеют большой разброс [8]. Для образцов С(Т) максимальный разброс значений J_c -функции достигает 497 %, для образцов SE(B) — 674 %. Среднее значение J_c -функции для образца С(Т) равно 91,2 кДж/м², для образца SE(B) — 32,9 кДж/м². Такое различие значений обусловлено тем, что для образцов С(Т) стеснение значительно меньше, чем для образцов SE(B) (в образцах SE(B) в окрестности вершины трещины область пластических деформаций больше), поскольку температура испытаний и начальная длина трещины в образцах были различными. Поэтому в образцах SE(B) процесс распространения трещины более устойчив.

J -функция, предложенная в работе [5], имеет вид

$$J(n, \nu, E/\sigma_0, m) = 1 + \sum_{i=0}^{N_1} \left[\sum_{j=0}^{N_2} b_{ij}(n, \nu, E/\sigma_0) m^j \right] \left(\frac{T}{\sigma_0} \right)^i, \quad (1)$$

где E — модуль Юнга; σ_0 — предел текучести; ν — коэффициент Пуассона; n — пока-

Таблица 2

Результаты экспериментов по определению ударной вязкости для стали марки А515-70

Номер образца	T/σ_0	J	C(T)	
			K_{Jc} , МПа·м ^{1/2}	J_c , кДж/м ²
1	-0,45	1,321	113,3	58,407
2	-0,45	1,321	113,1	58,202
3	-0,44	1,314	75,1	25,662
4	-0,32	1,222	59,2	15,946
5	-0,45	1,321	107,3	52,385
6	-0,45	1,321	133,2	80,727
7	-0,44	1,314	75,5	25,936
8	-0,45	1,321	118,8	64,216
9	-0,45	1,321	105,6	50,739
10	-0,45	1,321	152,3	105,539
11	-0,45	1,321	86,6	34,123
12	-0,45	1,321	112,9	57,996

затель деформационного упрочнения; m — модуль Вейбулла; коэффициенты b_{ij} определяются методом наименьших квадратов.

Подставляя значения параметров исследуемого материала в формулу (1), для J -функции получаем следующее представление [5]:

$$J\left(\frac{T}{\sigma_0}\right) = 1 - 0,5028\left(\frac{T}{\sigma_0}\right) + 1,0011\left(\frac{T}{\sigma_0}\right)^2 + 1,4789\left(\frac{T}{\sigma_0}\right)^3 + 0,657\left(\frac{T}{\sigma_0}\right)^4. \quad (2)$$

Преобразуем входящую в соотношение (2) величину T/σ_0 . С учетом геометрической нелинейности T -напряжения и нагрузка K связаны линейной зависимостью, которая обычно записывается в виде [13]

$$\beta = T\sqrt{\pi a} K, \quad (3)$$

где β — параметр двухосности напряженного состояния (для принятых геометрии образца и режима нагружения $\beta = -0,23$ [13]). Таким образом, имеем соотношение

$$\frac{T}{\sigma_0} = \frac{K\beta}{\sigma_0\sqrt{\pi a}}. \quad (4)$$

Для того чтобы обеспечить состояние маломасштабной текучести в вершине трещины, в расчетах используется предельное значение T -напряжения, соответствующее предельной нагрузке, а не значения, рассчитанные по уравнению (14) работы [13]. Далее, если расчетное значение величины T/σ_0 для стали марки А515-70 меньше предельного значения, равного $-0,45$, то в уравнении (2) используется значение $T/\sigma_0 = -0,45$. С учетом уравнений (1)–(4) и значений приведенных выше параметров можно получить данные об ударной вязкости разрушения стали марки А515-70 при большом стеснении и соответствующие значения T/σ_0 , которые приведены в табл. 2.

2. Конечно-элементный анализ. Напряжение в окрестности вершины трещины и раскрытие трещины определялись с учетом трехмерного напряженно-деформированного состояния, рассчитанного с помощью метода конечных элементов и пакета программ АВАQUS [15]. С использованием приведенных выше данных об ударной вязкости стали марки А515-70 при разрыве выполнен конечно-элементный анализ образца 1ТС(Т) при температуре $\theta = -28$ °С и $\theta = -7$ °С и образца 1ТSE(В) при температуре $\theta = -7$ °С. Формулы связи между инженерными и истинными напряжениями и деформациями имеют вид

$$S = (1 + \varepsilon)\sigma, \quad e = \text{Ln}(1 + \varepsilon),$$

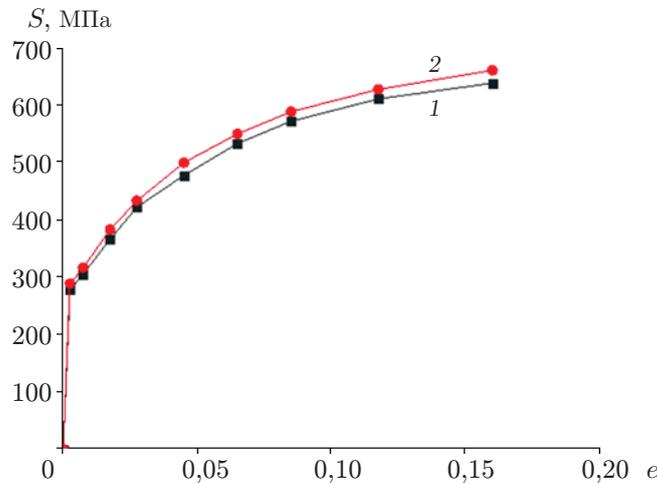


Рис. 4. Зависимость истинного напряжения от истинной деформации стали марки А515-70:
1 — $\theta = -7^\circ\text{C}$, 2 — $\theta = -28^\circ\text{C}$

где σ — инженерное напряжение; ε — инженерная деформация; S — истинное напряжение; e — истинная деформация.

Для упрощения ввода данных и процесса вычислений методом конечных элементов использовалась только часть экспериментальных данных. Зависимость истинного напряжения от истинной деформации стали марки А515-70 приведена на рис. 4. Трехмерные конечно-элементные модели построены в соответствии с используемыми в эксперименте образцами. В силу симметрии образцов в расчетах использовалась 1/2 модели образца С(Т) и 1/4 модели образца SE(В). Поэтому в расчетах при постановке граничных условий задавались условия симметрии. При моделировании образцов применялись гексагональные восьмиузловые конечные элементы (С3D8R), окрестность трещины моделировалась сингулярными элементами (рис. 5). В окрестности вершины трещины сетка была более густой [9].

При моделировании в точке приложения нагрузки задавалось смещение, а в узле А определялось смещение, характеризующее раскрытие трещины в ее вершине (см. рис. 5). Трещина моделировалась вырезом с радиусом закругления в вершине $\rho = 3$ мкм. Методом конечных элементов вычислялось значение J -функции. По толщине образца располагалось несколько слоев сеток. Для того чтобы обеспечить состояние плоской деформации, при вычислении значений J -функции использовалось только несколько слоев, расположенных вблизи плоскости симметрии (вычислялось среднее значение J -функции).

В табл. 3 приведены результаты вычислений методом конечных элементов величины раскрытия трещины в вершине δ_t , напряжения раскрытия трещины σ_{22d} , соответствующего значению J -функции при разрушении.

3. Обсуждение результатов. На рис. 6 приведены зависимости напряжения σ_{22d} от J -интеграла, полученные на основе экспериментальных данных и результатов численного моделирования методом конечных элементов. Поскольку минимальное значение J -интеграла невозможно определить точно, это значение оценивалось по формуле, приведенной в работе [11]:

$$S_n = \left[\sum_{i=1}^n (\sigma_{22di} - \sigma_{22d0})^2 \right]^{1/2}. \quad (5)$$

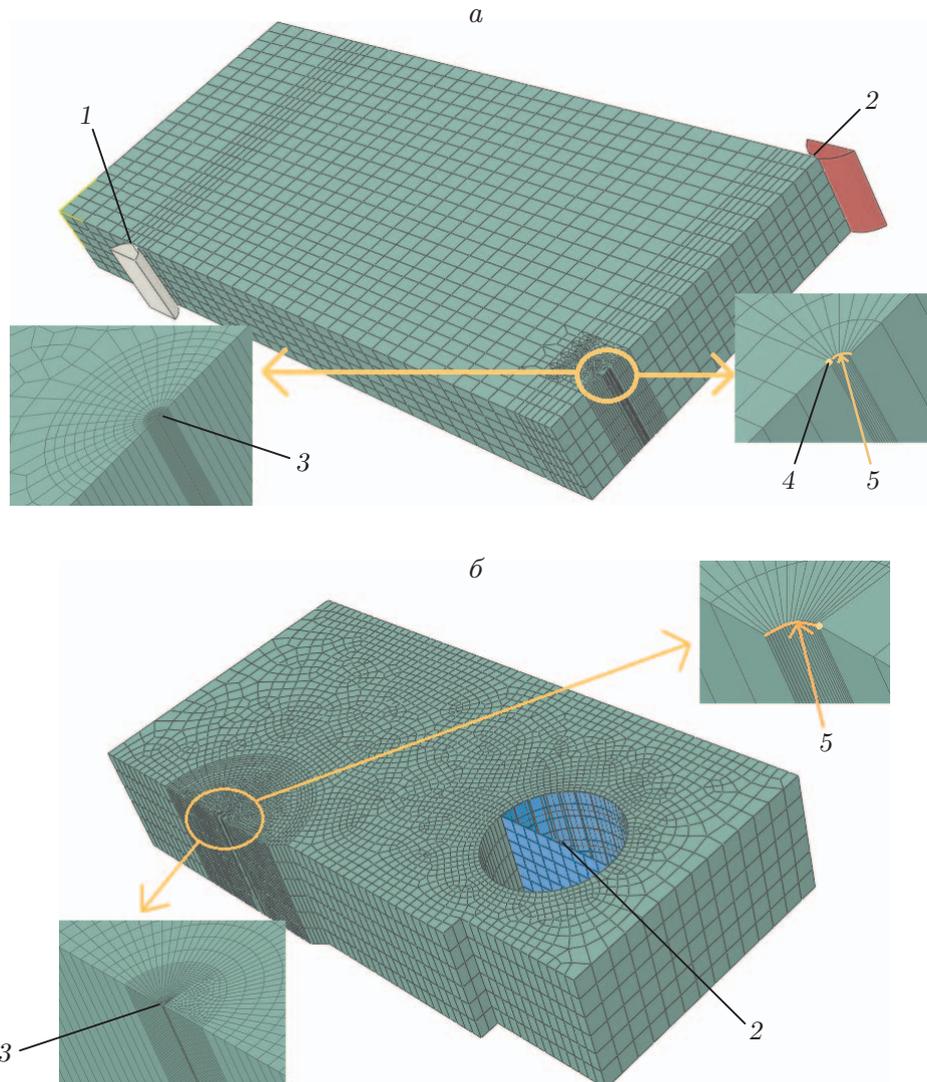


Рис. 5. Фрагменты конечно-элементной сетки для образцов SE(B) (а) и C(T) (б):
 1 — точка опоры, 2 — точка приложения нагрузки, 3 — сетка в окрестности вершины,
 4 — узел А, 5 — радиус закругления вершины трещины ρ

Здесь σ_{22d0} — предельное значение напряжения раскрытия в вершине σ_{22c} ; σ_{22di} — значения напряжения до момента достижения предельного значения напряжения. В случае если $S_n/S_{n+1} = 0,9999$, минимальное значение J -интеграла представляет собой значение J .

Из зависимости, приведенной на рис. 6, а, следует, что для образца 1ТС(Т) при температуре $\theta = -28$ °С напряжение σ_{22d} с увеличением J -интеграла быстро становится приближенно равным значению 1160 МПа (различие не превышает 3,4 %). Такое изменение J -интеграла соответствует критерию $(4\delta_t, \sigma_{22c})$ для данного материала. Если приведенное выше значение напряжения определяется как значение предельного напряжения раскрытия, то минимальное значение J_c , рассчитанное по формуле (5), составляет 5,4914 кДж/м². Если указанное выше предельное напряжение определяется как предел напряжений раскрытия, то минимальное значение J_c , вычисленное по формуле (5), равно 5,4914 кДж/м². Экспериментальные значения ударной вязкости превышают расчетное минимальное значение J_c . Минимальное экспериментальное значение ударной вязкости при разрушении приблизительно на 73 % больше приведенного выше минимального значения J_c . Более то-

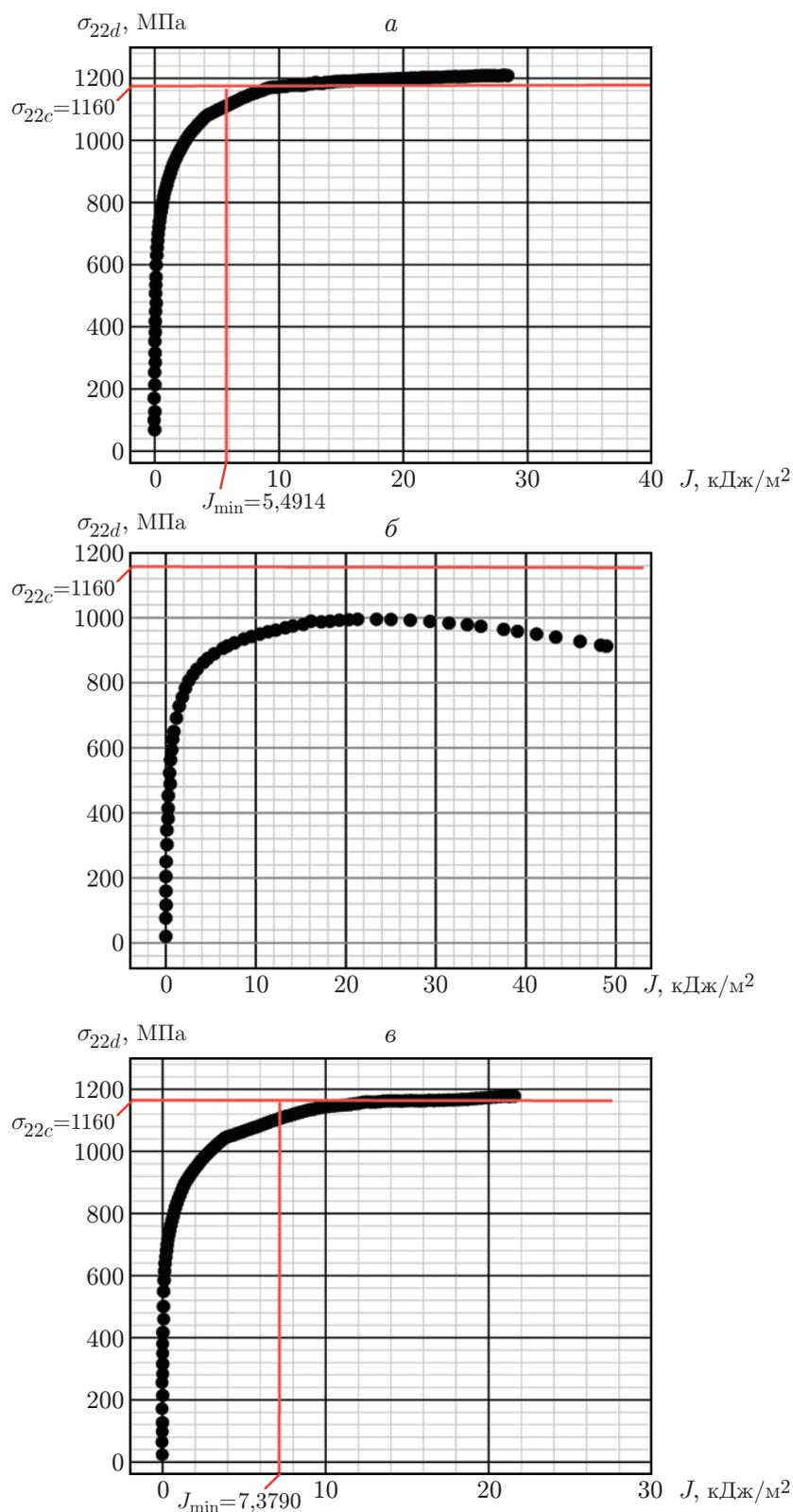


Рис. 6. Зависимость напряжения раскрытия трещины в ее вершине σ_{22d} от J -интеграла для образцов 1ТС(Т) ($\theta = -28$ °C) (*a*), 1TSE(В) ($\theta = -7$ °C) (*б*) и 1ТС(Т) ($\theta = -7$ °C) (*в*)

Таблица 3

Результаты вычислений параметров ударной вязкости методом конечных элементов

Номер образца	1TC(T) ($\theta = -28\text{ }^\circ\text{C}$)		1TC(T) ($\theta = -7\text{ }^\circ\text{C}$)		1TSE(B) ($\theta = -7\text{ }^\circ\text{C}$)	
	$4\delta_t$	σ_{22d}	$4\delta_t$	σ_{22d}	$4\delta_t$	σ_{22d}
1	0,124 68	1315,7717	0,132 11	1325,1098	0,130 49	1003,2439
2	0,025 31	1279,7957	0,131 73	1324,8087	0,130 13	1003,2329
3	0,063 33	1293,3063	0,045 00	1294,7442	0,060 82	934,9533
4	0,029 34	1270,9564	0,027 01	1253,4026	0,036 15	994,9277
5	0,101 52	1300,1433	0,121 72	1329,3173	0,117 82	1000,2383
6	0,020 42	1280,6891	0,175 82	1320,3669	0,176 43	1029,3703
7	0,103 15	1310,5646	0,045 61	1295,1871	0,061 45	932,5005
8	0,098 58	1315,0699	0,143 96	1321,4214	0,142 68	1005,0290
9	0,108 75	1323,6828	0,118 93	1319,0973	0,114 38	998,2802
10	0,015 76	1269,0243	0,217 66	1322,3929	0,225 58	1047,8019
11	0,089 30	1307,3244	0,069 45	1299,0082	0,165 70	943,1048
12	0,030 34	1285,4681	0,131 35	1324,4994	0,204 77	1003,2099

го, все напряжения раскрытия трещины в ее вершине превышают предельное значение 1160 МПа, причем наименьшее из них приблизительно на 9,4 % больше этого предельного значения. Это означает, что с использованием критерия разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$) эффективно прогнозируется поведение трещины разрыва при ее незначительном устойчивом продвижении.

Из анализа зависимости, приведенной на рис. 6,б, следует, что для образца 1TSE(B) при температуре $\theta = -7\text{ }^\circ\text{C}$ напряжение раскрытия трещины в ее вершине, полученное методом конечных элементов, не достигает значения напряжения 1160 МПа, соответствующего критерию разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$). Поэтому критерий разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$) не может быть использован для эффективного прогнозирования разрушения данного образца при разрыве. Это обусловлено тем, что в силу различия геометрии и начальной длины трещины стеснение образца SE(B) значительно меньше стеснения образца C(T).

При температуре образца SE(B) $\theta = -7\text{ }^\circ\text{C}$ область пластических деформаций в вершине трещины больше, чем в образце 1TC(B) при $\theta = -28\text{ }^\circ\text{C}$. Это обуславливает устойчивое распространение трещины на большее расстояние. При разрушении образца SE(B) ударная вязкость также больше, среднее значение ее при разрыве образца SE(B) приблизительно на 177,2 % больше, чем при разрыве образца C(T).

С учетом сказанного выше можно утверждать, что критерий разрушения ($4\delta_t, \sigma_{22c}$) удовлетворительно предсказывает разрушение образца в условиях большого стеснения и позволяет получить нижний предел значения J -интеграла — нижнюю оценку истинного значения. Также можно утверждать, что в соответствии с этим критерием образцы, в которых деформирование происходит в условиях небольшого стеснения, не разрушаются мгновенно, их разрушению предшествует устойчивое распространение трещины. Данные результаты можно получить, используя кривую напряжение — деформация, построенную для конкретного материала при соответствующей температуре, а не использовать для этого результаты большого количества сложных испытаний по определению ударной вязкости.

В случае зависимости, приведенной на рис. 6,в, значение критического напряжения такое же, как и в случае зависимости, приведенной на рис. 6,а: $\sigma_{22c} \approx 1160$ МПа. Минимальное значение J -интеграла, вычисленное по формуле (5), составляет 7,3790 кДж/м². Это обусловлено тем, что ударная вязкость при разрушении уменьшается по мере уменьшения температуры, а прогнозируемое минимальное значение J -интеграла больше значения,

соответствующего зависимости, приведенной на рис. 6, *a*. Данный результат соответствует действительности. Следует отметить, что ударная вязкость при разрушении, вычисленная как значение безразмерной J -функции, больше приведенного выше минимального значения J_c приблизительно на 116,1 %, а соответствующее значение напряжения раскрытия трещины в ее вершине больше 1160 МПа, что согласуется с критерием разрушения $(4\delta_t, \sigma_{22c})$. Это означает, что все результаты, полученные с использованием J -функции, удовлетворяют критерию разрушения $(4\delta_t, \sigma_{22c})$.

Заключение. Данные, полученные в работе, основаны на анализе результатов экспериментов по определению ударной вязкости стали марки А515-70, из которой изготавливаются сосуды высокого давления, и результатов численного моделирования методом конечных элементов. Справедливость критерия разрушения $(4\delta_t, \sigma_{22c})$ проверяется на образцах различного типа, содержащих трещины с различной начальной длиной и деформирующихся при различной температуре. Получены следующие результаты.

Критерий разрушения $(4\delta_t, \sigma_{22c})$ предсказывает процесс разрушения при отколе образцов при большом стеснении. В соответствии с этим критерием разрушение путем отрыва в образце с небольшим стеснением не происходит мгновенно, ему предшествует распространение трещины в области пластического деформирования. Ударная вязкость не может быть определена с использованием J -функции для любых образцов вследствие большого различия степеней стеснения и значений предельных напряжений.

С использованием критерия разрушения $(4\delta_t, \sigma_{22c})$ можно получить нижнюю оценку значения ударной вязкости, при этом достаточно иметь информацию только о кривой напряжение — деформация материала. Для использования других методов необходимо большое количество данных о прочности материала.

Ударная вязкость при разрушении образца 1ТС(Т) при температуре -7 °С, определенная с использованием безразмерной J -функции, удовлетворяет критерию разрушения $(4\delta_t, \sigma_{22c})$.

Таким образом, доказано, что для определения трещиностойкости с помощью критерия разрушения $(4\delta_t, \sigma_{22c})$ можно использовать безразмерную J -функцию.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Pan J.** Pressure vessel material handbook: Carbon steel and alloy steel. 1st ed. Beijing: Chem. Industry Press, 2000.
2. **Li Z., Zhang J., Wu J.** Process equipment fracture theory and defect assessment. 1st ed. Beijing: Chem. Industry Press, 2006.
3. **Cao Y.** Prediction of fracture toughness in the ductile-to-brittle transition region of pressure vessel steels. Shanghai: East China Univ. of Sci. and Technol., 2011.
4. **Beremin F. M.** A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel // Metallurg. Trans. A. 1983. V. 14. P. 2277–2287.
5. **Gao X., Dodds R. H.** An engineering approach to assess constraint effects on cleavage fracture toughness // Engng Fracture Mech. 2001. V. 68. P. 263–283.
6. **Wang Y. Y.** A two-parameter characterization of elastic-plastic crack-tip and applications to cleavage fracture: PhD Thesis. Cambridge: Massachusetts Inst. of Technol., 1991.
7. **Dodds R. H., Anderson T. L., Kirk M. T.** A framework to correlate a/W ratio effects on elastic-plastic fracture toughness (J_c) // Intern. J. Fracture. 1991. V. 48. P. 1–22.
8. **Meshii T., Yamaguchi T.** Applicability of the modified Ritchie — Knott — Rice failure criterion to transfer fracture toughness J_c of reactor pressure vessel steel using specimens of different thicknesses: Possibility of deterministic approach to transfer the minimum J_c for specified specimen thicknesses // Theor. Appl. Fracture Mech. 2016. V. 85. P. 328–344.

9. **Ishihara K., Hamada T., Kikuya N., Meshii T.** Applicability of modified Ritchie — Knott — Rice failure criterion to predict the onset of cleavage fracture for the test specimen with residual stress introduced to the crack tip // *Procedia Structur. Integrity*. 2016. V. 2. P. 728–735.
10. **Meshii T., Yamaguchi T., Higashino Y.** Applicability of the modified Ritchie — Knott — Rice failure criterion to examine the feasibility of miniaturized charpy type SE(B) specimens // *Adv. Materials Sci. Engng*. 2016. V. 2016. 3728035.
11. **Meshii T., Yamaguchi T.** Engineering framework to transfer the lower bound fracture toughness between different temperatures in the DBTT region // *Procedia Structur. Integrity*. 2016. V. 2. P. 697–703.
12. **Meshii T., Ishihara K.** Engineering framework to transfer the minimum fracture toughness in the DBTT region between SE(B) and 1TCT specimens // *Procedia Structur. Integrity*. 2016. V. 2. P. 704–711.
13. **Gao X., Dodds R. H.** A Weibull stress model to predict cleavage fracture in plates containing surface cracks // *Fatigue Fracture Engng Material Structur*. 1998. V. 22. P. 481–493.
14. **ASTM E1820-11.** Standard test method for measurement of fracture toughness. S. l.: Amer. Soc. for Test. and Materials, 2011.
15. **Sukumar N., Moes N., Moran N.** Extended finite element for three-dimensional crack modeling // *Intern. J. Numer. Methods Engng*. 2000. V. 48. P. 1549–1570.

*Поступила в редакцию 15/X 2020 г.,
после доработки — 28/I 2021 г.
Принята к публикации 26/IV 2021 г.*
