



ОЦЕНКА ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ МЕТАЛЛА СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ СТАНДАРТНЫХ МЕХАНИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ С УЧЕТОМ РАЗМЕРОВ СТРУКТУРНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

В. С. ГИРЕНКО, д-р техн. наук, М. Д. РАБКИНА, канд. техн. наук, С. В. ГИРЕНКО, инж.
(Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Предложена оценка статической трещиностойкости (K_{Ic} , δ_{Ic}) конструкционных сталей и их сварных соединений на базе стандартных механических испытаний и ударной вязкости образцов Шарпи с учетом размеров структурных элементов. Развиваемый подход учитывает различие градиентов деформаций в вершине трещиноподобного дефекта и надреза образца Шарпи, в результате чего структурные параметры, ответственные за инициирование разрушения, находятся в различных условиях нагружения в зависимости от их размеров.

Ключевые слова: трещиностойкость, конструкционные стали, сварные соединения, ударная вязкость, вязкое разрушение, критическая деформация, структурные элементы

Инженерная механика разрушения включает два направления:

непосредственное определение критериев трещиностойкости по результатам стандартных испытаний на ударную вязкость образцов Шарпи с привлечением других механических и металлофизических характеристик [1–3];

методы оценки вязкости разрушения на основании так называемой master curve [4].

Первый подход используется при оценке характеристик трещиностойкости в условиях плоской деформации K_{Ic} , δ_{Ic} . На практике подобные условия с некоторыми ограничениями возникают при развитии поверхностных или внутренних дефектов в направлении толщины конструктивных элементов. Необходимо отметить, что для многих конструкций с токсичными и взрывоопасными эксплуатационными средами основным предельным состоянием, независимо от последующих особенностей разрушения, является разгерметизация. Второе направление, помимо упрощения методов испытания, состоит в оценке вязкости разрушения при распространении сквозных трещин в конструктивных элементах различной толщины. Рационально использовать оба подхода, поскольку они дополняют друг друга. Статья посвящена развитию первого из них.

В работах [1, 2] были рассмотрены эмпирические зависимости между характеристиками механики разрушения и ударной вязкостью. Детальная проверка этих зависимостей (рис. 1, кривая 3) подтвердила их закономерность, но еще раз

подчеркнула наличие большого разброса экспериментальных результатов, что может быть вызвано следующими причинами:

нарушением состояния плоской деформации, что, в первую очередь, характерно для высоких уровней вязкости разрушения (рис. 1);

отсутствием четких критериев в понятии инициирования вязкого разрушения, которое включает множество стадий, начиная от образования микроскопических пор и заканчивая увеличением магистрального разрыва;

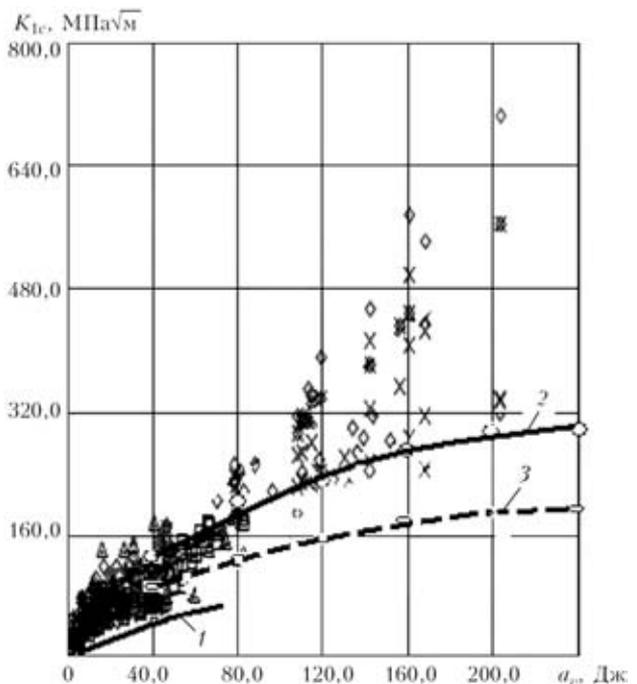


Рис. 1. Сопоставление экспериментальных и расчетных данных для различных значений коэффициента A , учитывающего структурные составляющие: 1 — $A = 0,04$; 2 — $0,2$; 3 — $0,1$ (точки — экспериментальные данные [5])



не вполне адекватной вырезкой образцов Шарпи по отношению к полномасштабным образцам, которые используются для непосредственного определения характеристики K_{1c} ;

противоречием, возникающим в результате использования методов механики сплошной среды для анализа реальных конструкционных материалов с различными структурными особенностями.

В статье представлена попытка приближенного анализа влияния размеров структурных элементов на оценку характеристики K_{1c} по результатам стандартных механических испытаний. Краткий анализ рассматриваемой задачи сделан в работе [6], а его предпосылки приведены в работах [7, 8]. При некоторых размерах структурных элементов наблюдается аномальное расхождение между значениями ударной вязкости и характеристиками K_{1c} . Эта аномалия, по мнению авторов работы [6], связана с различными градиентами напряжений и деформаций в вершине трещиноподобного дефекта и надреза образца Шарпи. Соответственно структурные параметры, ответственные за инициирование разрушения, в зависимости от их размеров, находятся в различных условиях нагружения.

Первоначально анализ взаимосвязей между характеристиками трещиностойкости и работой разрушения образцов Шарпи осуществляется применительно к статическому нагружению и вязкому состоянию материала. В этих условиях зарождение разрушения обычно связывают с критической величиной ε_f локальных пластических деформаций: $\varepsilon = \varepsilon_f$. Величина ε_f определяет условия возникновения разрушения как у вершины трещиноподобного дефекта, так и у вершины надреза образца Шарпи, поскольку для деформационных критериев вязкого разрушения характерна слабая зависимость не только от степени объемности напряженного состояния, но и от скорости нагружения. Это позволяет связать характеристику трещиностойкости δ_{1c} с углом изгиба образца Шарпи θ (соответствующего началу вязкого разрушения) и, следовательно, с удельной работой зарождения трещины a_v^3 .

Используя соотношение Нейбера, в соответствии с которым произведение коэффициентов концентрации напряжений и деформаций в нелинейной области равно квадрату коэффициента упругих напряжений ($K_\sigma K_\varepsilon = K_e^2$), и учитывая, что для образца Шарпи $K_e = 3,44$, можно записать:

$$\frac{\sigma^{\max}}{\bar{\sigma}} \frac{\varepsilon^{\max}}{\bar{\varepsilon}} = 11,82, \quad (1)$$

где σ^{\max} и ε^{\max} — локальные, а $\bar{\sigma}$ и $\bar{\varepsilon}$ — средние напряжения и деформации.

При плоской деформации истинный сдвиг $\gamma = 1,5\varepsilon$ и соответственно для материала, упрочняющегося по степенному закону, имеет место следующее соотношение:

$$\sigma = \sigma_T \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_T} \right)^n = \sigma_T \left(\frac{\gamma}{1,5\varepsilon_T} \right)^n, \quad (2)$$

где n — коэффициент деформационного упрочнения).

При изгибе образца Шарпи средняя деформация сдвига вдоль каждой из полос скольжения $\gamma \approx \theta/2$, где θ — угол изгиба. Поэтому зависимость имеет следующий вид:

$$\left(\frac{\varepsilon^{\max}}{\varepsilon_T} \right)^{1+n} = 11,82 \left(\frac{\theta}{2 \cdot 1,5\varepsilon_T} \right)^{1+n}. \quad (3)$$

Принимая во внимание, что распределение упругих напряжений на некотором расстоянии r от вершины надреза с конечным радиусом закругления ρ_0 выражается приближенной зависимостью [9]

$$\sigma_{Yr} = \sigma K_e \sqrt{\frac{\rho_0}{\rho_0 + 4r}}, \quad (4)$$

можно записать выражение для определения пластических деформаций ε на расстоянии r от вершины надреза образца Шарпи:

$$\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_T} \right)^{1+n} = 11,82 \frac{1}{1 + 4 \frac{r}{\rho_0}} \left(\frac{\theta}{3\varepsilon_T} \right)^{1+n}. \quad (5)$$

Из выражения (5) определяют угол изгиба образца Шарпи, который соответствует началу вязкого разрушения. Обычно размеры структурного элемента при анализе условий разрушения учитываются следующим образом: расстояние от вершины трещины до точки определения напряжений или деформаций r принимается равным характерному размеру r^* . С учетом этого связь между критическим углом изгиба образца Шарпи θ_c , который соответствует началу вязкого разрушения, и критической величиной локальных пластических деформаций выражается в виде

$$\left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_T} \right)^{1+n} = 11,82 \frac{1}{1 + 4 \frac{r^*}{\rho_0}} \left(\frac{\theta_c}{3\varepsilon_T} \right)^{1+n}. \quad (6)$$

Напряжения и деформации внутри пластической зоны у вершины трещиноподобного дефекта описываются следующим образом:



$$\sigma = \sigma_T \left(\frac{R}{r} \right)^{1+n}, \quad \varepsilon = \varepsilon_T \left(\frac{R}{r} \right)^{1+n}, \quad (7)$$

где R — размер пластической зоны.

С учетом того, что при развитых пластических деформациях в условиях плоского деформированного состояния $\delta_1 \approx 2R\varepsilon_T$, следует

$$\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_T} \right)^{1+n} = \frac{\delta_1}{2\varepsilon_T r}. \quad (8)$$

Рассматривая критические значения деформаций и перемещений, получаем следующую зависимость:

$$\left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_T} \right)^{1+n} = \frac{\delta_{1c}^{\max}}{2\varepsilon_T r^*}, \quad (9)$$

где δ_{1c}^{\max} — критическое раскрытие вершины трещины в момент инициирования вязкого разрушения.

Выражение (9), представленное в виде

$$\delta_{1c}^{\max} = 2r^* \varepsilon_T \left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_T} \right)^{1+n}, \quad (10)$$

выявляет физический смысл характеристики δ_{1c}^{\max} при вязком разрушении — предельное удлинение удвоенного структурного элемента, которое при прочих равных условиях тем больше, чем больше деформационное упрочнение материала.

Объединяя выражения (6) и (10), получаем следующую зависимость между критическим углом изгиба образца Шарпи θ_c и деформационной характеристикой трещиностойкости δ_{1c}^{\max} :

$$\begin{aligned} \delta_{1c}^{\max} &= 11,82\varepsilon_T \left(\frac{2r^*}{1 + \frac{4}{\rho_0} r^*} \right) \left(\frac{\theta_c}{3\varepsilon_T} \right)^{1+n} = \\ &= 23,64\varepsilon_T \beta \left(\frac{\theta_c}{3\varepsilon_T} \right)^{1+n}. \end{aligned} \quad (11)$$

Обозначив структурный параметр $r^*/(1 + \frac{4}{\rho_0} r^*) = \beta$ и с учетом того, что для образцов Шарпи $\rho = 0,25$, можно непосредственно установить связь между δ_{1c}^{\max} и удельной работой зарождения вязкой трещины в образце Шарпи a_v^3 .

При отсутствии у материала выраженного деформационного упрочнения ($n \rightarrow 0$):

При отсутствии у материала выраженного деформационного упрочнения ($n \rightarrow 0$):

$$a_v^3 = \frac{M_{o.T} \theta_C}{t(B-l)} = \frac{B-l}{4} 1,25 \sigma_T \theta_c, \quad (12)$$

где l — глубина надреза; $(B-l)$ — размер ослабленного сечения; t — толщина образца; $M_{o.T}$ — изгибающий момент при общей текучести ослабленного сечения.

Чтобы учесть влияние деформационного упрочнения, которое может быть существенным у сталей низкой и средней прочности, необходимо напряжения текучести принять зависимыми от угла изгиба образца Шарпи:

$$M_{o.T}(\theta) = \frac{t(B-l)^2}{4} 1,25 \sigma_T \left(\frac{\theta}{3\varepsilon_T} \right)^n. \quad (13)$$

При этом удельная работа зарождения вязкой трещины при $(B-l) = 8$ мм:

$$\begin{aligned} a_v^3 &= \frac{1}{t(B-l)} \int_0^{\theta_c} M_{o.T}(\theta) d\theta = (B-l) 1,25 \frac{\sigma_T}{4} \int_0^{\theta_c} \left(\frac{\theta}{2 \cdot 1,5 \varepsilon_T} \right)^n d\theta = \\ &= 7,5 \frac{\sigma_T \varepsilon_T}{(1+n)} \left(\frac{\theta_c}{3\varepsilon_T} \right)^{1+n}. \end{aligned} \quad (14)$$

Объединяя выражения (11) и (14), получаем следующую зависимость (без учета деформационного упрочнения):

$$\delta_{1c}^{\max} \cong 3\beta \frac{a_v^3}{\sigma_T}, \quad (15)$$

с учетом деформационного упрочнения

$$\delta_{1c}^{\max} \cong 3(1+n)\beta \frac{a_v^3}{\sigma_T}. \quad (16)$$

Рассмотрим зависимость между удельной работой распространения вязкой трещины в образце Шарпи a_v^p и деформационной характеристикой трещиностойкости δ_{1c}^{\max} . В качестве критерия сопротивления материала развитию вязкой трещины может быть использован критический угол раскрытия трещины. Тот факт, что он практически постоянен при ее возрастании, существенно облегчает анализ.

При трехточечном изгибе связь между раскрытием вершины стационарной трещины δ_1 , прогибом образца V и углом поворота θ определяется следующими геометрическими соотношениями:



$$\frac{\theta}{2} = \frac{V}{l_0} = \frac{\delta_1}{2r_0}, \quad (17)$$

где r_0 — расстояние от вершины трещины до центра вращения; l_0 — расстояние до опоры.

Представим, что произошло некоторое незначительное подрастание трещины на величину Δl . Раскрытие трещины в точке, соответствующей первоначальному положению ее вершины, обусловленное подрастанием, обозначим $\delta_1^{\Delta l}$. Соответственно

$$\frac{\theta^{\Delta l}}{2} \cong \frac{V^{\Delta l}}{l_0} \cong \frac{\delta_1^{\Delta l}}{2r_0^{\Delta l}}. \quad (18)$$

Используя результаты, полученные ранее [10], можно записать:

$$\frac{\theta^{\Delta l}}{2} \cong \frac{V^{\Delta l}}{l_0} \cong \frac{\Delta l \frac{\sigma_B}{\sigma_T} \frac{n}{(1-n)^2}}{2r_0^{\Delta l}}. \quad (19)$$

Переходя теперь от изгибаемого образца с трещиной к образцу с надрезом Шарпи, следует заметить, что начальные стадии развития разрушения от надреза и трещины могут иметь некоторые отличия, однако в дальнейшем процессы становятся идентичными. Это позволяет использовать зависимости, подобные предыдущей, для анализа развития вязкого разрушения в образце Шарпи.

Величина $r_0^{\Delta l}$ может быть оценена по результатам численного анализа работы [11]: при изменении отношения длины трещины (включая длину надреза) к ширине образца от 0,3 до 0,8 значение меняется от $0,45(B-l)$ до $0,43(B-l)$. Коэффициент стеснения пластических деформаций изменяется в более широких пределах $L = 1,23 \dots 1,29$; $L_{cp} = 1,26$ [11]. Для простоты можно считать, что центр вращения находится посередине сечения шириной h , ослабленного растущей трещиной. Зависимость (19) при бесконечно малом значении θ можно представить в следующем виде:

$$d\theta = 2 \frac{\sigma_B}{\sigma_T} \frac{n}{(1-n)^2 h} dh. \quad (20)$$

На основании детального анализа можно считать, что максимальная нагрузка на стадии распространения разрушения определяется ослаблением сечения и деформационным упрочнением материала, достигнутым к моменту зарождения вязкой трещины. Изгибающий момент при зарождении вязкой трещины, когда угол изгиба образца

θ принимает значение θ_c , может быть определен следующим образом:

$$M^{\max}(\theta_c) = \frac{t(B-l)^2}{4} 1,26 \sigma_T \left(\frac{\theta_c}{3\varepsilon_T} \right)^n. \quad (21)$$

Соответственно максимальный изгибающий момент, совершающий работу при распространении вязкой трещины, равен

$$M_p^{\max}(h) = 1,26 \sigma_T \left(\frac{\theta_c}{3\varepsilon_T} \right)^n \frac{th^2}{4}. \quad (22)$$

С учетом выражений (19) и (22) можно определить удельную работу распространения вязкой трещины в образце Шарпи:

$$\begin{aligned} a_v^p &= \frac{1}{t(B-l)} \int_0^{\theta_c} M(\theta) d\theta = \frac{2 \frac{\sigma_B}{\sigma_T} \frac{n}{(1-n)^2} B^{-l} M_p^{\max}(h)}{t(B-l)} \int_0^{\theta_c} \frac{dh}{h} = \\ &= \frac{\sigma_B}{\sigma_T} \frac{n}{(1-n)^2} 1,26 \sigma_T \left(\frac{\theta_c}{3\varepsilon_T} \right)^n \frac{B-l}{4}. \end{aligned} \quad (23)$$

Объединив (11) и (23), можно записать

$$\delta_{1c}^{\max} = 9,4 \varepsilon_T \beta \frac{(1-n)^2}{n} \left(\frac{\theta_c}{3\varepsilon_T} \right) \frac{a_v^p}{\sigma_B}. \quad (24)$$

Принимая во внимание, что угол изгиба θ_c достигается при нагрузках, близких к максимальным, когда средние напряжения течения приближаются к временному сопротивлению материала, а истинные деформации $\varepsilon \approx \frac{n}{1-n}$, можно считать, что

$$\frac{\theta_c}{3\varepsilon_T} \cong \frac{\gamma}{1,5\varepsilon_T} \cong \frac{\varepsilon_e}{\varepsilon_T} \cong \frac{n}{(1-n)\varepsilon_T}. \quad (25)$$

Тогда связь между характеристикой трещиностойкости σ_{1c}^{\max} и удельной работой развития вязкой трещины в образце Шарпи можно выразить в следующей форме:

$$\delta_{1c}^{\max} = 9,4 \beta (1-n) \frac{a_v^p}{\sigma_B}. \quad (26)$$

Без учета деформационного упрочнения зависимость (26) имеет следующий вид:

$$\delta_{1c}^{\max} = 9,4 \beta \frac{a_v^p}{\sigma_B}. \quad (27)$$

Полученные результаты позволяют перейти к заключительному этапу анализа. Применительно



к материалам со слабым деформационным упрочнением связь между удельной работой разрушения на «верхнем шельфе» a_v^{\max} и характеристикой трещиностойкости δ_{1c}^{\max} с учетом выражений (15) и (27) имеет вид

$$\delta_{1c}^{\max} = 2,3\beta \frac{a_v^{(s)}}{\sigma_T} \quad (28)$$

Пренебрегая влиянием параметра n на конечные результаты (поскольку эта характеристика не нормируется в инженерной практике, а влияние ее незначительно), результат можно записать в следующем виде:

$$\delta_{1c}^{\max} \cong 3 \frac{\beta}{(1 + 0,33 \frac{\sigma_B}{\sigma_T})} \frac{a_v^{\max(s)}}{\sigma_T} \quad (29)$$

Приведенный выше анализ проводили применительно к статическому нагружению, что в зависимостях (28) и (29) подчеркнуто с помощью придания значению a_v^{\max} символа s . Предполагалось, что все основные физико-механические характеристики, входящие в зависимость (29) (δ_{1c}^{\max} , σ_T , σ_B , $a_v^{\max(s)}$), получены в одинаковых условиях. Следовательно, они должны характеризовать свойства металла при одинаковых скоростях нагружения и, естественно, при температурах, обеспечивающих полностью вязкое разрушение как образца с трещиной, так и образца Шарпи. Поскольку критерий δ_{1c}^{\max} является характеристикой статической трещиностойкости материала, значения $a_v^{\max(s)}$, σ_T и σ_B также должны относиться к статическому нагружению, что отражает индекс s . Это требование может быть оправдано как с теоретической, так и с инженерной точек зрения по отношению ко всем перечисленным механическим характеристикам, за исключением a_v^{\max} . При определении последнего ударное нагружение необходимо, прежде всего, для обеспечения состояния плоской деформации на всех стадиях деформирования образца Шарпи. Это не играет решающей роли при вязком разрушении, но имеет принципиальное значение для правильного воспроизведения условий вязкохрупкого перехода при плоском деформированном состоянии. Кроме того, именно испытания на ударную вязкость являются основной сдаточной характеристикой материалов.

Таким образом, в формуле (29) необходимо сохранить статические значения всех механических характеристик за исключением значения

$a_v^{\max(s)}$, которое должно быть скорректировано с учетом динамических эффектов таким образом, чтобы вместо него можно было без существенных погрешностей использовать значение ударной вязкости.

Влияние скорости нагружения на удельную работу разрушения образца Шарпи можно охарактеризовать коэффициентом D :

$$D = b \frac{a_v^{\max(s)}}{a_v^{\max(d)}}, \quad (30)$$

где $a_v^{\max(s)}$ — удельная работа вязкого разрушения образца Шарпи в условиях статического нагружения; $a_v^{\max(d)}$ — ударная вязкость, полученная при испытаниях образца Шарпи в температурном диапазоне, соответствующем «верхнему шельфу», b — безразмерный коэффициент пропорциональности.

Анализ экспериментальных данных, относящихся к сталям с различным деформационным упрочнением, показывает, что коэффициент D практически прямо пропорционален отношению σ_T/σ_B . Значение b изменяется от 0,75 до 1. С учетом этого зависимость (29) можно окончательно записать в следующем виде (при $b = 1$ и

$$\delta_{1c} = \frac{K_{1c}^2(1 - v^2)}{2E\sigma_T}):$$

$$\delta_{1c} = 3 \frac{\beta \frac{\sigma_T}{\sigma_B} a_v}{(1 + 0,33 \frac{\sigma_B}{\sigma_T}) \sigma_T}, \quad (31)$$

$$K_{1c} = \sqrt{6\beta \frac{E}{1 - v^2} \frac{1}{(1 + 0,33 \frac{\sigma_B}{\sigma_T})} \frac{\sigma_T}{\sigma_B} a_v}, \quad (32)$$

$$\text{где } \beta = \frac{r^*}{1 + \frac{4}{\rho_0} r^*}.$$

Использование формул, полученных с применением деформационных критериев, возможно не только в температурном диапазоне верхнего шельфа, но и переходных температур, где также наблюдается микровязкая составляющая [11,12]. Кроме того, такая возможность вытекает из результатов работ [1–3, 5, 6], поскольку для большинства конструкционных материалов, не имеющих структурных аномалий, наблюдается устойчивая корреляция между характеристиками K_{1c} ,



δ_{1c} и ударной вязкостью образцов Шарпи. Следовательно, можно утверждать, что стеснение пластических деформаций в обоих случаях практически одинаково и соответственно при испытаниях на ударную вязкость воспроизводятся условия вязкохрупкого перехода, характерные для плоского деформированного состояния в зоне трещин при статическом нагружении.

Полученные формулы (31), (32) нуждаются в некоторой дополнительной корректировке. Зависимость (10) приводит к следующему результату: с уменьшением размеров структурных элементов r^* при прочих равных условиях деформационная характеристика трещиностойкости δ_{1c} стремится к нулю, что противоречит физическому смыслу. Учитывая результаты работы [13], целесообразно использовать понятие эффективной остроты трещины. Смысл заключается в том, что для формирования наиболее неблагоприятных полей деформаций и напряжений вблизи вершины трещины необходимо ее некоторое притупление. Соответственно очаг разрушения находится на некотором расстоянии x от вершины дефекта, а вязкость разрушения на нижнем шельфе ее температурной зависимости ограничена определенным уровнем, который необходимо учитывать при построении расчетных моделей. В связи с этим расчетному структурному параметру β целесообразно придать следующую форму:

$$\beta = \frac{x + r^*}{1 + \frac{4}{\rho_0} r^*} \quad (33)$$

Для высокопрочных сталей радиус зоны $x \cong 0,01$ мм. Для низкопрочных материалов это значение может быть несколько большим (до 0,05 мм).

Для проверки полученных результатов целесообразно использовать экспериментальные данные работы [6]. Их сопоставление со значениями K_{1c} , рассчитанными по формулам (32), (33) при $x = 0,01$ мм, приведено на рис. 2. Можно убедиться, что согласование результатов вполне удовлетворительное.

Рассмотрим возможную роль структурных особенностей материалов в разбросе экспериментальных данных, приведенных на рис. 1. Учитывая отсутствие полной информации о физико-механических свойствах сталей в работе [5], могут быть определены только формальные крайние границы расчетных значений K_{1c} . Для этого зависимость (32) целесообразно представить в следующей форме:

$$K_{1c} = \sqrt{A \frac{E}{1 - \nu^2} a_v}$$

где

$$A = 6 \left(\frac{x + r^*}{1 + 16r^*} \right) \left(\frac{\sigma_T / \sigma_B}{1 + 0,33 \frac{\sigma_B}{\sigma_T}} \right); x = 0,01 \text{ мм.}$$

Принимая минимальный размер структурного элемента $r^* = 0,01$ мм, при максимальном деформационном упрочнении ($\sigma_T / \sigma_B = 0,6$) получаем $A \approx 0,04$.

Оценивая наименее консервативную зависимость K_{1c} от a_v , принимаем $r^* = 0,1$ мм при отношении $\sigma_T / \sigma_B = 1$. При этом $A \approx 0,2$. Эмпирическое значение коэффициента A в работе [1] равно 0,1...0,157.

Представленное на рис. 1 приближенное решение при минимальном значении A обеспечивает консервативную оценку для всей области разброса экспериментальных данных. В то же время кривая 2 удовлетворительно описывает верхнюю границу этого разброса. Данные, лежащие выше этой кривой, объясняются нарушением состояния плоской деформации при оценке критерия K_{1c} .

В заключение можно отметить, что несмотря на ряд приближенных допущений, оценка влияния размеров структурных параметров на взаимосвязь между характеристиками трещиностойкости K_{1c} и ударной вязкостью хрупких высокопрочных ста-

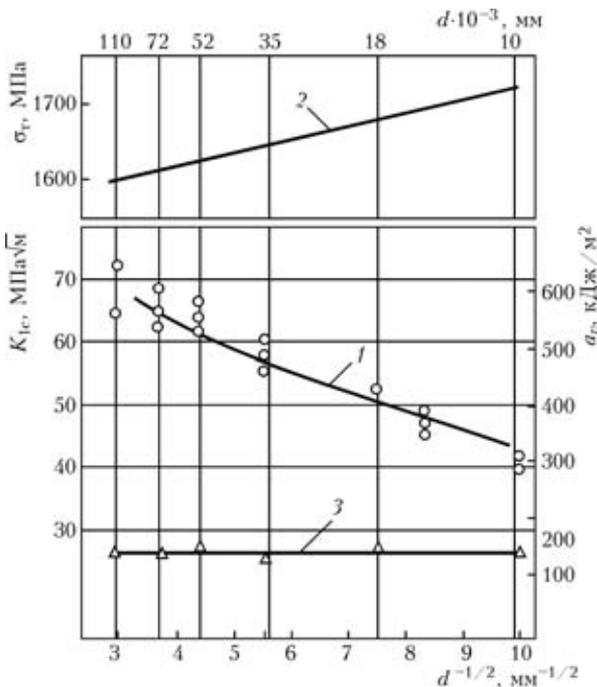


Рис. 2. Сопоставление экспериментальных и расчетных значений K_{1c} , σ_T , a_v при различных размерах структурных элементов: кривая 1 — расчетные значения K_{1c} ; 2, 3 — соответственно экспериментальные значения σ_T и a_v ; кружки — экспериментальные значения K_{1c}



лей оказалась вполне приемлемой. Удовлетворительные результаты дает также анализ возможных границ разброса экспериментальных результатов. Вместе с тем необходимо подчеркнуть, что когда речь идет о низкопрочных сталях с высокой вязкостью разрушения, картина зарождения как вязких, так и квазихрупких трещин должна меняться. В подобных случаях инициирование разрушения в поле максимальных деформаций и напряжений связано с растрескиванием нескольких структурных элементов. В рамках приведенного анализа это изменяет представление не только о размерах комплексного структурного элемента, но и параметра x . Соответственно следует ожидать, что более вязкие конструкционные материалы значительно меньше зависят от размеров структурных элементов, чем следует из рис. 2. Такое предположение соответствует наличию устойчивых связей между K_{1c} и a_v для многих относительно вязких конструкционных материалов. Рассмотренный подход может быть использован, в частности, при техническом диагностировании сварных конструкций.

1. Гиренко В. С., Дядин В. П. Зависимости между ударной вязкостью и критериями механики разрушения δ_{1c} и K_{1c} конструкционных сталей и их сварных соединений // Автомат. сварка. — 1985. — № 9. — С. 13–20.
2. Гиренко В. С., Дядин В. П. Зависимости между ударной вязкостью и критериями механики разрушения кон-

струкционных сталей и их сварных соединений // Там же. — 1986. — № 10. — С. 61–62.

3. Гиренко В. С. Некоторые подходы к оценке статической трещиностойкости металлических материалов и сварных соединений // Там же. — 1995. — № 9. — С. 74–77.
4. ASTM Standard Test Method E 1921-97.
5. Phaal R., Macdonald K. A., Brown P. A. Correlation between fracture toughness and Charpy impact energy // TWI. — 1993. — 5605(71).
6. Panasyuk V. V., Romaniv O. M. Charpy and fracture toughness data: limitations and advantages in evaluation of the embrittlement of metals // ESSIS, Charpy Centenary Conf., Poitiers, Paris, 2–5 Oct., 2001. — Vol. 2. — P. 603–610.
7. Романив О. Н., Крыськив А. С., Ткач А. Н. О некоторых случаях различной структурной чувствительности ударной вязкости и вязкости разрушения // Физ.-хим. мех. материалов. — 1978. — № 6. — С. 64–71.
8. Применение перегрева при закалке для повышения трещиностойкости высокопрочных сталей / О. Н. Романив, А. Н. Ткач, Я. Н. Гладкий, Ю. В. Зима // Там же. — 1976. — № 5. — С. 41–48.
9. Tetelman A. S., McEvily A. J. Fracture of structural materials. — New York, 1967. — 68 p.
10. Гиренко В. С., Дядин В. П. Корреляция характеристик трещиностойкости материалов и сварных соединений с результатами стандартных механических испытаний // Автомат. сварка. — 1990. — № 6. — С. 1–4.
11. Сиратори М., Миеси Т., Манусита Х. Вычислительная механика разрушения. — М.: Мир, 1986. — 334 с.
12. Романив О. Н. Структурная механика разрушения — новое перспективное направление в проблеме разрушения металлов // Физ.-хим. мех. материалов. — 1981. — № 100. — С. 28–44.
13. Malkin J., Tetelman A. S. Relation between K_{1c} and microscopic strength for low alloy steels // Eng. Frac. Mech. — 1971. — Vol. 3. — P. 151–167.

An evaluation of static crack resistance (K_{1c} , δ_{1c}) of structural steels and their welded joints is proposed, based on standard mechanical testing and impact toughness of Charpy samples, allowing for the dimensions of structural elements. The developed approach allows for the difference in the deformation gradients in the tip of a crack-like defect and notch of a Charpy sample, which results in that the structural parameters, responsible for fracture initiation, are under different loading conditions, depending on their dimensions.

Поступила в редакцию 22.02.2006

5-Я МЕЖДУНАРОДНАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ «ЛУЧЕВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И ПРИМЕНЕНИЕ ЛАЗЕРОВ»

23–28 сентября 2006

г. Санкт-Петербург, Россия

РОССИЙСКАЯ АКАДЕМИЯ НАУК
МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РФ
ФЕДЕРАЛЬНОЕ АГЕНТСТВО ПО НАУКЕ
И ИННОВАЦИЯМ
КОМИТЕТ ПО НАУКЕ И ВЫСШЕЙ ШКОЛЕ
г. САНКТ-ПЕТЕРБУРГА
ЦНИИ РОБОТОТЕХНИКИ И ТЕХНИЧЕСКОЙ
КИБЕРНЕТИКИ

ИНСТИТУТ ЛАЗЕРНЫХ И СВАРОЧНЫХ
ТЕХНОЛОГИЙ СПбГПУ
РОССИЙСКАЯ ЛАЗЕРНАЯ АССОЦИАЦИЯ
ЕВРОПЕЙСКОЕ ОПТИЧЕСКОЕ ОБЩЕСТВО
СОЮЗ НЕМЕЦКИХ ИНЖЕНЕРОВ

Тематика:

- физические основы лучевых технологий;
- математическое моделирование лучевых технологий;
- технологии резки, прошивки отверстий и маркировки;
- технологии сварки, наплавки, термоупрочнения и прототипирования;
- оборудование для лучевых технологий;
- контроль качества и безопасность.

Контакты:

Россия, 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., д. 29
Институт лазерных и сварочных технологий СПбГПУ
Тел.: +7(812) 552-98-43; факс: +7(812) 535-46-98
E-mail: ilist@lrc.ru Web-site: www.lrc.ru