



ОЦЕНКА ТЕМПЕРАТУРНОГО СДВИГА В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТОЛЩИНЫ ОБРАЗЦА ПО СИЛОВОМУ И ДЕФОРМАЦИОННОМУ КРИТЕРИЯМ МЕХАНИКИ РАЗРУШЕНИЯ

В. П. ДЯДИН, канд. техн. наук (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Полученные в ИЭС им. Е. О. Патона зависимости между ударной вязкостью KCV и характеристиками трещиностойкости материала применимы для случая, когда в зоне дефекта возникает плоское деформированное состояние. При нарушении этого условия оценка трещиностойкости элементов конструкций не всегда бывает оптимальной. Для решения данной задачи предложено осуществлять оценку температурного сдвига базовых кривых характеристик вязкости разрушения в зависимости от толщины исследуемого образца. Показано, что, кроме толщины образца, при оценке температурного сдвига необходимо также учитывать прочностные характеристики материала и их сварных соединений.

Ключевые слова: ударная вязкость, образец Шарпи, характеристики трещиностойкости, плоская деформация, влияние толщины, температурный сдвиг, деформационное упрочнение материала

Разработанные в ИЭС им. Е. О. Патона зависимости между ударной вязкостью KCV и характеристиками трещиностойкости материала (δ_{1c} , K_{1c}) применимы для случая, когда в зоне дефекта возникает плоское деформированное состояние [1, 2]. При нарушении данного условия такая оценка трещиностойкости конструкций не всегда бывает оптимальной.

На практике при использовании подходов механики разрушения довольно часто приходится уточнять условия перехода от плоской деформации (ПД) к плоскому напряженному состоянию (ПНС) при развитых пластических деформациях, когда могут быть использованы деформационная характеристика δ_{1c} или J_{1c} -интеграл.

Для критического раскрытия трещины δ_{1c} и J_{1c} условия перехода от ПД к ПНС в отличие от критического коэффициента интенсивности K_{1c} до сих пор мало изучены. Так, в технической литературе измеряемый уровень значений вязкости разрушения при плоской деформации в зависимости от толщины t плоского образца предлагается ограничивать выражением

$$t > m\delta_{1c} \approx mJ_{1c}/H\sigma_T, \quad (1)$$

где H , m — коэффициенты, значения которых изменяются соответственно от 1,0 до 2,0 и от 25 до 100.

Из (1) следует, что при различных значениях коэффициентов H и m ограничивающие требования к толщине образца могут меняться в 8 раз.

Такие существенные отклонения свидетельствуют о неуверенности авторов в правильности выбора предложенного к толщине образца требования для определения условий перехода от ПД к ПНС применительно к сквозным трещинам. Вероятные ошибки при этом могут привести как к катастрофическим последствиям при неконсервативной оценке трещиностойкости, так и к необоснованному удорожанию конструкции из-за неоптимального выбора материалов.

Шаг в направлении устранения неопределенностей в условии (1) сделан в стандарте ASTM E 1921–97 [3] в виде попытки связать условия перехода от ПД к ПНС с температурой вязкохрупкого перехода для образцов различной толщины.

Для ферритных сталей с пределом текучести от 275 до 825 МПа по результатам испытания образцов толщиной до 100 мм принята аппроксимация температурной зависимости K_{jc} :

$$K_{jc(\text{med})} = 30 + 70 \exp [0,019(T - T_0)] \text{ [МПа}\sqrt{\text{м}}], \quad (2)$$

где $K_{jc(\text{med})}$ — среднее значение K_{jc} , определенное на образцах толщиной 25 мм; T_0 — температура, соответствующая $K_{jc} = 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, которая определена при испытании образцов толщиной 25 мм, °С.

Как следует из рекомендаций стандарта ASTM E 1921–97, температура $T_{100}^{(t)}$ для образцов толщиной около 100 мм, когда реализуется условие $K_{jc} = K_{1c} = 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, соответствует температуре $T_{28 \text{ Дж}}$, при которой работа разрушения образцов Шарпи равна 28 Дж, т. е. по сути использовано соотношение между ударной вязкостью образцов Шарпи и критерием K_{1c} , приведенное в работе [1].



Для образцов меньшей толщины переход от ПД к ПНС происходит при более низких температурах. Это обстоятельство учитывается с помощью соответствующего температурного сдвига $T^{(t)}$ при поиске значения $K_{jc}^{(t)} = 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$:

$$T^{(t)} = T_{28 \text{ Дж}} + C, \quad (3)$$

где C — рекомендуемый температурный сдвиг в зависимости от размера стандартных образцов для испытаний на трехточечный изгиб или внецентренное растяжение толщиной 10,0; 12,5; 25,0; 50,0; 75,0; 100,0 мм; значения C принимаются равными соответственно $-32; -28; -18; -8; -1; +2$ °С.

Такой подход позволяет оценить сопротивление материала развитию сквозной трещины с учетом характерных нарушений состояния ПД при уменьшении толщины конструктивного элемента.

К недостаткам указанного метода относится жесткая нормируемая форма температурной зависимости K_{jc} (2), которая у различных материалов может изменяться.

В настоящей работе предлагается вместо выражения (2) использовать температурные зависимости K_{Ic} (рис. 1), полученные по результатам испытания на ударную вязкость материала, скорректированным для конструктивных элементов различной толщины подобно условию (3).

Разработанные в ИЭС им. Е. О. Патона соотношения между ударной вязкостью образцов Шарпи и критерием K_{jc} [1], последние можно переписать с учетом поправки на толщину

$$K_{Ic}^{(t)} = (AEa_V^{(t)} / (1 - \nu^2))^{0,5}, \quad (4)$$

где $K_{Ic}^{(t)}$ — расчетная характеристика трещиностойкости при развитии сквозной трещины в конструктивном элементе толщиной t и температуре T ; A — коэффициент корреляции; E — модуль упругости; $a_V^{(t)}$ — ударная вязкость образцов Шарпи при скорректированной температуре $T^{(t)}$ с учетом толщины образца; ν — коэффициент Пуассона;

$$T^{(t)} = T + \Delta T, \quad (5)$$

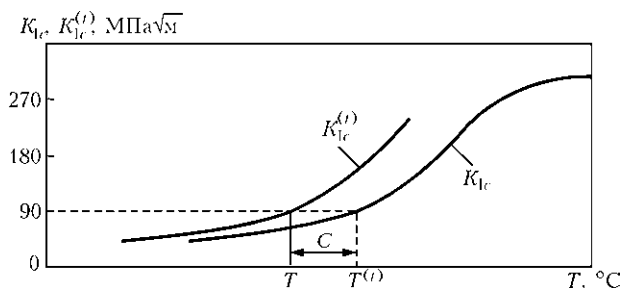


Рис. 1. Графическая интерпретация температурного сдвига по формуле (3), где значение C получено при уменьшении толщины образца

где ΔT — температурный сдвиг при ограниченной толщине конструктивных элементов ($10 < t < 100$ мм), определяется из выражения (3) и принимается равным значению C .

Предложенный подход напоминает метод сдвига вторых критических температур хрупкости по Н. А. Махутову с той существенной разницей, что сдвиг характеристик вязкости разрушения, а не разрушающих напряжений открывает значительно более широкие возможности для расчетных оценок трещиностойкости конструкций. Более детальный анализ результатов сдвига вторых критических температур хрупкости в зависимости от толщины образца представляет также значительный интерес.

На рис. 2 показаны обобщенные результаты экспериментальных данных сдвига вторых критических температур в зависимости от толщины образцов из низкоуглеродистых и низколегированных сталей при испытании на растяжение [4]. Испытывали образцы, ширина сечения которых в 4...5 раз и более превышала их толщину. Важным является то, что вторые критические температуры повышаются с увеличением толщины образца, что в свою очередь указывает на опасность возникновения хрупких разрушений толстостенных крупногабаритных элементов конструкций. Относительный сдвиг критических температур хрупкости $\Delta T_{кр}$ по отношению к образцу толщиной 10 мм в этом случае можно описать следующей зависимостью:

$$\Delta T_{кр} = 50(t_{кр} - 10)/t_{кр}, \quad (6)$$

где $t_{кр}$ — текущая толщина образца, мм.

Как видно из рис. 2, температурный сдвиг при увеличении толщины образца стабилизируется и достигает примерно 50...55 °С (по отношению к образцу толщиной 10 мм), что несколько выше значений, рекомендуемых стандартом ASTM E 1921-97.

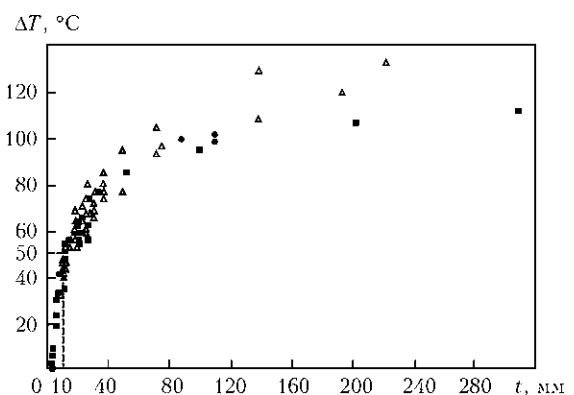


Рис. 2. Зависимость сдвига критических температур хрупкости от толщины испытуемого образца по отношению к образцу толщиной $t = 10$ мм, полученная по формуле (6) при $t_{кр} > 10$ мм



Для сравнения зависимостей (3) и (6) перепишем их в следующем виде:

$$C = T^{(t)} - T_{28 \text{ Дж}}; \quad (7)$$

$$C_{\text{кр}} = 50(t_{\text{кр}} - 10)/t_{\text{кр}} - 50, \quad (8)$$

где $C_{\text{кр}}$ — критический сдвиг вторых критических температур в зависимости от толщины образца.

Как видно из рис. 3, температурные сдвиги вторых критических температур хрупкости и характеристик вязкости по ASTM E 1921–97, соответствующие $K_{Jc} \approx 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, практически совпадают в довольно широком диапазоне значений толщины образца. Более того, наблюдаемое отличие между температурными сдвигами при толщине образца 10...15 мм скорее связано с различными их сечениями. Подобные значения температурного сдвига отмечаются и в стандарте ASTM E 1921–97, где для образца Шарпи с усталостной трещиной при испытании на статический изгиб рекомендуется температурный сдвиг C , равный $-50 \text{ }^\circ\text{C}$.

Таким образом, можно предположить, что введение характеристики $K_{Ic}^{(t)}$ позволит более рационально использовать силовой критерий, поскольку связывает его с температурой $T_{28 \text{ Дж}}$ с учетом зависимости от толщины конструктивного элемента.

Температурный сдвиг ΔT может быть использован и в других случаях, например, при изменении условий перехода от ПД к ПНС в результате динамического старения материала в зонах концентрации термопластических деформаций, при возникновении закалочных структур, при науглероживании металла в процессе эксплуатации и др. Что касается поверхностных трещин, то для этого случая условия сохранения ПД еще мало изучены.

На основании численных и экспериментальных исследований [6] можно заключить, что напряжения и деформации вблизи вершины трещины в реальном трехмерном теле зависят от напряженно-деформированного состояния двух областей — в расположенной в непосредственной близости от вершины трещины, где проявляется влияние местного стеснения, и в более удаленной от вершины трещины, где деформации соответствуют условиям ПНС и зависят от общего напряженно-деформированного состояния ослабленного трещиной сечения.

В первой из указанных областей степень стеснения пластических деформаций может быть охарактеризована коэффициентом $\beta = \sigma_{\text{max}}/\sigma_{0,2}$ (где σ_{max} — максимальное напряжение перед вершиной трещины; $\sigma_{0,2}$ — предел текучести при одноосном напряжении), который при плоском деформированном состоянии достигает 2,57.

Во второй области степень стеснения деформации может выражена формулой

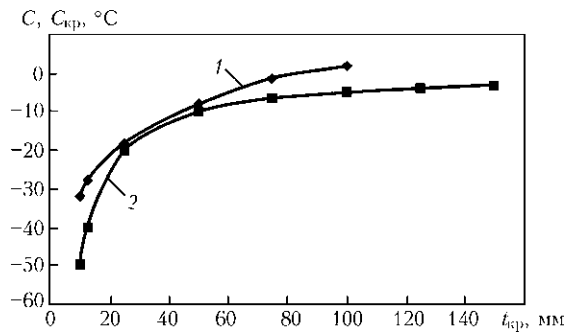


Рис. 3. Зависимость рекомендуемого по стандарту ASTM E 1921–972 C (1) и критического $C_{\text{кр}}$ (2) по формуле (2) температурных сдвигов от толщины $t_{\text{кр}}$ образца

$$L = \sigma_{o,m}/\sigma_{0,2}, \quad (9)$$

где $\sigma_{o,m}$ — средние напряжения в сечении образца, ослабленном дефектом, соответствующие наступлению текучести (пределу общей текучести).

Естественно, что в случае $L = \beta$ нет оснований ожидать нарушения состояния плоской деформации при любых уровнях вязкости разрушения материала, поскольку степень стеснения пластических деформаций в условиях локальной и общей текучести одинакова. Напротив, при $L < \beta$ можно ожидать, что по мере развития пластической зоны и особенно при наступлении общей текучести будет происходить постепенный переход от ПД к состоянию, характерному для всего ослабленного сечения ($\beta \rightarrow L$). Для этих случаев необходимо определить условия, обеспечивающие инвариантность характеристики δ_{Ic} как при экспериментальном измерении, так и при расчетах. Такие исследования были выполнены В. С. Гиренко. Суть их сводится к следующему. Раскрытие трещины δ_c , как и другие критерии трещиностойкости, не является константой при квазихрупких состояниях материала. Поэтому на практике приходится ориентироваться на характеристику δ_{Ic} .

Для неглубоких и коротких поверхностных дефектов это приводит к погрешности, идущей в запас трещиностойкости и прочности. Однако, учитывая низкую точность определения размеров дефектов при неразрушающем контроле, а также возможность их близкого расположения друг от друга, такой подход является вполне обоснованным, и при недопущении сквозного дефекта разделение условий перехода от ПД к ПНС вряд ли оправдано.

В этом случае применительно к задачам технической диагностики характеристика трещиностойкости δ_{Ic} должна определяться для наиболее жесткого случая (условия ПД), что может быть относительно легко достигнуто во всем диапазоне переходных температур по результатам стандартных механических испытаний [1, 2]:

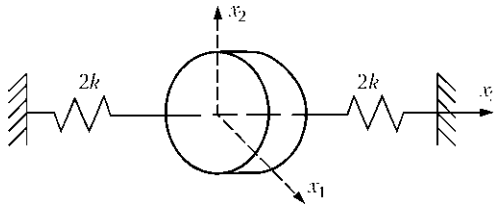


Рис. 4. Модель сдерживания толщины образца по [9]

$$\delta_{lc} = 0,5Aa_V/\sigma_{0,2}, \quad (10)$$

где a_V — ударная вязкость образцов Шарпи при соответствующей температуре испытания; для низколегированных и низкоуглеродистых сталей обычно принимается $A = 0,1$.

Что касается использования деформационного критерия δ_{lc} для оценки сквозных трещин, то по аналогии с силовым критерием (4) деформационная кривая также может быть записана в виде

$$\delta_{lc}^{(t)} = 0,5Aa_V^{(t)}/\sigma_{0,2}, \quad (11)$$

где $\delta_{lc}^{(t)}$ — скорректированная характеристика вязкости разрушения при развитии сквозной трещины в конструктивном элементе толщиной t и при температуре $T^{(t)}$.

Преимущества метода испытаний на раскрытие трещины по сравнению с силовым критерием мало у кого вызывают сомнение. В первую очередь это связано с менее жесткими требованиями к толщине образца и возможностью оценки характеристики трещиностойкости δ_c в квазихрупкой и вязкой областях.

Для уточнения температурного сдвига ΔT по деформационному критерию внимания заслуживают работы [7–9], где влияние толщины металла шва на критическое значение δ_c оценивается с помощью «сдерживающего коэффициента толщины листа β ». Авторы исходили из предположения, что влияние толщинной напряженности на деформацию вдоль фронта трещины может быть выражено моделью, показанной на рис. 4, 5, а имен-

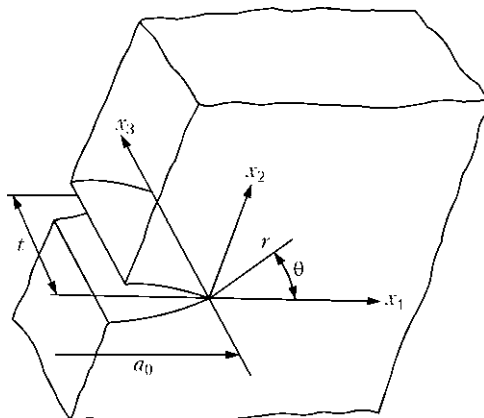


Рис. 5. Расположение осей координат перед фронтом трещины; a_0 — длина трещины

но, отношением среднего напряжения $\bar{\sigma}_{33}$ к средней деформации $\bar{\epsilon}_{33}$ в направлении толщины пропорционально значению величины k , которая определяется как постоянная

$$k = \bar{\sigma}_{33}/\bar{\epsilon}_{33} = - \frac{\int_0^{t/2} \sigma_{33} dx_3 / t}{\int_0^{t/2} \epsilon_{33} dx_3 / t}. \quad (12)$$

Задавая k выражением

$$k = (1/\beta - 1)\bar{E}, \quad (13)$$

где \bar{E} — тангенс угла наклона диаграммы деформация–напряжение при одноосном нагружении в пластической области, и решая уравнение (13) методом конечных элементов [9], получаем следующее соотношение между β и t :

$$\beta = \begin{cases} 10,24/(t + 5,24), & t > 10; \\ 1 - t^2/(20t + 104,9), & t \leq 10. \end{cases} \quad (14)$$

Рассмотрев небольшой образец, растянутый в направлении оси x_2 перед фронтом трещины (рис. 6), без учета упругих деформаций соотношение напряжение–деформация на оси x_1 можно записать в виде

$$\epsilon_{22} = \frac{\epsilon_i^p}{\sigma_i} \left(\sigma_{22} - \frac{\sigma_{33} + \sigma_{11}}{2} \right); \quad (15)$$

$$\epsilon_{33} = \frac{\epsilon_i^p}{\sigma_i} \left(\sigma_{33} - \frac{\sigma_{22} + \sigma_{11}}{2} \right), \quad (15a)$$

где σ_i и ϵ_i^p — интенсивность соответственно напряжений и пластических деформаций.

Выразим соотношение σ_{11} и σ_{22} через α

$$\alpha = \sigma_{11}/\sigma_{22}, \quad 0 < \alpha < 1. \quad (16)$$

Тогда связь между раскрытием трещины δ_c и деформацией ϵ_{22} можно записать в виде

$$\delta_c = C_1 \epsilon_{22}, \quad (17)$$

где C_1 — величина постоянная.

При использовании подходов механики разрушения истинные деформации и напряжения в вершине трещины целесообразно ограничивать значениями, соответствующими потере пластической устойчивости материала. А поскольку последняя в момент образования шейки обычно не превышает 20 % деформации, то в нашем случае



можно использовать степенной закон деформационного упрочнения материала

$$\sigma_i = \sigma_{0,2} \left(\varepsilon_i^p / \varepsilon_0 \right)^n, \quad (18)$$

где ε_0 — деформация, соответствующая пределу текучести материала $\sigma_{0,2}$; n — деформационное упрочнение материала.

Предполагая, что хрупкое разрушение происходит в случае, когда нормальное напряжение воображаемого напряженного образца (рис. 6) у вершины достигает критического разрушающего напряжения $\sigma_{кр}$, и исходя из [7–9] можно записать следующее выражение:

$$\delta_c = C_1 \frac{\varepsilon_0}{(\sigma_{0,2})^{1/n}} \times \left[1 - \alpha + \alpha^2 + \frac{(1-\beta)(1+\alpha)}{2} \left\{ \frac{(1-\beta)(1+\alpha)}{2} - \alpha - 1 \right\} \right]^{(1-n)/2n} \times \left\{ 1 - \frac{(1-\beta)(1+\alpha) + 2\alpha}{4} \right\} (\sigma_{кр})^{1/n}. \quad (19)$$

Критическое раскрытие трещины δ_{ic} при плоской деформации в этом случае имеет вид

$$\delta_{ic} = C_1 \frac{\varepsilon_0}{(\sigma_{0,2})^{1/n}} \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \right)^{(1/n)+1} (1-\alpha)^{1/n} (\sigma_{кр})^{1/n}. \quad (20)$$

Разделив выражение (19) на (20), δ_c можно представить в виде функции n , β , α и δ_{ic}

$$\delta_c = f(\beta) \delta_{ic}, \quad (21)$$

где

$$f(\beta) = \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+1/n} \times \left[1 - \alpha + \alpha^2 + \frac{(1-\beta)(1+\alpha)}{2} \left\{ \frac{(1-\beta)(1+\alpha)}{2} - \alpha - 1 \right\} \right]^{(1-n)/2n} \times \left\{ 1 - \frac{(1-\beta)(1+\alpha) + 2\alpha}{4} \right\} / (1-\alpha)^{1/n}. \quad (22)$$

Исходя из [10] значение α в деформированной нелинейной зоне изменяется от 0 до 0,6. Для упрощения дальнейших выкладок в некоторых случаях в пластической зоне принимаем среднее значение α равным 0,3. Тогда выражение (22) можно несколько упростить:

$$f(\beta) = \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+(1/n)} \times [0,79 + 0,65(1-\beta)][0,65(1-\beta) - 1,3]^{(1-n)/2n} \times [0,85 - 0,325(1-\beta)] / (0,7)^{1/n}, \quad (23)$$

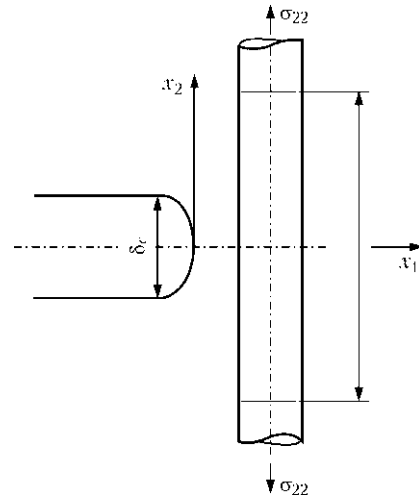


Рис. 6. Схема условного растянутого образца перед вершиной трещины

где β определяется в зависимости от толщины t образца по формуле (14).

При $t > 10$ мм в общем виде зависимость (22) принимает следующий вид:

$$f(\beta) = \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+(1/n)} \times \left[1 - \alpha + \alpha^2 + \frac{(1-10,24)/(t+5,24)(1+\alpha)}{2} \left\{ \frac{(1-10,24)/(t+5,24)(1+\alpha)}{2} - \alpha - 1 \right\} \right]^{(1-n)/2n} \times \left\{ 1 - \frac{(1-10,24)/(t+5,24)(1+\alpha) + 2\alpha}{4} \right\} / (1-\alpha)^{1/n}. \quad (24)$$

На рис. 7, а показана зависимость (24) поправочной функции $f(\beta(t))$ для различных значений деформационного упрочнения n и толщины t образца при $\alpha = 0,3$.

Как видно из рисунка, при толщине образца свыше 25 мм значения поправочной функции $f(\beta(t))$ изменяются от 2 до 1. Это в основном согласуется с общими подходами механики разрушения к определению δ_{ic} в момент инициирования роста трещины в переходной области. Вместе с тем, данный диапазон значений толщины образца значительно выше, чем предъявляется требованием (1). Опыты, выполненные в работе [11] с целью определения критического раскрытия трещины при комнатной температуре в момент начала ее роста, позволили по реплике определить также поперечную деформацию. Результаты показали, что минимальная толщина, необходимая для обеспечения выполнения условия ПД в вязком состоянии, должна удовлетворять условию $t > 25\delta_{ic}$. Наблюдаемый дальнейший рост значений функции $f(\beta(t))$ при уменьшении толщины образца от 25 до 10 мм и деформационного упрочнения n от 0,28 до 0,08, по всей видимости, связан с

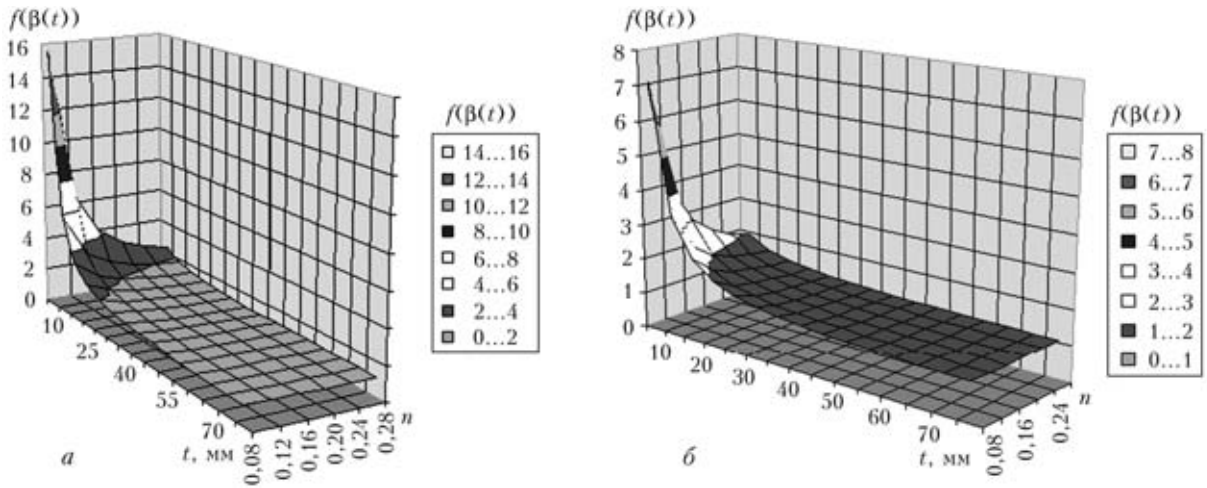


Рис. 7. Изменение значений функции $f(\beta(t))$ в зависимости от деформационного упрочнения n и толщины t образца при $\alpha = 0,3$ (а) и $0,2$ (б)

уменьшением значения α , которое в данном случае принято равным $0,3$.

Как пример, на рис. 7, б представлена зависимость (28) поправочной функции $f(\beta(t))$ от деформационного упрочнения n и толщины t образца при $\alpha = 0,2$.

Из рис. 7 видно, что с уменьшением значений α от $0,3$ до $0,2$ значение функции $f(\beta(t))$ в указанной области падает практически в 2 раза. Последнее свидетельствует о том, что в данном диапазоне значений толщины образца происходит изменение напряженности пластической зоны перед фронтом трещины. Следует еще раз отметить, что выбор значения α в данном случае отражает только возможный качественный скачок функции $f(\beta(t))$, позволяющий ориентировочно определить область хрупковязкого перехода.

Подставляя в (21) выражения (10) и (24), получаем связь между δ_c и стандартными механическими характеристиками $\alpha_V, \sigma_{0,2}$ в зависимости от толщины t конструкционного материала ($t > 10$ мм):

$$\delta_c = 0,5A \frac{\alpha_V}{\sigma_{0,2}} \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{(n+1)/n} \times \left[1 - \alpha + \alpha^2 + \frac{(1-10,24)/(t+5,24)(1+\alpha)}{2} \left\{ \frac{(1-10,24)/(t+5,24)(1+\alpha)}{2} - \alpha - 1 \right\} \right]^{(1-n)/2n} \times \left[1 - \frac{(1-10,24)/(t+5,24)(1+\alpha) + 2\alpha}{4} \right] / (1-\alpha)^{1/n}. \quad (25)$$

В данном случае, выбор толщины образца $t > 10$ мм связан с привязкой к стандартному образцу Шарпи. Переход на более тонкие ударные образцы с V-образным надрезом не позволяет воспользоваться разработанной ранее зависимостью (10).

Однако, если известны результаты испытаний стандартных образцов Шарпи, то теоретическая оценка деформационной характеристики δ_c для

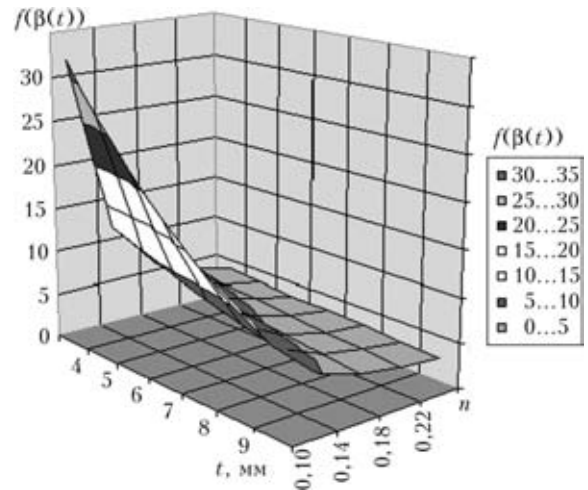


Рис. 8. Изменение функции $f(\beta(t))$ по формуле (27) в зависимости от деформационного упрочнения n и толщины t образца при $\alpha = 0,3$

образца меньшей толщины вполне возможна. Используя второе выражение зависимости (14) при $t < 10$ мм, получаем соотношение

$$\delta_c = 0,5A \frac{\alpha_V}{\sigma_{0,2}} \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{(n+1)/n} \left\{ 1 - \frac{(1-t^2)/(20t+104,9)(1+\alpha) + 2\alpha}{4} \right\} \times \left[1 - \alpha + \alpha^2 + \frac{(1-t^2)/(20t+104,9)(1+\alpha)}{2} \left\{ \frac{(1-t^2)/(20t+104,9)(1+\alpha)}{2} - \alpha - 1 \right\} \right]^{(1-n)/2n} / (1-\alpha)^{1/n}, \quad (26)$$

где поправочная функция $f(\beta(t))$ принимается равной

$$f(\beta(t)) = \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{(n+1)/n} \left\{ 1 - \frac{(1-t^2)/(20t+104,9)(1+\alpha) + 2\alpha}{4} \right\} \times \left[1 - \alpha + \alpha^2 + \frac{(1-t^2)/(20t+104,9)(1+\alpha)}{2} \left\{ \frac{(1-t^2)/(20t+104,9)(1+\alpha)}{2} - \alpha - 1 \right\} \right]^{(1-n)/2n} / (1-\alpha)^{1/n}. \quad (27)$$



Как видно из рис. 8, наиболее сильное влияние на величину $f(\beta(t))$, помимо толщины образца t , оказывает также характеристика деформационного упрочнения материала n .

Таким образом, полученные зависимости (25) и (26) позволяют показать применение деформационных характеристик δ_c и δ_{ic} в области переходных температур в зависимости от толщины t образца и деформационного упрочнения n .

Учитывая, что значение δ_i в вязком состоянии очень мало зависит от толщины образца, возникает необходимость введения соответствующего критерия для определения верхней границы температурного перехода исходя из условия

$$\delta_i = \delta_c, \tag{28}$$

где δ_i — критическое раскрытие в момент инициирования стабильного роста трещины в вязком состоянии; δ_c определяется по формулам (25) или (26) в зависимости от толщины образца t .

Исходя из зависимости (10) можно записать

$$\delta_i = \frac{A}{2} \frac{a_v^{\max}}{\sigma_{0,2}}, \tag{29}$$

где a_v^{\max} — минимальное значение удельной работы разрушения стандартного образца Шарпи на верхнем шельфе.

В этом случае с учетом выражения (29) зависимость (28) имеет вид

$$\frac{A}{2} \frac{a_v^{\max}}{\sigma_{0,2}} = \frac{A}{2} \frac{a_{v,sp}^T}{\sigma_{0,2}^T} f(\beta), \tag{30}$$

где $a_{v,sp}^T$ — удельная работа разрушения стандартного образца Шарпи при температуре $T_{кр}$ (рис. 9); $\sigma_{0,2}^T$ — условный предел текучести при температуре $T_{кр}$.

Определив из выражения (30) значение ударной вязкости $a_{v,sp}^T$, на температурной кривой ударной вязкости находим $T_{кр}$ и T_i , соответствующие

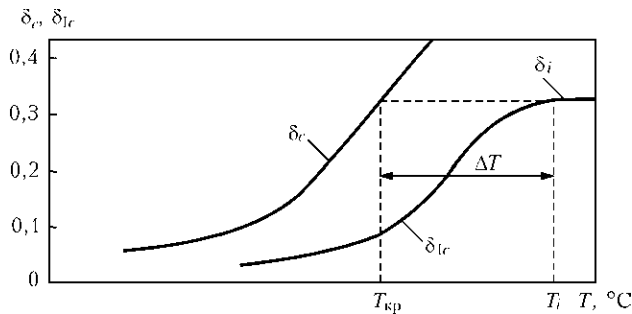


Рис. 9. Графическая интерпретация зависимостей (28) и (30) ($\delta_c = f(\beta)\delta_{ic}$)

$a_{v,sp}^T, a_v^{\max}$. Разница температур $T_i - T_{кр}$ даст нам необходимый сдвиг ΔT , на который необходимо сместить базовую деформационную кривую на верхней границе (рис. 10).

Из выражения (30) при постоянном значении A следует

$$\frac{a_v^{\max}}{a_{v,sp}^T} \approx f(\beta) \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{0,2}^T}. \tag{31}$$

При температуре не ниже -60°C пределы текучести $\sigma_{0,2}$ и $\sigma_{0,2}^T$ также меняются крайне незначительно. На практике для наиболее широко используемых конструкционных сталей такие отклонения обычно не превышают 20 %, а потому можно допустить $\sigma_{0,2} \approx \sigma_{0,2}^T$. При этом зависимость (31) еще более упрощается

$$\frac{a_v^{\max}}{a_{v,sp}^T} \approx f(\beta). \tag{32}$$

При небольшой толщине образца и малых значениях деформационного упрочнения материала n функция $f(\beta)$ принимает высокие значения (рис. 7, 9). Последнее «загоняет» ударную вязкость $a_{v,sp}^T$ в область очень низких значений, которые могут быть существенно ниже общепринятого значения 35 Дж/см^2 .

Вместе с тем, предлагаемое ограничение по верхней границе, равное δ_i , в первую очередь связано с возможностью стабильного подрастания трещины в переходной области температур.

Как отмечено выше, в зависимости от толщины материала, можно смягчить требования к силовой характеристике K_{Ic} при температуре ниже $T_{28 \text{ Дж}}$. В этом же случае нижнюю температурную границу, где можно вносить некоторое послабление при использовании деформационного критерия в зависимости от толщины, можно также ограничить значением $T_{28 \text{ Дж}}$. Данное ограничение представляет определенный интерес, поскольку позволяет сравнить температурные сдвиги как по силовому, так и по деформационному критерию

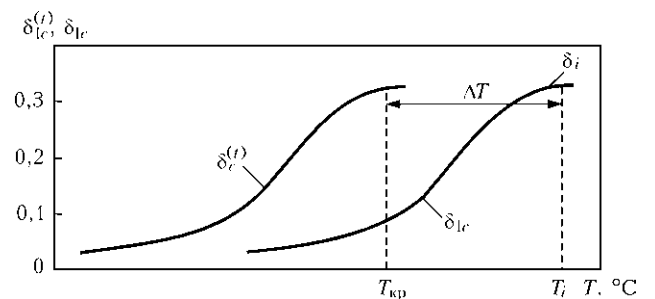


Рис. 10. Графическая интерпретация уравнения (11)

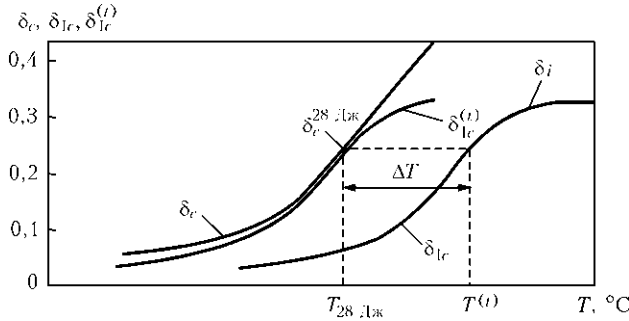


Рис. 11. Графическая интерпретация зависимости (33) ($\delta_c = f(\beta)\delta_{lc}$)

ям относительной единой точки, соответствующей $T_{28 \text{ ДЖ}}$.

Исходя из зависимостей (10), (11) и (21) значение $\delta_{lc}^{(i)}$ на нижней границе при температуре $T_{28 \text{ ДЖ}}$ будет составлять

$$\delta_{lc}^{(i)} = \frac{A}{2} \frac{a_V^{T_{28 \text{ ДЖ}}}}{\sigma_{0,2}^{T_{28 \text{ ДЖ}}}} f(\beta). \quad (33)$$

где $\delta_{lc}^{(i)}$ ограничено сверху значением δ_i ($\delta_{lc}^{(i)} \leq \delta_i$).

Графическая интерпретация зависимости (33)

для случая $\delta_i \geq \delta_{lc}^{(i)} = \frac{A}{2} \frac{a_V^{T_{28 \text{ ДЖ}}}}{\sigma_{0,2}^{T_{28 \text{ ДЖ}}}} f(\beta)$ представлена на

рис. 11.

Как видно из рисунка, в зависимость (33) входит и условие (30) как частный случай. С помощью выражения (10) зависимость (33) приведем к следующему виду:

$$\frac{A}{2} \frac{a_V^{T^{(i)}}}{\sigma_{0,2}^{T^{(i)}}} = \frac{A}{2} \frac{a_V^{T_{28 \text{ ДЖ}}}}{\sigma_{0,2}^{T_{28 \text{ ДЖ}}}} f(\beta), \quad (34)$$

где $a_V^{T^{(i)}} \leq a_V^{\max}$.

По аналогии с выражениями (31) и (32) в первом приближении зависимость (34) можно также привести к виду

$$\frac{a_V^{T^{(i)}}}{a_V^{T_{28 \text{ ДЖ}}}} \leq \frac{\sigma_{0,2}^{T^{(i)}}}{\sigma_{0,2}^{T_{28 \text{ ДЖ}}}} f(\beta), \quad (35)$$

где при выполнении неравенства значение $a_V^{T^{(i)}}$ принимается равным a_V^{\max}

$$\frac{a_V^{T^{(i)}}}{a_V^{T_{28 \text{ ДЖ}}}} \approx f(\beta), \quad (36)$$

при $a_V^{T^{(i)}} \leq a_V^{\max}$.

Данный случай представлен на рис. 12.

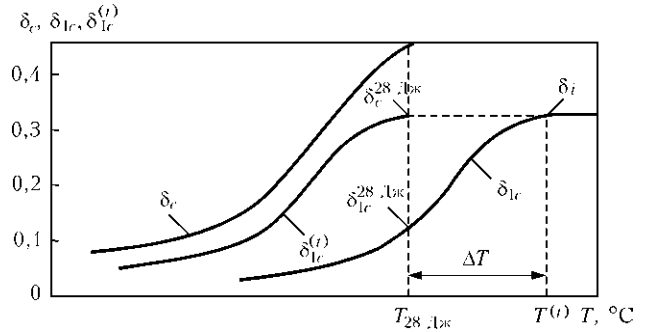


Рис. 12. Графическая интерпретация зависимости (35) для случая выполнения неравенства $(\delta_i < f(\beta)\delta_{lc})^{28 \text{ ДЖ}}$

Таким образом, выражения (34) и (35) позволяют установить необходимые требования к ударной вязкости стандартного образца Шарпи в зависимости от его толщины и прочностных характеристик материала.

Из рис. 12 и формул (33), (34) следует, что для определения температурного сдвига ΔT в зависимости от толщины образца необходимо знать температурные зависимости ударной вязкости стандартного образца Шарпи, прочностные характеристики материала и деформационное упрочнение n .

Для примера на рис. 13 представлены данные, полученные по экспериментальным значениям ΔT по формуле (34) для образцов разной толщины из сталей 09Г2С, Ст3, 10ХСНД и их сварных соединений при испытаниях на трехточечный изгиб и рекомендуемый температурный сдвиг по стандарту ASTM E 1921–97.

Из рисунка видно, что регламентируемый температурный сдвиг по стандарту ASTM E 1921–97 носит только рекомендательный характер, поскольку лишь ограничивает температурную область поиска значений соответствующую $K_{Jc} = 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, поскольку описывает только средние значения экспериментальных данных.

При этом предложенные зависимости (34) и (35) позволяют учитывать при определении температурного сдвига также деформационные и прочностные характеристики материала, что дает возможность наряду с выражением (2) более обоснованно подходить как к выбору расчетных требований к температурному сдвигу, так и к определению температурного перехода с учетом толщины конструктивного элемента.

Детальная экспериментальная проверка предложенного подхода к оценке температурного сдвига и расчетных характеристик вязкости разрушения сварного соединения, зоны термического влияния и основного металла выходит за рамки объема данной статьи и будет представлена в следующей работе.

Таким образом, показано совпадение температурного сдвига между рекомендуемым требованием ASTM E 1921–97 и второй критической температурой в зависимости от толщины образца.

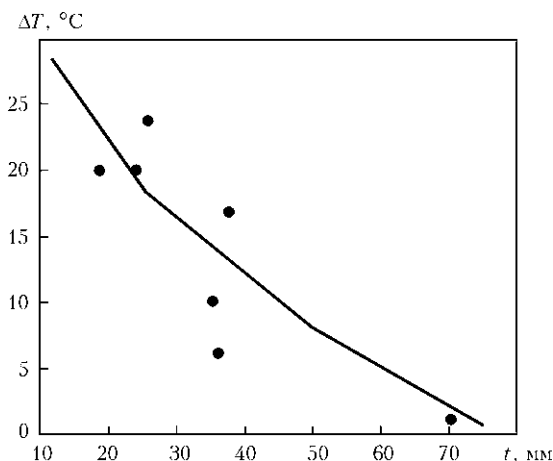


Рис. 13. Зависимость температурного сдвига ΔT от толщины образцов, испытанных на трехточечный изгиб при статическом нагружении: кривая — регламентируемый температурный сдвиг по стандарту ASTM E 1921-97; точки — экспериментальные данные, полученные по формуле (34)

Предложен подход к оценке температурного сдвига в зависимости от толщины образца и прочностных характеристик материала на базе деформационной характеристики вязкости разрушения δ_{1c} .

1. Гиренко В. С., Дядин В. П. Зависимости между ударной вязкостью и критериями механики разрушения и конс-

Relationships between impact toughness KCV and crack resistance characteristics of a material, derived by the E.O.Paton Electric Welding Institute, are applicable for a case where a flat deformed state forms within the defect zone. If this condition is violated, estimates of crack resistance of structural members are not always optimal. To solve this problem, it is suggested that temperature shift in basic curves of fracture toughness characteristics should be evaluated depending upon the thickness of an object under investigation. It is shown that in addition to thickness of a specimen, the temperature shift should be evaluated also by allowing for strength properties of a material and its welded joints.

2. Гиренко В. С., Дядин В. П. Зависимости между ударной вязкостью и критериями механики разрушения конструкционных материалов и их сварных соединений // Там же. — 1986. — № 10. — С. 61-62.
3. ASTM E 1921-97. Standard test method for the determination of reference temperature T_0 for ferritic steels in the transition range. — Publ. 1998.
4. Махутов Н. А. Сопротивление элементов конструкций хрупкому разрушению. — М.: Машиностроение, 1973. — 204 с.
5. Сиратори М., Миеси Т., Мауцума Х. Вычислительная механика разрушения. — М.: Мир, 1986. — 334 с.
6. Hu Wan-Liang, Zin H. Crack Tip Strain. A comparison of finite element method calculations and moire measurements. Cracks and fracture // ASTM STP 601. — Philadelphia, 1976. — P. 520-534.
7. Kawano S., Shimizu S., Nagai K. Fracture mechanics approach to thickness effects on brittle fracture toughness under large scale yielding of mild steel // Naval Architecture and Ocean Eng. — 1983. — 21. — P. 113.
8. Thickness effects on brittle fracture toughness of HT60 under large scale yielding / S. Kawano, S. Shimizu, K. Nagai, M. Mamizuka // Trans. West-Japan Society of Naval Architecture. — 1984. — № 68. — P. 207.
9. Thickness effects on brittle fracture toughness of weld metal of high tensile strength steel / S. Kawano, M. Tada, H. Yajima, K. Nagai // Ibid. — 1987. — 18, № 1, Apr. — P. 68-76.
10. Paris P. C. Fracture mechanics in the elastic-plastic regime // ASTM STP 631. — Philadelphia, 1977. — P. 3-27.
11. Броек Д. Основы механики разрушения. — М.: Высш. шк., 1980. — 368 с.

Поступила в редакцию 09.11.2009



5-я МЕЖДУНАРОДНАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ ПО СВАРОЧНЫМ МАТЕРИАЛАМ

РАЗРАБОТКА, ТЕХНОЛОГИЯ, ПРОИЗВОДСТВО, КАЧЕСТВО

07-11 июня 2010

г. Артемовск Донецкая обл.

Организаторы:

- ❖ Ассоциация «Электрод» предприятий СНГ
- ❖ ЗАО «Артемовский машиностроительный завод «ВИСТЕК»

При поддержке:

- ❖ Межгосударственного научного совета по сварке и родственным технологиям
- ❖ Института электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины
- ❖ Российского научно-технического сварочного общества
- ❖ Общества сварщиков Украины

Контактный тел./факс: (38044) 287 72 35