

## К усовершенствованию методов экспериментального определения характеристик прочности материалов оборудования АЭС

Г. С. Васильченко<sup>а</sup>, А. Г. Казанцев<sup>а</sup>, А. А. Силаев<sup>а</sup>, Г. Ф. Банюк<sup>б</sup>,  
В. М. Камолов<sup>б</sup>, И. О. Трегубов<sup>б</sup>

<sup>а</sup> ЦНИИТМАШ, Москва, Россия

<sup>б</sup> ОКБ “ГИДРОПРЕСС”, Подольск, Россия

*Выполнен анализ методов экспериментального определения прочностных характеристик материалов с учетом нормативных требований. Для ряда конструкционных сталей, используемых в оборудовании АЭС, при оценке статической трещиностойкости ( $K_{1c}$ ,  $J_{1c}$ ) учитывается влияние параметров нагружения и геометрических размеров образца. Даны рекомендации по назначению режимов циклического нагружения при испытаниях на вязкость разрушения стандартных образцов с боковыми надрезами и без них. Обоснованы применимость метода “Master Curve” к определению усталостной прочности малых образцов и использование полученных данных для расчета сопротивления хрупкому разрушению корпусных материалов реакторов в области сварного соединения.*

**Ключевые слова:** статическая трещиностойкость, вязкое разрушение, нормативные требования, концепция “Master Curve”.

Существующие в настоящее время нормативные методы экспериментального определения характеристик статической трещиностойкости материалов (стандарты ASTM E 399 [1], E 1737 [2], E 1921 [3], ESIS P2 [4], ГОСТ 25.506-85 [5]) содержат ряд требований, нуждающихся в дополнительном анализе и обосновании, в частности – выбор размеров и формы образцов, а также процедура проведения испытаний.

Стандарт E 399-90 и ГОСТ 25.506-85 ограничивают размеры образца (длину трещины  $a$ , размер ненадрезанного сечения  $b$  и толщину образца  $B$ ), с тем чтобы определяемые при испытании величины вязкости разрушения ( $K_{1c}$ ) удовлетворяли высокоскоростным условиям деформирования у вершины трещины:

$$a, b, B \geq 2,5 \left( \frac{K_{1c}}{\sigma_{0,2}} \right)^2. \quad (1)$$

Альтернативным и менее жестким является требование по выбору размеров образца из условия, сформулированного в терминах  $J$ -интеграла в виде [6]:

$$a, b, B \geq \frac{200J_c}{\sigma_0}. \quad (2)$$

Здесь  $\sigma_0$  – эквивалентный предел текучести, равный полусумме предела текучести  $\sigma_{0,2}$  и предела прочности  $\sigma_B$ . Требование (2) обосновывается в работе [6] исходя из анализа результатов испытаний на вязкость разрушения

образцов пяти материалов: стали А36, А533 класс 1, 18Ni, 4340 и титановый сплав Ti5Al-6V-2Sn. Показано, что для высокопрочных металлов с низким модулем Юнга (титановые сплавы) условия (1) и (2) почти идентичны. Однако для низкопрочных высокомодульных металлов, т.е. конструкционных сталей, соотношение (2) наиболее близко соответствует условию (1), если принять, что стоящий перед скобкой коэффициент в (1) равен единице. На основании выполненных методом конечных элементов упругопластических расчетов установлены границы, определяемые размерами образца и параметрами нагружения, в которых соблюдаются условия маломасштабной текучести и стесненности деформаций (рис. 1). В качестве параметра, отражающего влияние размеров образца на степень стеснения деформаций, использовалось отношение

$$\frac{J_{SE(B)}}{J_{SSY}} = \sqrt{\frac{A_{SSY}}{A_{SE(B)}}}, \quad (3)$$

где  $J_{SE(B)}$  – величина  $J$ -интеграла для образца конечных размеров и заданного уровня нагрузки;  $J_{SSY}$  – та же величина в случае маломасштабной текучести при условии сохранения эквивалентного поля напряжений в вершине трещины;  $A_{SSY}$  и  $A_{SE(B)}$  – соответственно площадь контура напряжений при маломасштабной текучести и в образце конечных размеров, в пределах которой выполняется условие разрушения, определяемое локальным критерием. Последний рассматривался как функция нормализованного максимального напряжения  $\sigma_1/\sigma_0$ .

Уравнение (3) количественно определяет отклонение от условий маломасштабной текучести. На рис. 1 показано изменение этого отношения в зависимости от приложенной нагрузки и показателя упрочнения  $n$  кривой деформирования исследуемого материала. Как видно, при  $a\sigma_0/J_{SE(B)} > 200$ , что соответствует выполнению условия (2), полученные результаты не зависят от размеров образцов.

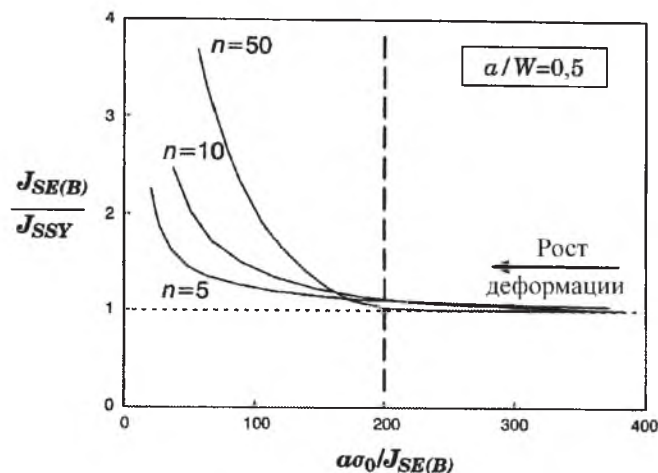


Рис. 1. Влияние размеров образца на степень стеснения деформации.

Таким образом, для большинства перлитных сталей, применяемых для изготовления трубопроводов, сосудов давления и других конструкций надежные характеристики статической трещиностойкости можно получать при испытаниях образцов существенно меньших размеров, чем это предусматривается стандартами [1, 5].

В работе [7] проведен анализ исследований, выполненных для обоснования требований по назначению режимов циклического нагружения для выращивания исходной усталостной трещины. На основании этого анализа и собственных теоретических и экспериментальных разработок даны рекомендации по величинам максимальных коэффициентов интенсивности при циклическом нагружении. Следует принимать во внимание, что основным фактором при выращивании усталостной трещины в образцах являются остаточные сжимающие напряжения, увеличивающие реальную вязкость разрушения исследуемого материала. Их влияние усугубляется, если температура, при которой выращивается трещина, выше температуры статических испытаний образца на вязкость разрушения.

Следовательно, данное требование должно быть увязано со значениями пределов текучести при температурах выращивания трещины и испытания. В качестве критерия, определяющего допустимый уровень  $K_{\max}$ , при циклическом нагружении рекомендуется использовать следующее соотношение:

$$K_{\max} \leq 0,6 \frac{\sigma_{0,2}(T_{\text{уст}})}{\sigma_{0,2}(T_{\text{исп}})} K_{1c}. \quad (4)$$

Выбор коэффициента 0,6 в уравнении подтверждается [7] приведенной на рис. 2 зависимостью отклонения величин  $K_{1c}$ , полученных по результатам многочисленных исследований, от соотношения  $\frac{K_{\max} \sigma_{0,2}(T_{\text{исп}})}{K_{1c} \sigma_{0,2}(T_{\text{уст}})}$ . Видно, что

при величине поправочного коэффициента 0,6 величина  $K_{1c}$  определяется с точностью  $\pm 10\%$ . При величине коэффициента больше 0,6 значения  $K_{1c}$  значительно завышены в пределах большого разброса данных. Естественно, что выполнение требования (3) возможно на стадии конечного заострения трещины.

Предельная нагрузка при циклическом нагружении является необходимым параметром для того, чтобы оставаться в рамках представлений линейной механики разрушения. Однако требования по ее величине на стадии выращивания исходной усталостной трещины несогласованы среди различных стандартов и в некоторых случаях очень консервативны.

В работе [8] выполнен анализ процедур определения условия страгивания трещины, предписанных документами ASTM E 1820-99 и ESIS P2-92, по критериям  $J_{1c}$  и  $J_{0,2/BL}$  соответственно. Использовались результаты испытаний стали DIN 22NiMoCr37 на вязкость разрушения (образцы СТ-1Т, СТ-2Т, СТ-4Т и СТ-8Т) при температурах от  $-60^\circ\text{C}$  до  $+20^\circ\text{C}$ , для которых было отмечено пластическое подрастание трещины, предшествующее окончательному отрыву.

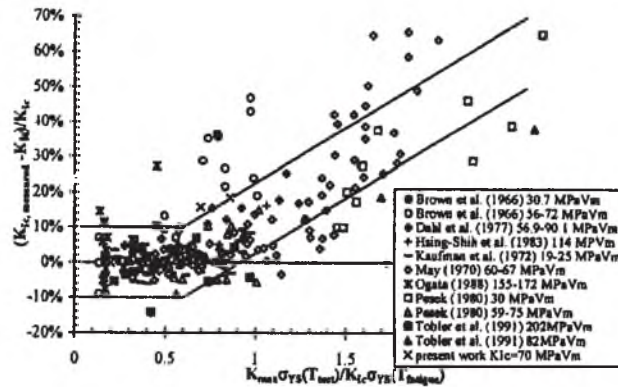


Рис. 2. Графическое подтверждение выбора величины поправочного коэффициента при назначении режимов циклического нагружения для выращивания усталостной трещины.

На рис. 3 приведены экспериментальные данные (точки) этого исследования, а также линии, определяющие область достоверных данных и критериальное значение  $J$ -интеграла по стандарту ASTM. Видно, что линия вытягивания (она определяет увеличение длины трещины без образования новой трещины), определяемая по стандарту ASTM выражением

$$J = 2\sigma_y \Delta a, \quad (5)$$

хорошо совпадает с массивом экспериментальных точек при малых величинах  $\Delta a$ . Здесь  $\sigma_y$  – полусумма предела текучести  $\sigma_{0,2}$  и предела прочности  $\sigma_b$  материала,  $\Delta a$  – подрастание трещины.

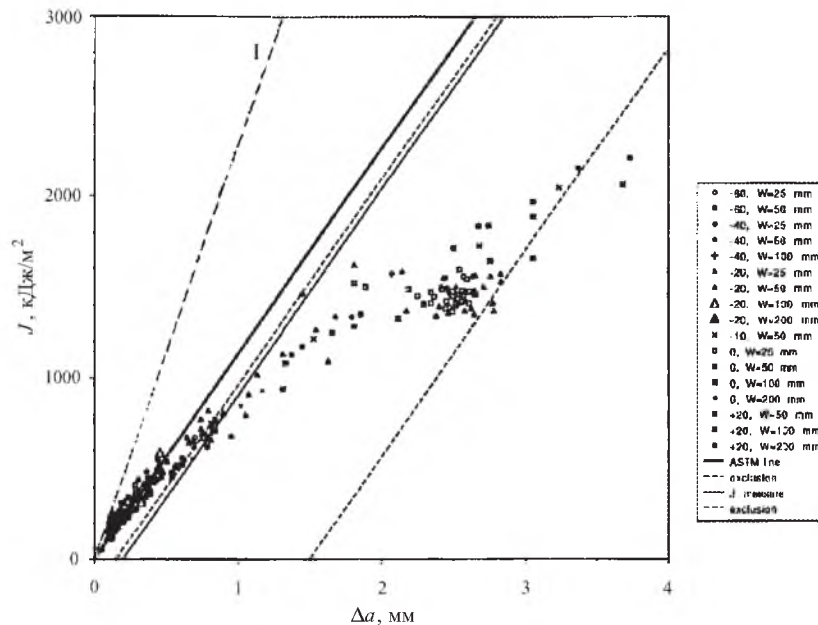


Рис. 3. Сравнение линий вытягивания по разным стандартам ( $I$  – линия вытягивания, определяемая по стандарту ESIS).

Между тем, линия вытягивания в стандарте ESIS, определяемая выражением

$$J = 3,75\sigma_b\Delta a, \quad (6)$$

значительно круче и существенно отличается от эксперимента при малых величинах  $\Delta a$ . Отсюда следует, что величина  $J_{1c}$ , определяемая по стандарту ASTM как пересечение  $J - R$ -кривой с линией, отстоящей от линии вытягивания на 0,2 мм, может быть существенно выше, чем величина  $J_{0,2/BL}$  по стандарту ESIS.

На наш взгляд, более точная оценка линии вытягивания соответствует уравнению (5). В работе [9] показано, что линия вытягивания, определяемая соотношением (5), в области начального практически линейного участка  $J - R$ -кривой совпадает с экспериментальными данными, полученными с использованием метода электрического потенциала.

Следует также обратить внимание на значительный разброс экспериментальных  $J - R$ -кривых, полученных для вязких материалов при комнатной и повышенных температурах. В связи с этим для практических расчетов, например для обоснования применимости концепции “течь перед разрушением,” рекомендуется [10] использовать нижние огибающие разброса экспериментальных  $J - R$ -кривых.

К числу факторов, способных повлиять на величину вязкости разрушения, относятся также боковые надрезы на образцах, которые в соответствии с [1] следует наносить после выращивания усталостной трещины с целью ее дальнейшего развития в исходной плоскости при статическом нагружении. Указанное влияние было отмечено на уровне температур нижнего шельфа при проведении испытаний с целью построения “Master Curve”. Испытывались образцы СТ-1/2Т, СТ-1Т и СТ-2Т, изготовленные из металла натурной обечайки (сталь 15Х2НМФАА,  $\sigma_{0,2} = 579$  МПа,  $\sigma_b = 671$  МПа). После наведения усталостных трещин в ряде образцов СТ-1Т и СТ-2Т создавали боковые надрезы. Образцы СТ-1/2Т испытывали при выбранной в соответствии с требованиями [3] температуре  $T_{исп} = -105^\circ\text{C}$  для построения “Master Curve” с доверительными интервалами 5 и 95% (рис. 4).

Температура вязкохрупкого перехода  $T_0$  исследованного материала равна  $-100^\circ\text{C}$ . Уравнение “Master Curve” в данном случае имеет вид

$$K_{Jc(\text{med})} = 30 + 70\exp(0,019(T + 100)).$$

Более крупные образцы со стандартными трещинами испытывали при температурах, соответствующих критической температуре хрупкости данного материала ( $T_{ко} - 40^\circ\text{C}$ ,  $T_{ко}$  и  $T_{ко} + 40^\circ\text{C}$ ), для экспериментального подтверждения полученных результатов. Кроме того, для оценки влияния боковых надрезов в заведомо хрупком состоянии при температуре  $-196^\circ\text{C}$  были испытаны образцы СТ-1Т (радиальной ориентации) и СТ-2Т (тангенциальной ориентации) со стандартными трещинами без боковых надрезов и с боковыми надрезами. На рис. 4 кроме экспериментальных точек, полученных на образцах СТ-1/2Т, приведены величины  $K_{Jc}$ , соответствующие образцам СТ-1Т и СТ-2Т. Очевидно, что все экспериментальные точки,

обработанные в соответствии со стандартом [3], расположены в поле, ограниченном кривыми допуска 5 и 95%. Этот факт дополнительно подтверждает возможность использования стандарта [3] применительно к корпусной стали 15X2НМФАА в переходной области.

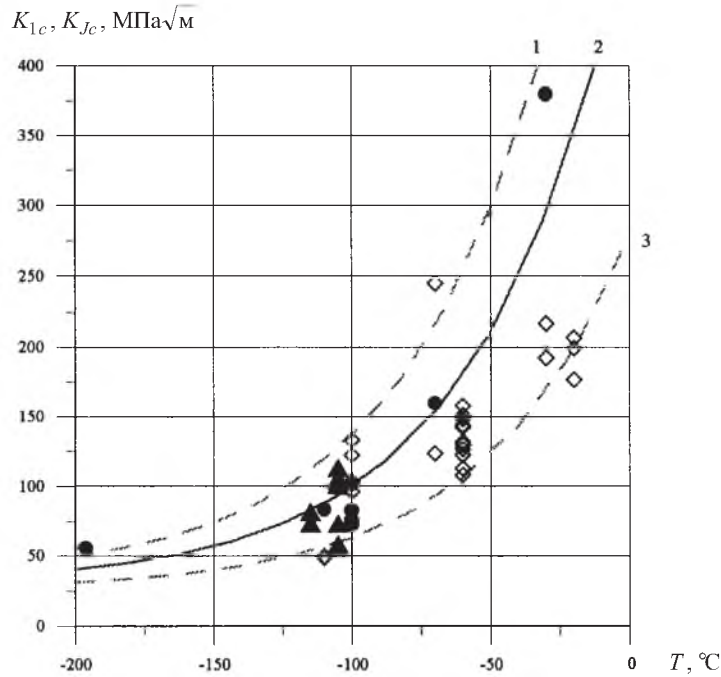


Рис. 4. Результаты испытаний образцов с боковыми надрезами (▲ – образец СТ-1/2Т, ● – СТ-1Т, ◇ – СТ-2Т) для построения “Master Curve” (2) с 95% (1) и 5%-ной (3) границами допуска для стали 15X2НМФАА.

Отметим, что при испытании образцов СТ-1Т и СТ-2Т без боковых надрезов при температуре  $-196^{\circ}\text{C}$  получены значительно большие (до полутора раз) значения  $K_{1c}$ , чем на аналогичных образцах с боковыми надрезами. Результаты испытаний этих образцов представлены в таблице. Это вызвано тем, что дополнительная концентрация напряжений, вызываемая боковыми надрезами, приводит к повышению объемности напряженного состояния в вершине трещины у боковых плоскостей образца.

**Сравнение величин вязкости разрушения для компактных образцов с надрезами и без надрезов**

Направление вырезки и типоразмер образца	$K_{1c}$ , $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	
	Без надреза	С надрезом
Осевое, СТ-1Т	75,3	50,0
	63,2	53,2
	–	51,5
Радиальное, СТ-1Т	55,3	35,0
Тангенциальное, СТ-2Т	76,0	56,0



В заключение приведем данные по использованию концепции “Master Curve” применительно к металлу шва корпуса реактора ВВЭР-1000 с низким содержанием никеля, полученному по новой технологии сварки. В связи с возникновением в научных кругах дискуссии о роли никеля в процессе радиационного охрупчивания решено усовершенствовать штатную технологию сварки корпусов реакторов ВВЭР-1000 проволокой Св-12Х2Н2МАН под флюсом ФЦ-16А путем уменьшения содержания никеля от 1,7–1,8% до 1,3%. Скорректированная технология сварки использовалась для получения сварной пробы из стали 15Х2НМФА толщиной 250 мм, из которой были изготовлены гладкие цилиндрические образцы растяжения для испытаний при 20 и 350°C, ударные образцы с V-образным надрезом, компактные образцы СТ-1Т и СТ-4Т. Механические свойства при испытании на растяжение как при 20°C, так и при 350°C удовлетворяли нормативным требованиям к металлу шва, а критическая температура хрупкости оказалась равной  $-20^\circ\text{C}$ , в то время как согласно требованию  $T_{\text{КО}} = 0^\circ\text{C}$ .

На основании результатов испытаний образцов СТ-1Т на вязкость разрушения построена по стандарту [1] “Master Curve” с доверительными интервалами 5 и 95% (рис. 5). Температура  $T_0$ , определенная в соответствии с [1], для металла шва оказалась равной  $-60^\circ\text{C}$ .

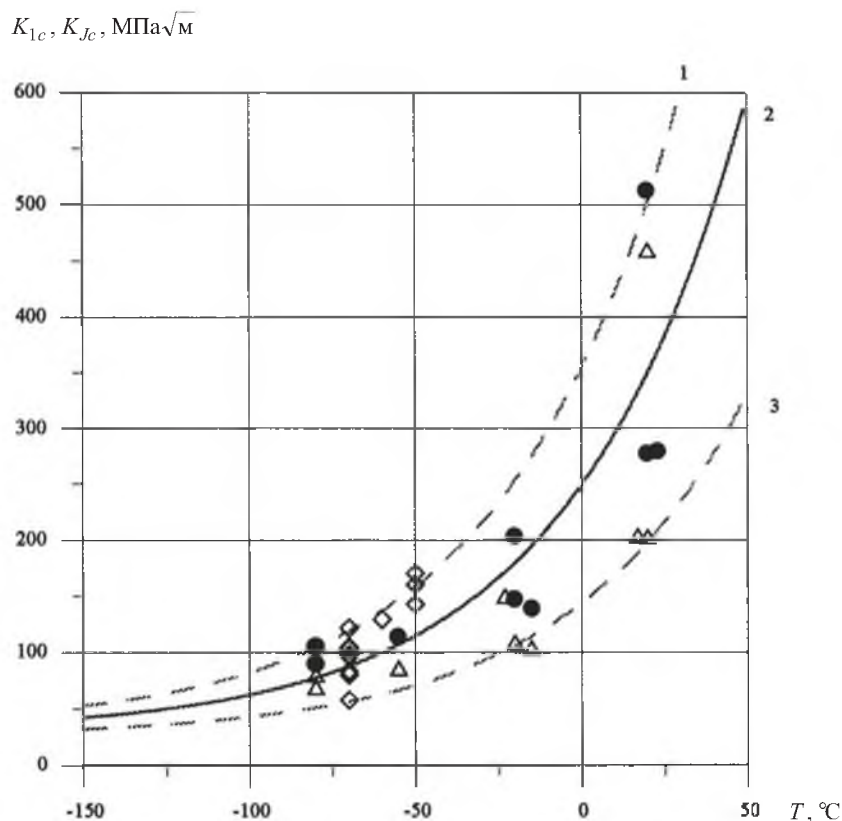


Рис. 5. “Master Curve” (2), полученная в соответствии с [1], для образцов СТ-1Т ( $\diamond$ ), СТ-4Т ( $\triangle$  – фактическая толщина,  $\bullet$  – пересчет на толщину 25 мм) с 95% (1) и 5%-ной (3) границами допуска для сварного шва стали 15Х2НМФАА.

На рис. 5 приведены также результаты определения вязкости разрушения образцов СТ-4Т толщиной 100 мм. Видно, что величины  $K_{Ic}$ , полученные при испытании этих образцов, а также образцов, пересчитанных на толщину 25 мм, лежат в пределах доверительных интервалов для образцов СТ-1Т. Следовательно, полученные результаты свидетельствуют о возможности применения концепции “Master Curve” для получения на малых образцах надежных данных по статической трещиностойкости для расчетной оценки сопротивления хрупкому разрушению сварного соединения корпусного материала в переходной области.

На рис. 6 результаты испытаний образцов СТ-1Т и СТ-4Т даны в зависимости от приведенной температуры. Видно, что даже минимальные величины вязкости разрушения образцов толщиной 25 и 100 мм удовлетворяют требованиям нормативной кривой для сварных соединений [11] и значительно превышают рекомендации “базовой кривой” [12], построенной по результатам испытаний корпусных сталей и сварных соединений реакторов типа ВВЭР и результатам, пересчитанным на толщину стенки 150 мм. Следовательно, уточненная штатная технология автоматической сварки проволокой Св-12Х2Н2МФАА под флюсом ФЦ-16А, обеспечивающая меньшее содержание никеля в шве, рекомендуется к использованию при изготовлении корпусов реакторов ВВЭР-1000 и ВВЭР-1500, а расчеты сварных соединений корпусов реакторов ВВЭР-1000, выполненные с использованием нормативной кривой, обоснованы.

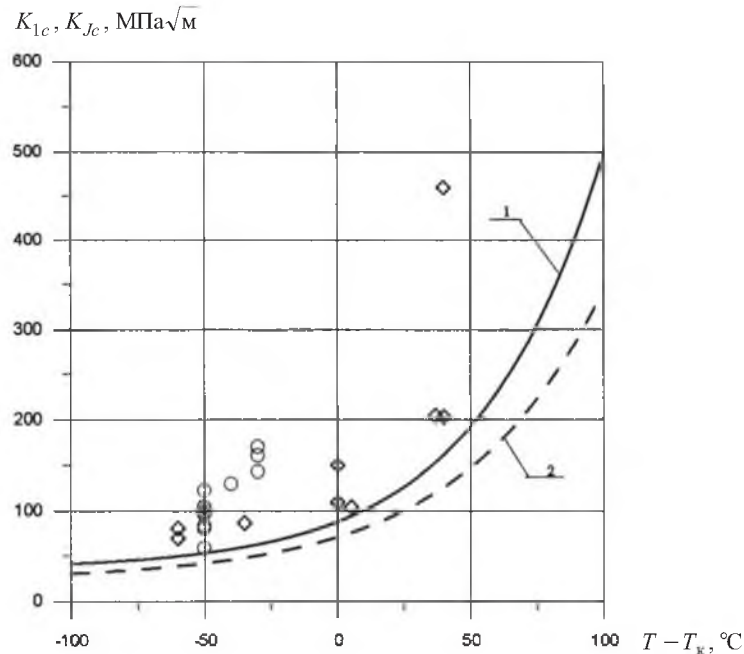


Рис. 6. Температурные зависимости вязкости разрушения образцов СТ-1Т (○) и СТ-4Т (◇) для сварного шва стали 15Х2НМФАА: 1 – нормативная кривая [ $K_{Ic} ]_3 = 35 + 53 \exp[0,0217(T - T_k)]$ ]; 2 – базовая кривая  $K_{Ic} = 23 + 48 \exp[0,019(T - T_k)]$ ];  $T - T_k$  – приведенная температура.

Анализ результатов проведенного исследования по определению вязкости разрушения позволил сформулировать следующее заключение.



Необходимо организовать работу по пересмотру стандарта ГОСТ 25.506-85 и созданию отечественного стандарта по экспериментальному методу определения  $J$ -интегральных характеристик вязкости разрушения с учетом опыта последних международных разработок.

Приведенные экспериментальные данные подтверждают применимость концепции “Master Curve” к материалам и сварным соединениям корпуса реактора ВВЭР-1000.

Выполнение боковых надрезов обосновано при определении вязкости разрушения в вязкой зоне, однако некорректно в области хрупкого состояния, поскольку приводит к получению заниженных величин вязкости разрушения.

## Резюме

Проаналізовано методи експериментального визначення характеристик міцності матеріалів з урахуванням нормативних вимог. Для ряду конструкційних сталей, що використовуються в обладнанні АЕС, при оцінці статичної тріщиностійкості ( $K_{1c}$ ,  $J_{1c}$ ) враховується вплив параметрів навантаження та геометричних розмірів зразка. Зроблено рекомендації щодо визначення режимів циклічного навантаження при випробуваннях на в'язкість руйнування стандартних зразків із боковими надрізами та без них. Обґрунтовано придатність методу “Master Curve” при визначенні міцності від утомленості малих зразків і використання отриманих даних для розрахунку опору крихкому руйнуванню корпусних матеріалів реакторів у області зварного з'єднання.

1. *ASTM E 399-90*. Standard test method for plane-strain fracture toughness of metallic materials // Annual Book of ASTM Standards. – 1990. – Vol. 03.01. – P. 413–443.
2. *ASTM E 1737-96*. Standard test method for  $J$ -integral characterization of fracture toughness // Annual Book of ASTM Standards. – 1996. – Vol. 03.01. – P. 957–979.
3. *ASTM E 1921-97*. Standard method for determination of reference temperature,  $T_0$ , for ferritic steels in the transition range // Annual Book of ASTM Standard. – 1997. – Vol. 03.01. – P. 1068–1089.
4. *ESIS P2-92*. Procedure for Determination the Fracture Behavior of Materials. – 1992.
5. *ГОСТ 25.506-85*. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении. – М.: ГК СССР по стандартам, 1985.
6. *Koppenhoefer K. C. and Dodds R. N.* Size and deformation limits to maintain constraint in  $K_{1c}$  and  $J_c$  testing of bend spesimens // Prepared for Nuclear Regulatory Research, NUREG/CR-6191, UILU-ENG-94-2002.
7. *Scibeta M., Lucon E., Walle E., and Valo M.* Towards a uniform precracking procedure for fracture toughness testing // Proc. Int. Symp MASC 2002 (Helsinki–Stockholm–Helsinki, June 2002).

8. *Landes J. D.* Evaluation of the ASTM and ESIS multiple specimen *J*-initiation procedures using EURO fracture toughness dataset // GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH. – 2001.
9. *Environmentally Assisted Cracking in Light Water Reactor.* Semiannual Report of Aragon National Laboratory // NUREG/CR-4667. – 2000. – Vol. 28, ANL-00/7. – P. 31–34.
10. *Зубченко А. С., Васильченко Г. С., Драгунов Ю. Г.* Применение концепции “Течь перед разрушением” // Автомат. сварка. – 2000. – № 3. – С. 39–44.
11. *ПНАЭ Г-7-002-86.* Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических реакторов. – 1989. – 52 с.
12. *Методика прогнозирования температурной зависимости вязкости разрушения материалов корпусов реакторов ВВЭР-440 и ВВЭР-1000.* – СПб.; М.: Изд. ЦНИИ КМ “Прометей”, 2000. – 65 с.

Поступила 26. 05. 2003