

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

УДК 539.3

Анализ применимости различных критериев для прогнозирования вязкости разрушения на малоразмерных образцах

Б. З. Марголин, В. Н. Фоменко

ЦНИИКМ “Прометей”, Санкт-Петербург, Россия

Проведен расчет методом конечных элементов в трехмерной постановке напряженно-деформированного состояния образцов Шарпи с трещиной, имеющих различную глубину боковых канавок. На основании результатов расчета проанализирована применимость разных критериев хрупкого разрушения для описания экспериментальных данных по вязкости разрушения таких образцов.

Ключевые слова: образцы-свидетели, боковые канавки, напряженно-деформированное состояние, метод конечных элементов, упругая и упругопластическая постановки, пластическая зона, критерий хрупкого разрушения.

Введение. В настоящее время для определения вязкости разрушения материалов корпусов реакторов типа ВВЭР в качестве образцов-свидетелей в большинстве случаев используются образцы Шарпи с трещиной [1], которые обозначим SE(B)-10 (surface edge bending specimen). Многочисленные экспериментальные данные показывают, что значения вязкости разрушения, полученные на образцах SE(B)-10 без боковых канавок, практически совпадают с таковыми, определенными на образцах SE(B)-10 со стандартными боковыми канавками глубиной 20% номинальной толщины образца [2]. При этом значения вязкости разрушения, полученные на образцах SE(B)-10 как без боковых канавок, так и с канавками, завышены по сравнению с определенными на полноразмерных образцах на внецентренное растяжение (обозначены как C(T) (compact tension)). Поэтому результаты испытания образцов SE(B)-10 приводят к занижению базисной температуры (reference temperature) T_0 [3, 4], определяемой согласно стандарту ASTM E 1921 [5].

Ранее [4] были предложены образцы Шарпи с глубокими боковыми канавками (суммарная глубина канавок составляла 50% номинальной толщины образца) и показано, что значение вязкости разрушения, определяемое на этих образцах, практически совпадает со значением, полученным по результатам испытаний полноразмерных образцов C(T), при условии пересчета данных испытаний на одну и ту же длину фронта трещины [5].

Целью настоящей работы является расчетный анализ напряженно-деформированного состояния (НДС) образцов SE(B)-10 с различной глубиной

боковых канавок и объяснение полученных ранее [4] экспериментальных результатов с позиций имеющихся критериев хрупкого разрушения.

Методика расчета. Нагружение образцов SE(B)-10 моделировалось путем задания перемещений u по линии действия силы P . Расчетная схема образца и его аппроксимация конечными элементами представлены на рис. 1.

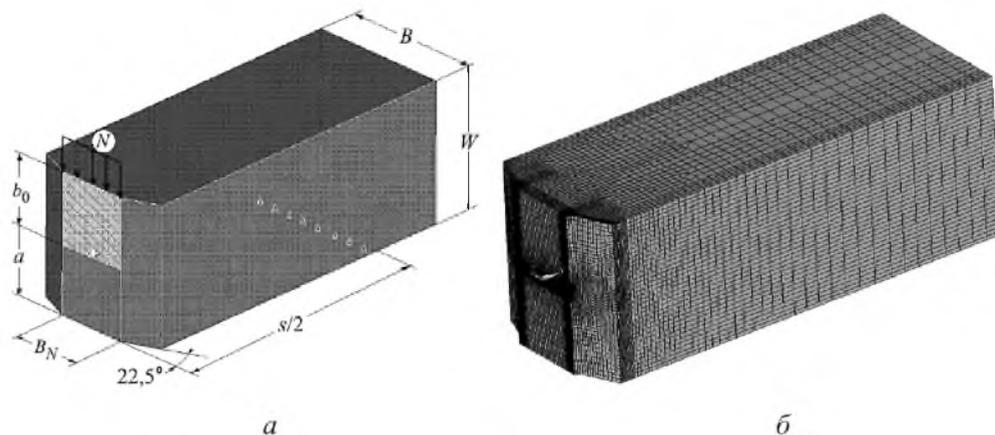


Рис. 1. Схема нагружения образца (а) и аппроксимация его конечными элементами (б).

Расчет НДС проводился применительно к образцам типа SE(B)-10, которые имели следующие геометрические размеры: длина $L = 55$ мм, толщина $B = 10$ мм, ширина $W = 10$ мм. Расстояние между опорами S принималось равным 40 мм, длина трещины $a = 5$ мм. Образцы SE(B)-10 без боковых канавок обозначим SE(B)-10/SG0, образцы со стандартными боковыми канавками суммарной глубиной 20% – SE(B)-10/SG20 и образцы с боковыми канавками суммарной глубиной 50% – SE(B)-10/SG50.

Напряженно-деформированное состояние рассчитывали методом конечных элементов (МКЭ) в трехмерной геометрически и физически нелинейной постановке. Принималось, что деформирование среды в упругопластической области описывается кинематическим упрочнением [6] с модулем деформационного упрочнения $E_u = 0,01E$. Модуль Юнга E полагали равным 200 ГПа. Использовались двадцатиузловые объемные изопараметрические конечные элементы. Минимальный размер элементов в вершине трещины не превышал 0,003 мм.

Радиус притупления вершины трещины принимался равным 0,005 мм. Угол α между плоскостями, образующими боковую канавку, составлял 45° , радиус в вершине канавки $\rho = 0,4$ мм.

Сравнение НДС образцов с различной глубиной боковых канавок проводилось при нагрузках, соответствующих одному и тому же значению J -интеграла, которое рассчитывалось по процедуре, описанной ранее [4].

Рассматривались поля напряжений и деформаций в системе координат, начало которой локализовано у боковой поверхности образца в вершине трещины (рис. 2). Использовались как абсолютные координаты y, r, z , так и относительные $\bar{z} = z/B_N, \bar{r} = r/(J/\sigma_Y)$, где σ_Y – предел текучести (рис. 2).

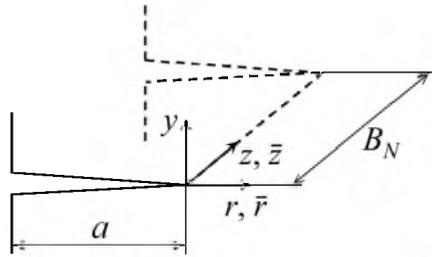


Рис. 2. Используемая система координат.

Результаты расчета НДС. На рис. 3 представлено распределение параметров σ_1/σ_{eq} , σ_1/σ_Y и ε_{eq}^p (σ_1 – наибольшее главное напряжение, σ_{eq} – интенсивность напряжений, ε_{eq}^p – эквивалентная пластическая деформация) вдоль координаты \bar{r} при $y=0$ в центральном сечении образцов, перпендикулярном фронту трещины ($\bar{z}=0,5$). Видно, что зависимости σ_1/σ_{eq} , σ_1/σ_Y и ε_{eq}^p от \bar{r} в этом сечении практически совпадают соответственно для образцов SE(B)-10/SG0, SE(B)-10/SG20 и SE(B)-10/SG50.

На рис. 4,а приведены зависимости σ_1/σ_{eq} , σ_1/σ_Y и ε_{eq}^p от z , где z – расстояние, отсчитываемое от поверхности образца для SE(B)-10/SG0 и от вершины боковой канавки для SE(B)-10/SG20 и SE(B)-10/SG50. Рис. 4,б иллюстрирует распределение тех же параметров вдоль относительной координаты \bar{z} . Видно, что указанные зависимости для образцов SE(B)-10/SG20 практически совпадают с таковыми для образцов SE(B)-10/SG50. Ясно, что сопоставление этих зависимостей проводится при варьировании координатой z от нуля до величины, соответствующей центральному сечению образца ($\bar{z}=0,5$). Например, для образца SE(B)-10/SG50 имеем $z=0...2,5$ мм. Совпадение зависимостей означает, что размер зоны влияния боковых канавок не зависит от их глубины, по крайней мере, если она варьируется от 20 до 50% номинальной толщины образца.

Дополнительные расчетные исследования показывают, что размер зоны влияния боковых канавок при фиксированном угле α и радиусе в вершине канавки ρ зависит только от нагруженности материала на рассматриваемом расстоянии от фронта трещины, т.е. только от величины относительной координаты \bar{r} . Такое заключение можно сделать при сравнении размера зоны влияния боковых канавок при $\bar{r}=0,5$ и 1,5. Размер зоны влияния боковых канавок оценивается как координата z_{SG} , для которой выполняется условие $\varepsilon_{eq}^p(z) \approx \text{const}$ при $z \geq z_{SG}$.

На рис. 5 представлены зависимости $\varepsilon_{eq}^p(z)$ при $\bar{r}=0,5$ и 1,5. Как видно, при $\bar{r}=0,5$ зона влияния боковых канавок достигает центрального сечения образца SE(B)-10/SG50 ($z=2,5$ мм), для образца SE(B)-10/SG20 эта зона составляет 3 мм. При $\bar{r}=1,5$ зона влияния боковых канавок для этих образцов не превышает 1,5 мм.

Следует обратить внимание на особенность распределения деформаций вдоль координаты z . Из рис. 4, 5 видно, что по мере приближения к боковой

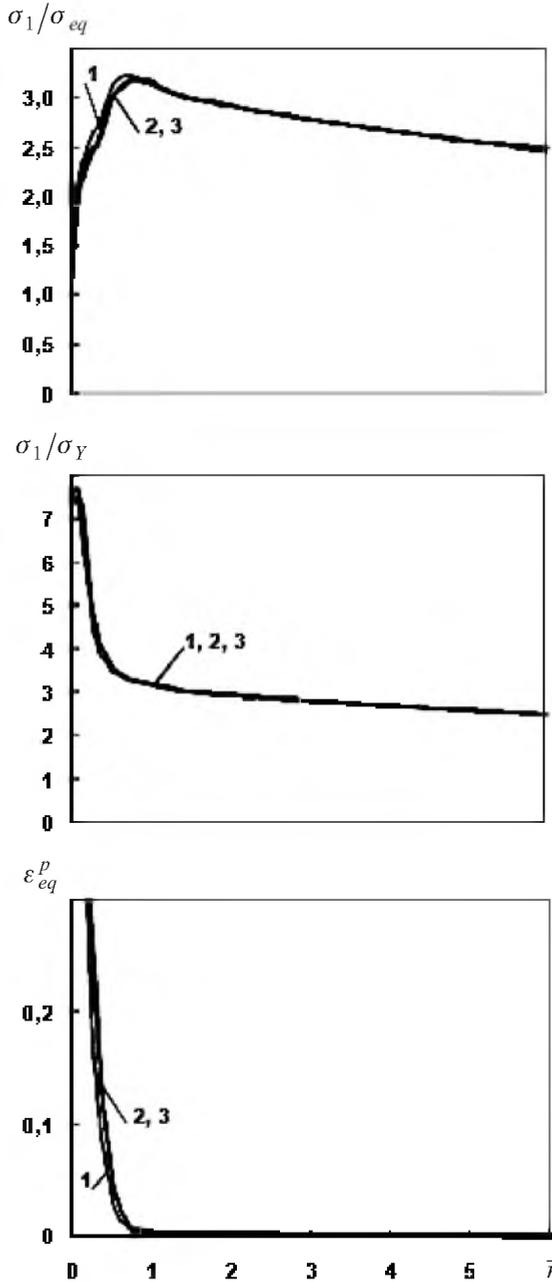


Рис. 3. Распределение параметров σ_1/σ_{eq} , σ_1/σ_Y и ε_{eq}^p в центральном сечении образцов ($\bar{z} = 0,5$) вдоль координаты \bar{r} при $y = 0$. (Здесь и на рис. 4: 1 – образцы без канавок; 2, 3 – образцы с общей глубиной боковых канавок 20 и 50% соответственно.)

поверхности (для образцов без и с боковыми канавками) параметр ε_{eq}^p увеличивается, что является известной закономерностью, за исключением зоны у самой поверхности. Это обусловлено снижением трехосности напряженного состояния, приводящим к уменьшению стеснения пластического

деформирования материала. Иными словами, по мере приближения к боковой поверхности имеет место переход от условий деформирования, близких к плоской деформации, к условиям, близким к плоскому напряженному состоянию, которое характерно для деформирования материала вблизи поверхности образца. Описанные закономерности не предполагают наблюдаемого снижения деформаций непосредственно у боковой поверхности образца.

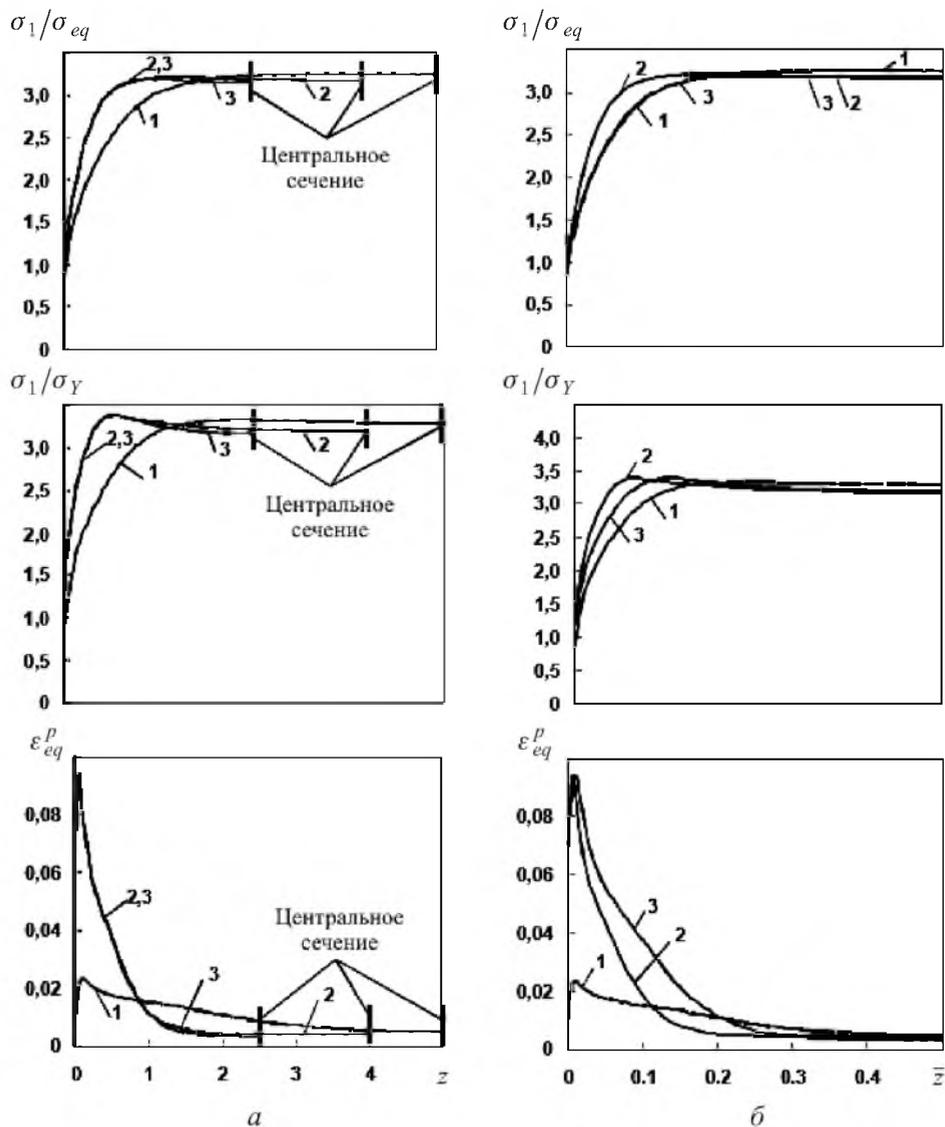


Рис. 4. Распределение параметров σ_1/σ_{eq} , σ_1/σ_Y и ϵ_{eq}^p вдоль прямой, параллельной фронту трещины, для $\bar{r}=1$ и $y=0$ вдоль абсолютной z (а) и относительной \bar{z} (б) координаты соответственно.

По-видимому, вытекающую из расчета МКЭ особенность для образцов SE(B)-10/SG0 можно объяснить следующим образом (рис. 6). Разобьем условно образец на слои плоскостями, перпендикулярными оси z . Очевидно, по-

давливать внутренние слои будет меньше, чем приповерхностных, так как их деформирование происходит при большей стесненности (большей трехосности напряженного состояния). При изгибе образца с учетом совместности деформирования всех слоев поверхностные слои будут нагружаться несколько меньше, чем внутренние. В результате деформирование материала в каком-либо слое будет определяться двумя факторами: трехосностью напряженного состояния в рассматриваемом слое и нагруженностью этого слоя. По мере приближения к поверхности трехосность напряженного состояния уменьшается, что приводит к росту σ_{eq} и соответственно деформации, нагруженность также снижается и, как следствие, уменьшается деформация. В результате распределение σ_{eq} и соответственно деформации вдоль оси z может иметь максимум, что и дают расчеты МКЭ, результаты которых представлены на рис. 6. В этом случае расчет МКЭ проводился не в упругопластической, а в упругой постановке, чтобы более точно отразить изменение нагруженности по оси z , характеризуемое напряжениями σ_{yy} , и изменение, обусловленное совместным действием нагруженности и трехосности, характеризуемое σ_{eq} .

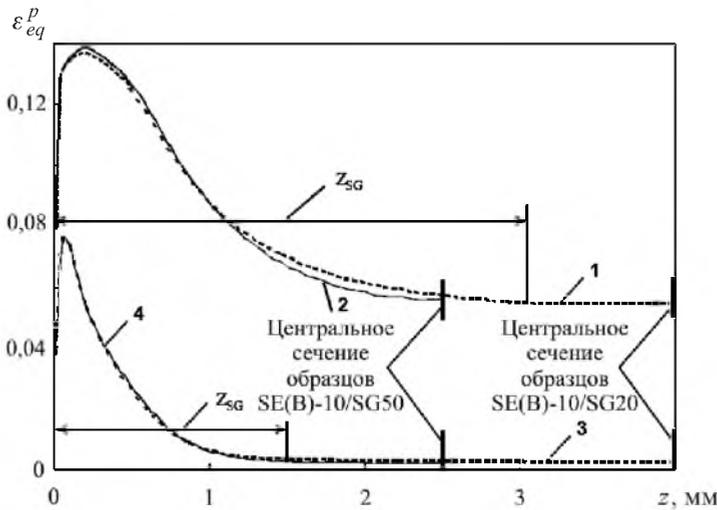


Рис. 5. Распределение ε_{eq}^p вдоль прямой, параллельной фронту трещины, при $\bar{r} = 0,5$ и $1,5$ для образцов с глубиной боковых канавок 20 и 50%: 1, 3 – образцы SE(B)-10/SG20 для $\bar{r} = 0,5$ и $1,5$ соответственно; 2, 4 – образцы SE(B)-10/SG50 для $\bar{r} = 0,5$ и $1,5$ соответственно.

Поле эквивалентной пластической деформации ε_{eq}^p для образца SE(B)-10/SG0, рассчитанное в упругопластической постановке, представлено на рис. 7. Характер распределения ε_{eq}^p (рис. 7) подобен распределению σ_{eq} , показанному на рис. 6.

Отметим, что описанная немонотонность изменения размера пластической зоны относится к сечению $r - z$ при $y = 0$. На рис. 8 представлена зона, в которой ε_{eq}^p выше некоторой величины, например $0,01$, в сечениях $y - r$ для различных координат \bar{z} ($\bar{z} = 0, \bar{z} = 0,03, \bar{z} = 0,5$). Координата $\bar{z} = 0$ соответствует поверхности образца, $\bar{z} = 0,03$ – максимальному размеру зоны с

$\varepsilon_{eq}^p > 0,01$ в плоскости $r-z$ при $y=0$, $\bar{z}=0,5$ – центральному сечению образца. Видно, что по мере приближения к поверхности образца форма и размер такой зоны изменяются сложным образом. Тем не менее максимальный размер зоны r_{max}^p возрастает по мере приближения к поверхности образца.

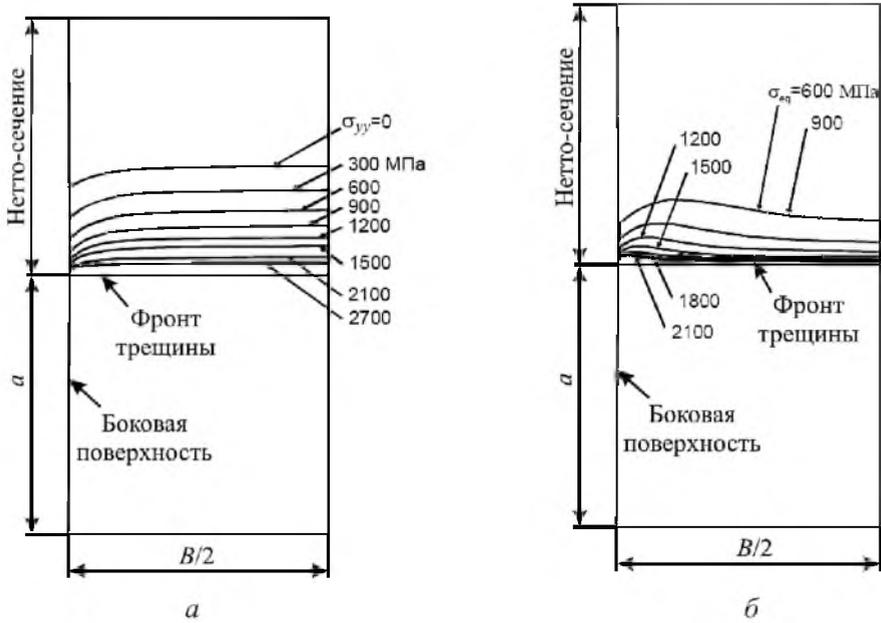


Рис. 6. Поля напряжений σ_{yy} (а) и σ_{eq} (б) в плоскости $r-z$ при $y=0$ (см. рис. 2) для образца SE(B)-10/SG0, расчет выполнен в упругой постановке, показана половина сечения.

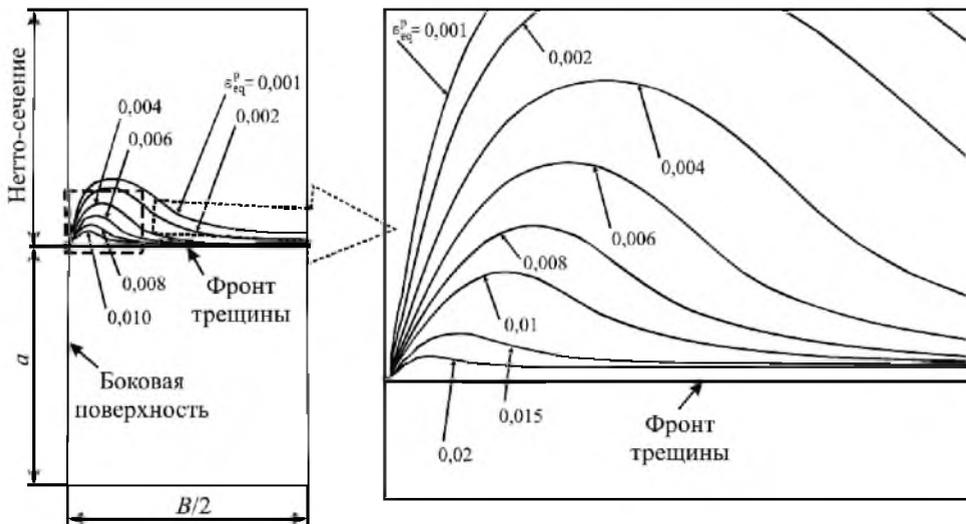


Рис. 7. Поле деформаций ε_{eq}^p в плоскости $r-z$ при $y=0$ (см. рис. 2) для образца SE(B)10/SG0 при $J = 29$ Н/мм, показана половина сечения.

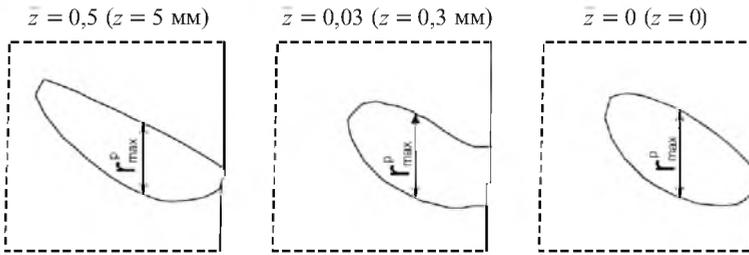


Рис. 8. Зона с деформацией $\varepsilon_{eq}^p > 0,01$ в сечениях $y-r$ для различных координат \bar{z} (образец SE(B)-10/SG0, $J = 29$ Н/мм).

Немонотонность изменения размера пластической зоны в сечении $r-z$ при $y=0$ имеет место также для образцов SE(B)-10/SG20, SE(B)-10/SG50. Однако для этих образцов размер зоны, в которой деформация уменьшается по мере приближения к боковой поверхности, значительно меньше, чем для SE(B)-10/SG0. На рис. 9 представлено поле эквивалентной пластической деформации ε_{eq}^p для образца SE(B)-10/SG50 в сечении $r-z$ при $y=0$, рассчитанное МКЭ в упругопластической постановке. Учитывая, что деформация должна увеличиваться по мере приближения к концентратору (в данном случае к вершине боковой канавки), авторы не могут предложить убедительного объяснения падения деформации непосредственно у концентратора, кроме подобного объяснению, приведенному для образцов без боковых канавок. Следует отметить, что размеры этой зоны превышают размеры конечных элементов в пять–десять раз. Поэтому мы не можем утверждать, что наличие эффекта зависит от погрешностей аппроксимации данной области конечными элементами.

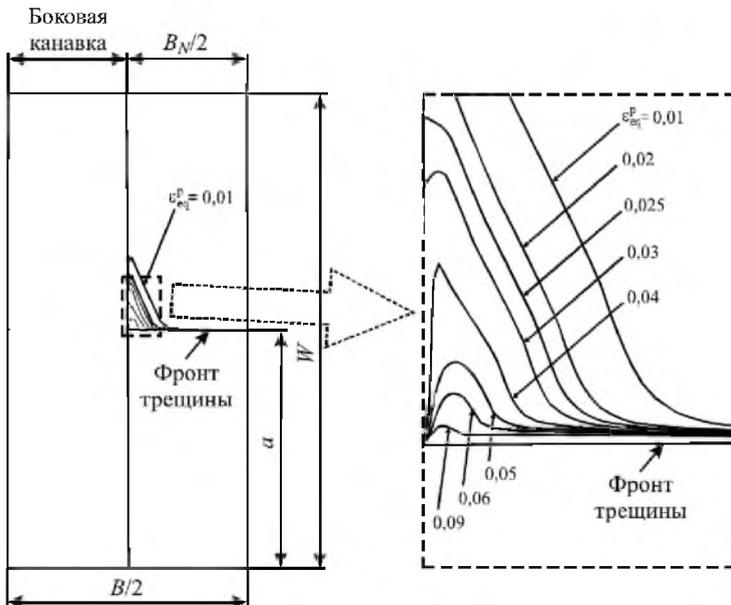


Рис. 9. Поле деформаций ε_{eq}^p в плоскости $r-z$ при $y=0$ (см. рис. 2) для образца SE(B)-10/SG50 при $J = 29$ Н/мм (показана половина сечения).

В результате сравнения распределений напряжений и деформаций образцов без боковых канавок и с канавками (рис. 4) установлено следующее.

Значения σ_1/σ_{eq} и σ_1/σ_Y у поверхности образцов с боковыми канавками выше, чем у образцов без канавок, в центральной части они близки к таковым образцов без канавок. Это свидетельствует о том, что наличие боковых канавок приводит к поддержанию более высокой трехосности напряженного состояния на большей части фронта трещины.

Значения ε_{eq}^p у поверхности образцов с боковыми канавками выше, чем у образцов без канавок. В зоне, удаленной от поверхности (ближе к центральной части образца), тенденция изменяется на противоположную (рис. 4).

Как указывалось выше, основная цель данной работы – с позиций имеющих критериев хрупкого разрушения объяснить, как боковые канавки влияют на вязкость разрушения.

Очевидно, что при варьировании глубиной боковых канавок при фиксированной номинальной толщине образца изменяется длина фронта трещины. Для исключения влияния длины фронта трещины (масштабного фактора) все полученные экспериментальные данные пересчитывались с фактической длины фронта трещины на эталонную длину фронта трещины $B = 25$ мм [4] по зависимости, описанной в стандарте ASTM E 1921 [5]. После этого сравнительный анализ прогнозирования вязкости разрушения образцов с различной глубиной боковых канавок проводился на основании сравнения полей напряжений и деформаций, представленных в безразмерных координатах \bar{r} и \bar{z} . Использование координаты \bar{z} исключает влияние длины фронта трещины, координаты \bar{r} – влияние уровня нагруженности образца. Результаты расчета НДС, приведенные в безразмерных координатах \bar{r} и \bar{z} (рис. 4,б), будут использоваться в следующем разделе при анализе применимости различных критериев хрупкого разрушения.

Сравнительный анализ прогнозирования вязкости разрушения образцов с помощью различных локальных критериев хрупкого разрушения. Анализ существующих критериев. Известные локальные критерии хрупкого разрушения можно разделить на два типа.

К первому типу относятся критерии, в которых основным параметром, контролирующим хрупкое разрушение, является напряжение. Обозначим эти критерии как σ -критерии. Отметим критерий, сформулированный Иоффе [7] и развитый в работах [8–11]. Детерминистическая формулировка σ -критерия может быть представлена в виде

$$\sigma_{eq} \geq \sigma_Y; \quad (1a)$$

$$\sigma_1 \geq S_c, \quad (1b)$$

где S_c – критическое напряжение хрупкого разрушения.

Выполнение условия (1a) – необходимое условие хрупкого разрушения и с физической точки зрения оно может быть интерпретировано как условие зарождения микротрещины скола. Для его выполнения необходимо, чтобы осуществлялось пластическое деформирование материала. Условие (1b) является достаточным условием хрупкого разрушения – распространение микро-

трещины на величину, превышающую размер зерна. Для выполнения этого условия согласно σ -критерию необходимо, чтобы было справедливо равенство $\sigma_1 = S_c$. Ясно, что хрупкое разрушение произойдет в случае одновременного выполнения условий (1а) и (1б). Таким образом, по σ -критерию хрупкое разрушение контролируется наибольшими главными напряжениями σ_1 при условии, что поле напряжений рассматривается в пластической зоне образца. Иными словами, уровень деформаций не влияет на хрупкое разрушение образца, и его разрушение определяется только уровнем напряжений.

Вероятностная формулировка σ -критерия приведена в работе [12] и базируется на теории Вейбулла [13]. Согласно этой формулировке весь образец разбивается на элементарные ячейки, размер которых примерно равен размеру зерна поликристаллического материала. Вероятность разрушения i -й единичной ячейки, для которой выполняется условие (1а), описывается уравнением Вейбулла

$$P_f^i = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma_1^i}{\sigma_u} \right)^m \right], \quad (2)$$

где σ_u и m – константы материала. Если условие (1а) не выполняется, имеем $P_f^i = 0$.

Вероятность разрушения образца исходя из теории наислабейшего звена описывается выражением

$$P_f = 1 - \prod_{i=1}^{i=k} (1 - P_f^i), \quad (3)$$

где k – число элементарных ячеек в образце.

Критерии, в которых основными параметрами, контролирующими хрупкое разрушение, являются напряжения и деформации, относятся ко второму типу. Обозначим их как $\sigma\epsilon$ -критерии. Это критерии, сформулированные в работах [14–16]. Детерминистическая формулировка одного из вариантов $\sigma\epsilon$ -критерия может быть представлена в виде [15, 16]

$$\sigma_{nuc} \geq \sigma_d; \quad (4a)$$

$$\sigma_1 \geq S_c. \quad (4б)$$

Здесь $\sigma_{nuc} = \sigma_1 + m_{T\epsilon} \sigma_{eff}$, где $m_{T\epsilon}$ – параметр, зависящий от температуры и деформации; $\sigma_{eff} = \sigma_{eq} - \sigma_Y$; σ_d – параметр, характеризующий прочность дислокационного барьера, где зарождается микротрещина. Условие (4а) есть условие зарождения микротрещины скола, (4б) – условие ее распространения.

Из определения σ_{eff} видно, что этот параметр характеризует деформационное упрочнение материала и, следовательно, он явно зависит от пластической деформации. Кроме того, согласно [15] величина S_c также зависит от

накопленной пластической деформации $\kappa = \int d\varepsilon_{eq}^p$, где $d\varepsilon_{eq}^p$ – интенсивность приращения пластической деформации.

Вероятностная формулировка рассматриваемого $\sigma\varepsilon$ -критерия [17] также базируется на теории Вейбулла [13]. Согласно этой формулировке вероятность зарождения микротрещины в элементарной ячейке рассчитывается по формуле [17, 18]

$$P_{nuc}^i = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma_{nuc} - \sigma_{d0}}{\tilde{\sigma}_d} \right)^\eta \right], \quad (5)$$

где $\tilde{\sigma}_d$, σ_{d0} , η – константы материала.

Вероятность распространения микротрещины в элементарной ячейке описывается уравнением [18]

$$P_{nuc}^i = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma_{prop}}{\tilde{\sigma}_c} \right)^\eta \right], \quad (6)$$

где $\sigma_{prop} = \sigma_1 \sqrt{1 + \beta \exp(-A_d \kappa)}$; β и A_d – константы материала.

В настоящей работе представлен только качественный сравнительный анализ прогнозирования вязкости разрушения на базе σ - и $\sigma\varepsilon$ -критериев. Поэтому полную формулировку $\sigma\varepsilon$ -критерия для расчета не приводим.

Сравнительный анализ прогнозирования вязкости разрушения. Сопоставим НДС для образцов без канавок и с канавками глубиной 20%. (Ниже в квадратных скобках приводится обозначение типа образца). Анализируя рис. 4,б, отметим следующие закономерности НДС:

в центральной части образца (вне зоны влияния боковых канавок):

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_1}{\sigma_Y} [\text{SE(B)-10 / SG20}] &\approx \frac{\sigma_1}{\sigma_Y} [\text{SE(B)-10 / SG0}], \\ \varepsilon_{eq}^p [\text{SE(B)-10 / SG20}] &< \varepsilon_{eq}^p [\text{SE(B)-10 / SG0}]; \end{aligned} \quad (7)$$

вблизи боковой поверхности образца (в зоне влияния боковых канавок):

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_1}{\sigma_Y} [\text{SE(B)-10 / SG20}] &> \frac{\sigma_1}{\sigma_Y} [\text{SE(B)-10 / SG0}], \\ \varepsilon_{eq}^p [\text{SE(B)-10 / SG20}] &> \varepsilon_{eq}^p [\text{SE(B)-10 / SG0}]. \end{aligned} \quad (8)$$

Таким образом, если сопротивление хрупкому разрушению определялось бы с помощью σ -критерия, то вязкость разрушения K_{Jc} образцов с боковыми канавками была бы ниже, чем образцов без канавок. Очевидно, что для T_0 имели бы обратную ситуацию. Однако результаты испытаний образцов без боковых канавок и с канавками глубиной 20% практически совпадают, что согласно $\sigma\varepsilon$ -критерию вполне объяснимо. Для образцов без канавок в их

центральной части величина ε_{eq}^p больше, чем для образцов с канавками. Поэтому и вероятность разрушения в этой части образцов без канавок выше. В зонах, приближенных к боковым поверхностям образцов, значения σ_1 и ε_{eq}^p больше для образцов с глубиной боковых канавок 20%. Вероятность хрупкого разрушения здесь также выше. Учитывая, что вероятность разрушения образца определяется как в центральной, так и в приповерхностных зонах, возможна ситуация, что исследуемые образцы приблизительно одинаково сопротивляются хрупкому разрушению.

Сравним результаты определения НДС образцов с боковыми канавками глубиной 20 и 50%. Из данных, приведенных на рис. 4,б, следует:

в центральной части образца (вне зоны влияния боковых канавок):

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_1}{\sigma_Y} [SE(B)-10 / SG20] &\approx \frac{\sigma_1}{\sigma_Y} [SE(B)-10 / SG50], \\ \varepsilon_{eq}^p [SE(B)-10 / SG20] &\approx \varepsilon_{eq}^p [SE(B)-10 / SG50]; \end{aligned} \quad (9)$$

вблизи боковой поверхности образца (в зоне влияния боковых канавок):

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_1}{\sigma_Y} [SE(B)-10 / SG20] &> \frac{\sigma_1}{\sigma_Y} [SE(B)-10 / SG50]; \\ \varepsilon_{eq}^p [SE(B)-10 / SG20] &< \varepsilon_{eq}^p [SE(B)-10 / SG50]. \end{aligned} \quad (10)$$

Согласно σ -критерию, значение K_{Jc} , определяемое на образцах с канавками глубиной 20%, должно быть меньше, чем на образцах с канавками глубиной 50%. Этот вывод противоречит экспериментальным данным [4], которые могут быть объяснены с позиций $\sigma\varepsilon$ -критерия. Согласно последнему, из неравенств (10) вполне можно получить вывод, что вероятность разрушения в зоне влияния боковых канавок выше у образцов SE(B)-10/SG50, чем у SE(B)-10/SG20. Ясно, что исходя из (9) вероятность разрушения в центральной части указанных образцов одинакова. Тогда из $\sigma\varepsilon$ -критерия может следовать, что вероятность разрушения образцов SE(B)-10/SG50 выше, чем образцов SE(B)-10/SG20. Значит, K_{Jc} для образцов с глубокими канавками будет меньше, чем для образцов с канавками стандартной глубины.

Выводы

1. Проведен анализ НДС образцов Шарпи с трещиной с боковыми канавками различной глубины. Показано, что распределение напряжений и деформаций в центральном сечении образца не зависит от глубины боковых канавок и совпадает с таковым для образца без боковых канавок. Вблизи боковой поверхности образца влияние боковых канавок весьма существенно. Боковые канавки приводят к поддержанию высокой трехосности напряженного состояния на большей части фронта трещины по сравнению с образцами без канавок. Размер зоны влияния боковых канавок практически не зависит от

их глубины, по крайней мере при варьировании глубины канавок от 20 до 50%, и определяется уровнем нагруженности материала на рассматриваемом расстоянии от фронта трещины, т.е. зависит только от относительной координаты \bar{r} .

2. Показано, что расхождение в оценке параметров K_{Jc} и T_0 , полученных на основании результатов испытания образцов с различной глубиной боковых канавок, связано с особенностями НДС в зоне влияния этих канавок.

3. Анализ применимости различных критериев хрупкого разрушения показал, что адекватное описание полученных расхождений по вязкости разрушения при испытании образцов с разной глубиной боковых канавок может быть выполнено только на основании $\sigma\epsilon$ -критерия, т.е. критерия, согласно которому хрупкое разрушение зависит не только от напряжений, но и от деформаций. σ -критерий, т.е. критерий, в соответствии с которым хрупкое разрушение контролируется только напряжениями, не позволяет получить даже качественных адекватных оценок.

Резюме

Проведено розрахунок методом скінченних елементів у тривимірній постановці напружено-деформованого стану зразків типу Шарпі з тріщиною, що мають різну глибину бокових канавок. На основі результатів розрахунків проаналізовано використання різних критеріїв крихкого руйнування для опису експериментальних даних щодо в'язкості руйнування таких зразків.

1. ПНАЭ Г-7-002-86. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 525 с.
2. Lee B. S., Kim N. S., Yong J. Y., and Lee B. W. Determination of the fracture toughness transition temperature, T_0 , of the IAEA and Korean reference materials, JRQ, JFL, KFY% // RCM of the IAEA CRP Surveillance Programs Result Application to Reactor Pressure Vessel Integrity Assessment (12–14 Sept., Rez, Czech Rep., 2001).
3. Lidbary D. Transferability of fracture toughness data for integrity assessment // Proc. of Int. Seminar, R&D on Constraint Based Fracture Mechanics: the Vocalist and NES-IV Projects (17–18 Nov., 2004, Petten, Netherlands). – European Commission, JRC, 2004. – P. 38 – 58.
4. Николаев В. А., Марголин Б. З., Рядков Л. Н., Фоменко В. Н. Анализ применимости малоразмерных образцов для прогнозирования температурной зависимости вязкости разрушения // Пробл. прочности. – 2009. – № 2. – С. 5 – 26.
5. ASTM E 1921–02. Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range // Annual Book of ASTM Standards. – Philadelphia, 1999. – Vol. 03.01. – P. 1068 – 1084.
6. Ишлинский А. Ю. Общая теория пластичности с линейным упрочнением // Укр. металлургический журн. – 1954. – 6, № 3. – С. 314 – 325.

7. Иоффе А. Ф., Куртичева М. В., Левитская М. А. Деформирование и прочность кристаллов // Журн. рус.-хим. об-ва. – 1924. – **56**. – С. 489 – 504.
8. Давиденков Н. Н. Динамические испытания материалов. – М.: ОНТИ, 1936.
9. Фридман Я. Б. Механические свойства материалов. – М.: Оборонгиз, 1952.
10. Knott J. F. Fundamentals of Fracture Mechanics. – London: Batterworths, 1973.
11. Kopelman L. A. Resistance of Weld Joints to Brittle Fracture. – L.: Mashinostroenie, 1978.
12. Beremin F. M. A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel // Met. Trans. – 1983. – **14A**. – P. 2277 – 2287.
13. Weibull W. A. A statistical theory of the strength of materials // R. Swed. Inst. Eng. Res. – 1939. – **151**. – P. 5 – 45.
14. Chen J. H. and Wang G. Z. Study of mechanism of cleavage fracture at low temperatures // Met. Trans. – 1992. – **23A**. – P. 509 – 517.
15. Марголин Б. З., Швецова В. А. Критерий хрупкого разрушения: структурно-механический подход // Пробл. прочности. – 1992. – № 2. – С. 3 – 16.
16. Margolin B. Z., Shvetsova V. A., and Karzov G. P. Brittle fracture of nuclear pressure vessel steels. Pt. I. Local criterion for cleavage fracture // Int. J. Press. Vess. Piping. – 1997. – **72**. – P. 73 – 87.
17. Margolin B. Z., Gulenko A. G., and Shvetsova V. A. Improved probabilistic model for fracture toughness prediction for nuclear pressure vessel steels // Ibid. – 1998. – **75**. – P. 843 – 855.
18. Margolin B. Z., Shvetsova V. A., Gulenko A. G., and Kostylev V. I. Development of Prometey local approach and analysis of physical and mechanical aspects of brittle fracture of RPV steels // Ibid. – 2007. – **84**, No. 5. – P. 320 – 336.

Поступила 25. 02. 2008