

Исследование кинетики разрушения при наличии поверхностных полуэллиптических разноориентированных трещин в сварных элементах оборудования АЭС

Н. А. Махутов, И. В. Макаренко, Л. В. Макаренко

Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия

На основе деформационных критериев разрушения получены расчетные формулы для определения напряженно-деформированного состояния по контуру малоциклового поверхностных полуэллиптических наклонных трещин с учетом объемной анизотропии физико-механических свойств. Оценены уточненный ресурс и прочность оборудования АЭС.

Ключевые слова: ресурс, живучесть оборудования АЭС, наклонные полуэллиптические трещины, малоцикловое нагружение, деформации, анизотропия свойств, поверхность разрушения.

Безопасность и живучесть оборудования АЭС регламентируются работоспособностью его отдельных узлов и элементов, в которых могут быть начальные или эксплуатационные дефекты типа поверхностных разноориентированных полуэллиптических трещин. Изучение кинетики механизма разрушения при развитии таких дефектов в условиях объемных номинальных полей циклических упругопластических деформаций с учетом анизотропии физико-механических свойств и остаточных напряжений позволяет провести уточненную оценку предельного состояния элементов и остаточного ресурса конструкций, оценить их живучесть.

Для определения напряженно-деформированного состояния у вершины трещины в линейно-упругих телах обычно применяются [1, 2] три основных метода: комплексных потенциалов Колосова–Мусхелишвили; интегральных преобразований; разложения по собственным функциям. При этом последний метод, пожалуй, является более общим методом анализа прикладных задач нелинейной механики разрушения.

Существует большое количество подходов и методов решения проблемы.

Точных решений в аналитической форме известно немного и относятся они к трещинам в телах бесконечной протяженности (на практике – к малым трещинам в телах конечных размеров). Эти решения построены методами теории функций комплексного переменного, развитыми в работах Мусхелишвили, Вестергарда. В более поздних работах Исиды и других авторов использовались конформные отображения, позволившие рассмотреть тела конечных размеров. На современном этапе существенное внимание уделялось применению таких методов решения задач нелинейной механики разрушения, как метод годографа и метод разложения по собственным функциям.

Получить аналитические решения для коэффициентов интенсивности напряжений K_α ($\alpha = 1, 2, 3$) вдоль всей длины произвольной искривленной трещины практически невозможно. При этом известны некоторые решения для типичных и простейших геометрий.

В пределах линейной теории упругости изотропного тела напряженно-деформированное состояние вблизи контура трещины может быть представлено с помощью линейной суперпозиции трех независимых состояний при нагружении тела с трещиной.

В самом общем случае нагружения тела с трещиной для компонент тензора относительных деформаций в окрестности контура трещины справедливо [3] асимптотическое представление ($\alpha = I, II, III$; $i, j = 1, 2, 3$):

$$\bar{e}_{ij}(r, \theta) = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \sum_{\alpha} \bar{K}_{e\alpha} f_{ij}^{(\alpha)}(\theta) + \dots, \quad (1)$$

где $\bar{K}_{e\alpha} = K_{e\alpha} / \sigma_T$; \bar{K}_{eI} , \bar{K}_{eII} , \bar{K}_{eIII} – относительные коэффициенты интенсивности деформаций, зависящие от приложенной к телу нагрузки, геометрии тела и трещины; $K_{e\alpha}$ – коэффициент интенсивности деформаций; σ_T – локальный предел текучести материала; $\bar{e}_{ij} = e_{ij} / e_T$; e_T – деформация на пределе текучести материала; r и θ – полярные координаты точек вблизи контура трещины в плоскости, перпендикулярной к этому контуру.

Численные методы не гарантируют получение достоверных результатов по заданным алгоритмам расчета для соответствующих моделей разрушения, так как изменение вида напряженно-деформированного состояния вблизи контура трещин (при переходе от более глубоких точек к поверхностным) зависит от стеснения деформаций вдоль их фронта, т.е. от коэффициента Пуассона.

Наряду с деформационным подходом, когда направление роста трещин определяется математическими величинами $\bar{K}_{e\alpha}$ и минимальным градиентом местных деформаций $\bar{e}_{ij}(r, \theta)$ по r и θ , можно использовать и энергетические подходы, когда минимальная энергия упругопластических деформаций определяет скорость и направление роста трещины.

Поскольку получить точное аналитическое упругопластическое решение для произвольной геометрии тела и трещины не представляется возможным, в данной работе с использованием деформационных критериев разрушения [3, 4] и введением в них уравнений состояния при малоцикловом нагружении предложено экспериментальное решение нелинейной задачи механики разрушения с соответствующими граничными условиями, неоднородностью свойств и остаточных напряжений.

Расчетно-экспериментальные исследования технологических особенностей и деформационных критериев разрушения проводили на нержавеющей сталях аустенитного класса типа 08X18H10T и 12X18H10T и их сварных соединениях большой толщины, а также на сталях перлитного класса типа 12X2MФА по методике, описанной ранее [5].

Трубчатые образцы из этих сталей, на которые наносили поверхностные полуэллиптические наклонные острые надрезы электроэрозионным методом с заданными параметрами полуосей, подвергали мягкому нагружению пилообразной нагрузкой (центральное растяжение–сжатие с симметричным циклом нагружения). На рис. 1 графически представлена расчетная модель для исследуемых трещин. Здесь A – расчетная поверхность в виде правильного полу-

эллипса с полуосями a^* и b^* , наклоненного к поперечному сечению образца под расчетным углом β^* ; B – контур реальной поверхности трещины, а также исходная поверхность наклонного полуэллиптического надреза. Схема на рис. 1 иллюстрирует кинетику исследуемых трещин при сложном способе малоциклового нагружения, где β – угол наклона большой полуоси (a_0) исходного полуэллиптического надреза к плоскости продольного сечения образца; γ – угол в продольной плоскости сечения между малой полуосью (b_0) исходного надреза и осью Z , направленной вдоль образующей цилиндрической поверхности образца; γ^* – расчетный угол между полуосью b^* и осью Z ; ось Y направлена вдоль радиуса поперечного сечения к центру.

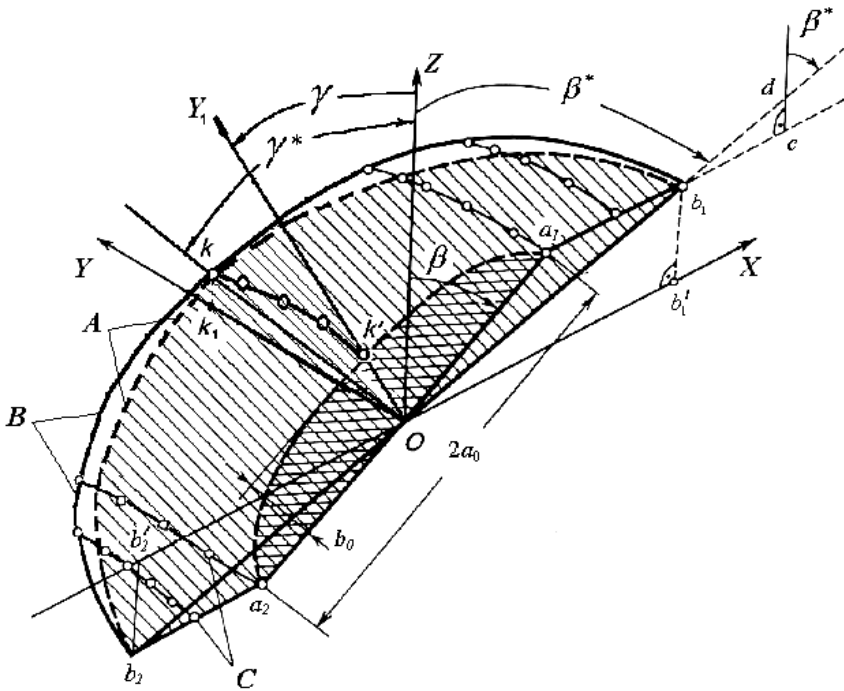


Рис. 1. Графическое представление расчетной модели поверхностей разноориентированных поверхностных трещин при малоциклового нагружении: $b_1 b_2' = l_{ijx} = 2a_x = l_{ijx}^*$; $a_1 a_2 = 2a_0$; $Ok = b^*$; $Ok_1 = b_y^* = l_{ijy}^*$; $Ok' = b_0$; $Ob_1 = a^*$; $b_1 d = r^*$; $b_1 c = r$.

Испытания проводили при нагрузках $(\bar{\sigma}_m) = \pm 1,00; \pm 1,04; \pm 1,40; \pm 1,90$. Относительные номинальные напряжения равны $\bar{\sigma}_m = \sigma_m / \sigma_{Ti}$, где σ_m – номинальные напряжения, приложенные к образцу; σ_{Ti} – локальный предел текучести материала в отдельной i -й зоне.

На основании полученных экспериментальных результатов по изменению геометрических размеров поверхностей трещин в процессе их роста и соответствующего изменения размахов упругопластических деформаций в вершинах была принята расчетная схема для определения напряженно-деформированного состояния по контуру малоциклового поверхностных полуэллиптических наклонных трещин. Корректность выбора такой расчетной модели при углах $\gamma = \pi/2$ показана в работе [5].

В результате исследования кинетики развившихся поверхностей разрушения в указанных сталях получена зависимость отношения скоростей роста полуосей расчетных полуэллиптических поверхностей от соответствующих геометрических параметров трещин и образца, а также механических свойств материала. При этом учитывалась на базе экспериментальных данных объемность номинального напряженно-деформированного состояния $\tilde{V}^* = V_{b^*}/V_{a^*}$, V_{b^*} , V_{a^*} – соответственно скорости роста трещины в направлении расчетных полуосей b^* и a^* в зависимости от числа циклов нагружения:

$$\tilde{V}^* = \left(A_1 - A_2 \left(\frac{\sigma_{bi}}{\sigma_{Ti}} \right)^2 \right) \left(\frac{b^*}{t} \right)^{A_3 - A_4 \left(\frac{\sigma_{bi}}{\sigma_{Ti}} \right)} (A_5 + A_6 \bar{e}_{fi}), \quad (2)$$

где t – толщина образца; σ_{bi} , σ_{Ti} – соответственно локальный предел прочности и текучести материала в i -й зоне; \bar{e}_{fi} – относительная разрушающая деформация в локальной зоне трещины, $\bar{e}_{fi} = \bar{e}_c D_e / I$; \bar{e}_c – относительная разрушающая местная деформация для гладкого образца; D_e – коэффициент снижения предельных пластических деформаций в зоне вершины трещины; I – коэффициент повышения первого главного напряжения в области вершины трещины вследствие возникновения объемного напряженного состояния. Для рассматриваемого класса сталей параметры A_i (при $i = 1-6$) принимают значения: $A_1 = 1,61$; $A_2 = 0,058$; $A_3 = 0,647$; $A_4 = 0,107$; $A_5 = 0,852$; $A_6 = 1,4 \cdot 10^{-3}$. Для плоского напряженного состояния пластины имеем $D_e = 0,61$, $I = 1,1$, для плоской деформации – $D_e = 0,209$, $I = 2,49$.

Согласно [5] при повышенных натуральных толщинах образца предел текучести σ_T определяется по величинам условного предела текучести $\sigma_{0,2}$ и показателя упрочнения m для сталей с модулем упругости $E = 2 \cdot 10^5$ МПа:

$$\sigma_T = [\sigma_{0,2} / (0,2 \cdot 10^{-2} E + \sigma_{0,2})^m]^{1/(1-m)}. \quad (3)$$

Величины $\sigma_{0,2}$ и σ_b для данного сечения элемента конструкции с площадью поперечного сечения F выражаются через те же характеристики $(\sigma_{0,2})_0$ и $(\sigma_b)_0$, что и для лабораторного образца с площадью поперечного сечения F_0 :

$$\sigma_{0,2} = (\sigma_{0,2})_0 (F_0/F)^{m_{0,2}}; \quad \sigma_b = (\sigma_b)_0 (F_0/F)^{m_b}. \quad (4)$$

Значения показателей степени согласно [3] практически совпадают и равны $m_{0,2} \approx m_b = 0,013$.

На рис. 2 и 3 приведена зависимость функции \tilde{V}^* от относительной глубины трещины b^*/t для разных сталей, номинальных нагрузок, исходных углов наклона поверхностных полуэллиптических малоцикловых трещин и толщины образцов.

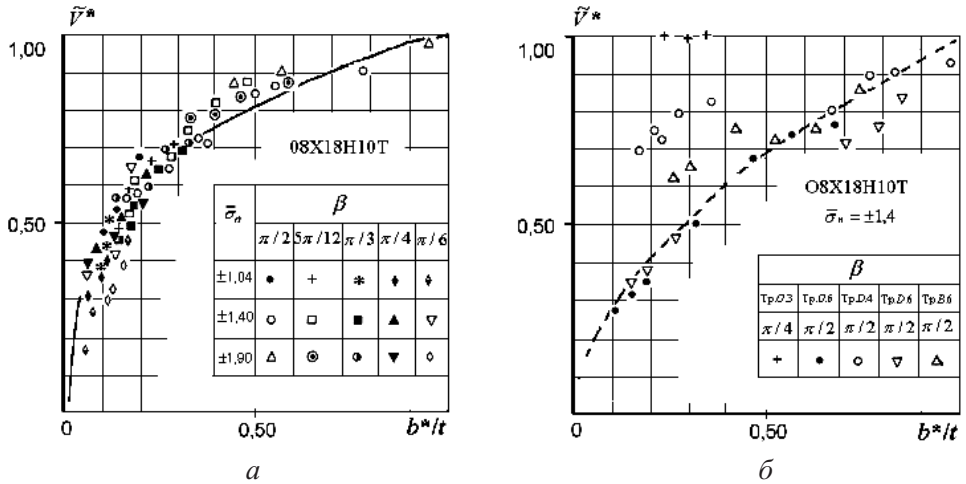


Рис. 2. Экспериментальные (точки) и расчетные по уравнению (2) (линии) зависимости \bar{V}^* для трещин с исходным углом наклона $\gamma = \pi/2$ от относительной глубины трещины для образцов стали 08X18H10T: а – $R_1/R_2 = 0,6$ при $t = 10$ мм; б – $R_1/R_2 = 0,92$ при $t = 2$ мм (R_1 и R_2 – соответственно внутренний и наружный радиусы цилиндрической рабочей части образца).

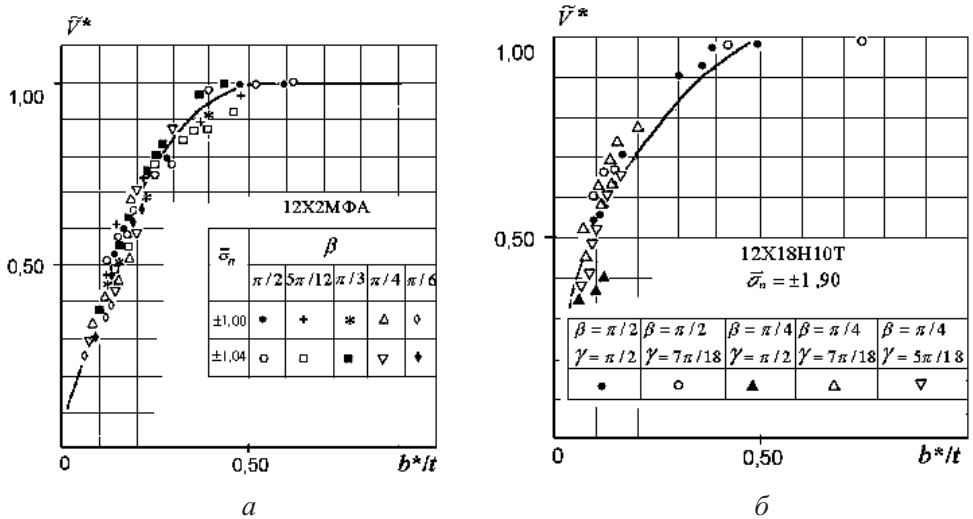


Рис. 3. Экспериментальные (точки) и расчетные по уравнению (2) (линии) зависимости \bar{V}^* от относительной глубины трещины для образцов сталей 12X2MFA, трещина с исходным углом наклона $\gamma = \pi/2$ (а) и 12X18H10T с различными углами γ (б): $t = 10$ мм, $R_1/R_2 = 0,6$.

Полученное на основании экспериментов и деформационных критериев разрушения [3] предложенное уравнение (2) описывает процесс разрушения независимо от ориентации поверхности трещины в поле номинальных главных упругопластических напряжений и их величины для данных граничных условий. В пределе отношение расчетных полуосей трещины стремится к единице, что свидетельствует о стабильности развития поверхностей разрушения.

Согласно [4], скорость роста трещины пропорциональна квадрату размаха интенсивности относительных местных деформаций: $dl_{ij}/dN = C_{ei} \Delta \bar{e}_{ia}^2$, где C_{ei} – характеристика материала и условий нагружения. На основании уравнения (2) и полученных экспериментальных значений интенсивности деформаций в поверхностной точке трещин $(\Delta \bar{e}_{ia})_{a^*}$ была определена интенсивность деформаций в самой глубокой точке контура трещины $(\Delta \bar{e}_{ia})_{b^*}$.

Экспериментальное решение для размаха относительных интенсивностей упругопластических деформаций при $\gamma = \pi/2$ в зависимости от β , $\bar{\sigma}_m$ и объемности номинального напряженно-деформированного состояния при заданных граничных условиях представлено уравнением

$$(\Delta \bar{e}_{ia})_{b^*} = (\Delta \bar{e}_{ia})_{a^*} (\tilde{V}^*)^{0,5}; \quad (5)$$

$$(\Delta \bar{e}_{ia})_{a^*} = (2/3) \sqrt{1 - \mu + \mu^2} (A/e_{ti}) f_1 \beta^{f_2} (l_{ijx}/t)^{f_3 + \beta f_4}, \quad (6)$$

$$A = 1,18 - 1,7 \cdot 10^{-3} \bar{e}_f.$$

Для аустенитных нержавеющих циклически стабильных сталей класса 08X18H10T запишем:

$$f_1 = 0,181 \bar{\sigma}_m - 0,191 \bar{\sigma}_m^2 + 0,083 \bar{\sigma}_m^3, \quad f_2 = -1,5 + 0,33 \bar{\sigma}_m,$$

$$f_3 = 3,645 (\bar{\sigma}_m)^{-0,29}, \quad f_4 = -1,319 (\bar{\sigma}_m)^{-0,156};$$

для перлитных теплоустойчивых циклически разупрочняющихся сталей типа 12X2MФА:

$$f_1 = -25,667 + 26,245 \bar{\sigma}_m, \quad f_2 = 32,135 - 34,33 \bar{\sigma}_m,$$

$$f_3 = -37,66 + 43,25 \bar{\sigma}_m, \quad f_4 = 23,95 - 25,115 \bar{\sigma}_m.$$

Таким образом, с учетом критериев [3] в самой глубокой точке трещины можно определить соответственно размах эквивалентного относительного коэффициента интенсивности деформаций и допускаемую глубину наклонного полуэллиптического дефекта:

$$(\Delta \bar{K}_e^{*(k)})_{b^*} = \frac{(2\pi r^*)^{P_{re}^{(k)}} \bar{e}_m^{(-2m^{(k)})/(1+m^{(k)})}}{[f(r^*/l_{ij}^*)]^{P_{ke}^{(k)}}} (\Delta \bar{e}_{ia})_{b^*}; \quad (7)$$

$$(\bar{K}_e^{*(k)})_{b^*} \leq \bar{K}_{ec}, \quad (8)$$

где \bar{K}_{ec} – критический относительный коэффициент интенсивности деформаций, зависящий от толщины образца и температуры, $\bar{K}_{ec} = f(t, T)$.

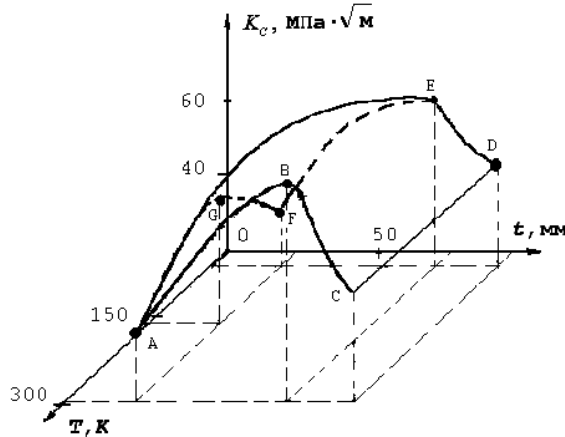


Рис. 4. Зависимость критического коэффициента интенсивности напряжений K_c от температуры и толщины образца металла сварного шва стали 08X18H10T.

На рис. 4 приведена зависимость критического коэффициента интенсивности напряжений K_c от температуры и толщины образца металла сварного шва стали 08X18H10T. При этом

$$\bar{K}_{ec} = \bar{K}_c^{P_{ke}}; \quad \bar{K}_c = K_c / \sigma_T. \quad (9)$$

При расчете процесса роста трещины учитывали максимальные остаточные напряжения в зоне развития трещины (для аустенитной стали $\sigma_{OX}^T = 208$ МПа), функции распределения пределов текучести и прочности и относительного сужения. Характеристики сопротивления малоцикловому нагружению определяли согласно [3] через локальные и номинальные упруго-пластические деформации при номинальном ($\sigma_m = \sigma_3 + \sigma_{OXi}^T$) и эксплуатационном ($\sigma_3 = 118$ МПа) напряжении в соответствующих точках сварного соединения с учетом изменения температуры.

На рис. 5 приведена расчетно-экспериментальная схема определения критической глубины дефектов b_c в металле сварного шва и в материале зоны сплавления рассматриваемой области сварного соединения стали 08X18H10T при $T = 295$ К и различном угле наклона трещин β .

Расчет соответствующих параметров механики разрушения согласно изложенной методике проводили по объему рассматриваемого сварного соединения с учетом изменения механических свойств и остаточных напряжений в зависимости от температуры [6–10]. Принимая запас прочности по длине (глубине) $n_l = b_c / [b] = 3$, получаем допустимые значения размера дефекта $[b] = b_c / 3$. Из расчета следует (рис. 5), что критическая глубина дефекта нормального отрыва $\beta = \pi/2$ в исследуемой области сварного шва равна $b_{c1} = 14$ мм, в зоне сплавления – $b_{c3} = 8$ мм.

Для наклонной трещины с углом $\beta = \pi/4$ и температуре эксплуатации $T = 295$ К получим $b_{c2} = 53$ мм для той же области сварного шва, в зоне сплавления – $b_{c4} = 35$ мм. Допускаемые глубины соответственно равны $[b]_1 = 4,7$ мм, $[b]_3 = 2,7$ мм, $[b]_2 = 17,7$ мм, $[b]_4 = 11,7$ мм.

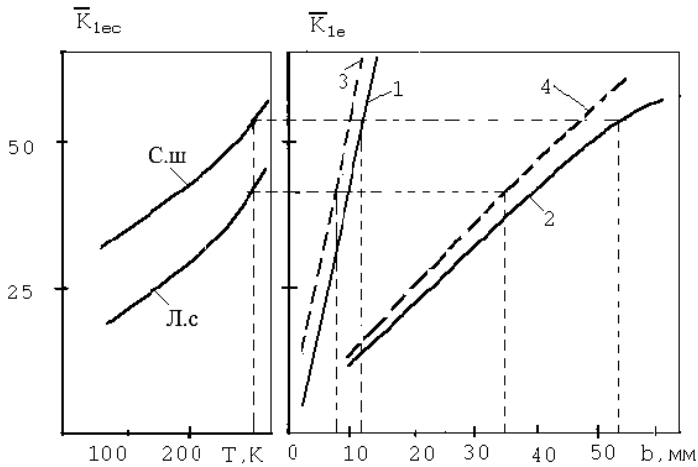


Рис. 5. Расчетно-экспериментальные зависимости определения допустимых размеров дефектов типа поверхностных полуэллиптических трещин в сварном соединении оболочки стали 08X18N10T (внутренний радиус $R = 0,417$ м, $t = 63$ мм, $b/a = 0,3$, $T = 295$ К): 1, 3 – соответственно С.ш (сварной шов) и Л.с (линия сплавления) для трещин с $\beta = \pi/2$; 2, 4 – соответственно С.ш и Л.с для трещин с $\beta = \pi/4$.

В соответствии с полученными результатами расчета можно определять не только локальные характеристики прочности, но и допустимые исходные и критические в процессе эксплуатации размеры дефектов в сварных элементах оборудования с учетом объемной физико-механической анизотропии и широкого температурного диапазона в любой точке их расположения в сварном соединении.

Таким образом, при оценках прочности, живучести и безопасности высоконагруженных конструкций необходимо вводить в анализ широкую вариацию состояний объектов (наличие и отсутствие в сварном шве остаточных напряжений и исходных дефектов). В процессе перераспределения остаточных напряжений вследствие неупругого деформирования швов, распределения механических свойств в рассматриваемых сварных соединениях принципиально важно при анализе безопасности конструкций применять линейную (для штатных ситуаций) и нелинейную (при нештатных ситуациях: аварийные и катастрофические) механику деформирования и разрушения. Для анализа нештатных ситуаций предложена уточненная методика оценки прочности сварных элементов ответственных конструкций с учетом анизотропии их свойств, кинетики остаточных напряжений, трещиноподобных дефектов и влияния температуры по критериям нелинейной механики разрушения.

С целью обеспечения надежной и безотказной эксплуатации ответственных конструкций в дополнение к нормативным материалам разработаны уточненные методы расчетов на статическую прочность сварных элементов по допустимым размерам дефектов для соответствующих режимов эксплуатации.

Резюме

На основі деформаційних критеріїв руйнування отримано розрахункові формули для визначення напружено-деформованого стану по контуру малоцикло-

вих поверхневих напівеліптичних похилих тріщин з урахуванням об'ємної анізотропії фізико-механічних властивостей. Оцінено уточнений ресурс і міцність обладнання АЕС.

1. *Разрушение* / Пер. с англ. под ред. Г. Либовица. – М.: Мир, 1973–1976. – Т. I–VII.
2. *Механика разрушения и прочность материалов*. Справочное пособие под ред. В. В. Панасюка. – Киев: Наук. думка, 1988. – Т. 1–4.
3. *Махутов Н. А.* Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. – М.: Машиностроение, 1981. – 272 с.
4. *Махутов Н. А.* Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность: В 2 ч. – Новосибирск: Наука, 2005. – 1110 с.
5. *Махутов Н. А., Фролов К. В., Стекольников В. В. и др.* Прочность и ресурс водо-водяных энергетических реакторов. – М.: Наука, 1988. – 312 с.
6. *Махутов Н. А., Макаренко И. В., Макаренко Л. В.* Кинетика полей остаточных напряжений в неоднородных аустенитных сталях при упруго-пластическом деформировании // Завод. лаб. – 1999. – **65**, № 4. – С. 40 – 44.
7. *Махутов Н. А., Макаренко И. В., Макаренко Л. В.* Исследование пространственной механической неоднородности сварных соединений аустенитных нержавеющей сталей // Там же. – 2004. – **70**, № 2. – С. 39 – 49.
8. *Махутов Н. В., Макаренко И. В., Макаренко Л. В.* Влияние анизотропии физико-механических свойств на кинетику трещин в аустенитных сталях // Пробл. прочности. – 2004. – № 1. – С. 113 – 119.
9. *Троценко В. Т., Ясний П. В., Покровский В. В.* Влияние температуры испытания на трещиностойкость конструкционных теплоустойчивых сталей // Физ.-хим. механика материалов. – 1986. – № 1. – С. 98 – 106.
10. *Труфяков В. И., Дворецкий В. И., Михеев П. П. и др.* Прочность сварных соединений при переменных нагрузках. – Киев: Наук. думка, 1988. – 237 с.

Поступила 21. 06. 2009