



# ПРОГНОЗ РАЗРУШЕНИЯ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПЛАСТИЧНЫХ СТАЛЕЙ ПРИ НАЛИЧИИ ДЕФЕКТОВ

А. С. ЗУБЧЕНКО, Г. С. ВАСИЛЬЧЕНКО, доктора техн. наук, А. В. ОВЧИННИКОВ, канд. техн. наук (ЦНИИТМАШ, г. Москва, РФ)

Предложен метод расчета предельных нагрузок для конструкции с дефектами сварных соединений. Метод позволяет моделировать процесс квазистатического развития трещин в пластичных сталях. Приведены примеры расчета.

*Ключевые слова:* сварные соединения, дефекты, статическая прочность, предельные нагрузки, модель разрушения

Большинство расчетов предельного состояния пластичных тел с дефектами выполняется с применением  $J$ -интегралов или параметров раскрытия трещины. Так, например, данные, регламентирующие допустимость дефектов в сварных соединениях трубопроводов АЭС на стадии эксплуатации, приведенные в коде ASME [1], получены с помощью  $J$ -интегралов. Распространенный метод оценки целостности конструкции с дефектами [2], известный под названием R6, имеет ту же основу. Подход Британского института сварки [3] к расчету трещиностойкости базируется на параметрах раскрытия трещин.

Пластичные материалы в процессе разрушения, как правило, имеют стадию квазистатического подраста трещины. При этом текущий размер трещины может быть представлен в зависимости от действия внешних сил. Между раскрытием вершины трещины  $\delta_r$  и ее подрастом существует аналогичная зависимость.

Таким образом, в отличие от обычных механических свойств материалов (при заданных условиях) критические значения  $J$ -интеграла и раскрытия вершины трещины являются не числами, а функциями приращения размера трещины  $\Delta a$ , которые принято называть  $J_R$ - и  $\delta_R$ -кривыми. В свою очередь  $J$ -интеграл и раскрытие вершины трещины  $\delta_r$ , характеризующие нагруженность тела, также зависят от размера трещины  $a = a_0 + \Delta a$ , где  $a_0$  — размер исходной трещины. При этом доля приращения размера трещины  $\Delta a$  для текущего ее размера значения не имеет.

Предельное состояние тела с трещиной достигается при нагрузке  $P$ , обеспечивающей выполнение одновременно двух условий:

$$J(P, a) = J_R(\Delta a); T(P, a) = T_{\text{мат}}(\Delta a), \quad (1)$$

где  $T = dJ/da \cdot E/R_{p0,2}^2$  — приложенный модуль разрыва;  $T_{\text{мат}} = dJ_R/da \cdot E/R_{p0,2}^2$  — модуль разрыва материала;  $E$  — модуль упругости;  $R_{p0,2}$  — условный предел текучести.

Величина  $\Delta a$ , при которой выполняется условие (1), соответствует предельному докритическому подрасту трещины при мягком нагружении.

© А. С. Зубченко, Г. С. Васильченко, А. В. Овчинников, 2003

Расчет по формуле (1) может быть заменен простым геометрическим построением. На рис. 1 показана процедура определения критической нагрузки  $P_c = P_2$  и предельного докритического подраста трещины с помощью подбора значений.

Зависимость между  $J$ -интегралом и раскрытием центра трещины  $\delta$  известна [4] и, следовательно, на основании геометрических построений на рис. 1 можно рассчитать диаграммы нагружения  $P$ - $\delta$  и зависимости  $P$ - $\Delta a$  (рис. 2).

Наряду с этим традиционным подходом к описанию процесса разрушения пластичных тел с трещинами можно предложить модель разрушения, основанную на иных предпосылках. Существует некоторое раскрытие центра трещины  $\delta$ , соответствующее страгиванию трещины, при котором площадь ослабленного трещиной сечения  $F$  убывает. Номинальное (усредненное) напряжение  $\sigma_H$  в этом сечении с увеличением  $\delta$  возрастает, но не превышает предел прочности  $R_m$  (или истинное сопротивление разрыву, если учитывается относительное сужение).

Таким образом, произведение номинального напряжения и площади, определяющее приложенную нагрузку  $P = \sigma_H F$ , имеет максимум (рис. 3).

Если удастся установить зависимости

$$\sigma_H = f_1(\delta), F = f_2(\delta),$$

то тем самым будут определены значения критической нагрузки  $P_{\text{max}}$  и соответствующее изменение размера трещины.

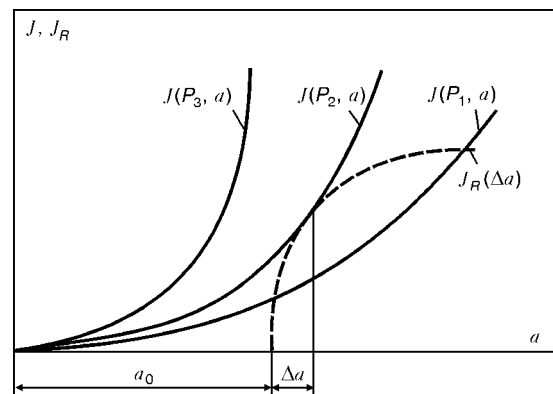


Рис. 1. Определение критической нагрузки и статического подраста дефекта по методу  $J_R$ -кривых

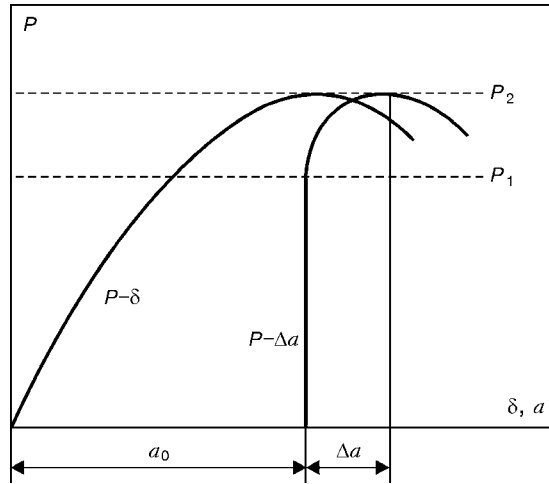


Рис. 2. Диаграммы  $P-\delta$  и  $P-\Delta a$

Авторы работ [5, 6] показали, что отношение приращения пластической составляющей  $\delta_p$ , раскрытия трещины к соответствующему приращению ее длины (критический угол пластического раскрытия трещины)

$$\chi = \frac{d\delta_p}{da} \quad (2)$$

в существенно меньшей степени зависит от типа образца и его размера, чем  $J_R$ - или  $\delta_R$ -кривые. Однако этот факт не повлиял на расчетную практику, поскольку оставалось неясно, каким образом характеристика  $\chi$  может участвовать в критериальных зависимостях.

В настоящей работе предложено использовать величины  $\chi$  для расчета критической нагрузки и докритического подраста трещины на основании ряда гипотез с помощью метода, получившего название метода пластического смещения.

Квазистатический рост трещины сопровождается взаимным пластическим смещением частей тела, расположенных по разные стороны трещины (рис. 4). Однако это смещение вызывает пластическое деформирование определенной зоны образца. Зная форму пластической зоны и пластическое смещение  $\Delta h = \delta_p$ , можно определить пластическую деформацию  $\epsilon_p = \Delta h / h$  в каждом продольном элементе  $h$  пластической зоны.

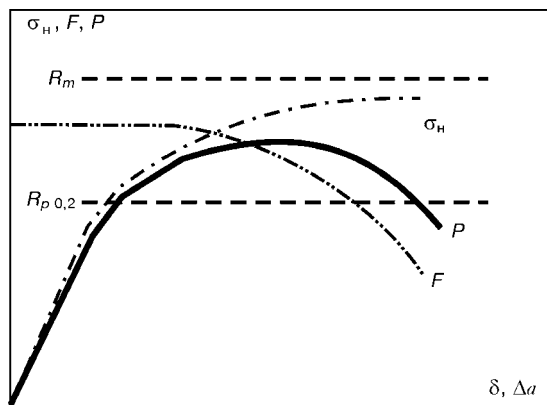


Рис. 3. Определение нагрузки как функции пластического смещения и подраста трещины

Закон упрочнения материала позволяет перейти от деформаций к напряжениям, а интегрирование напряжений по сечению создает нагрузку, соответствующую тому или иному значению подраста трещины.

Приращению пластического смещения  $dh$  соответствует приращение деформации

$$d\epsilon = \frac{dh}{h} = \frac{dh}{2x}, \quad (3)$$

где  $x = h/2$  — расстояние между элементом протяженностью  $h$  и концом движущейся трещины (угол в вершине пластической зоны составляет приблизительно  $90^\circ$ ). В свою очередь в соответствии с (2)  $dh = d\delta_p = \chi da$ .

Проинтегрировав выражение (3) от начального до текущего размера трещины, можно легко получить значение пластической деформации в зависимости от подраста трещины  $\Delta a$  и координаты  $x$

$$\epsilon_p = \int_{a_0}^{a_0 + \Delta a} \frac{\chi da}{2x} = \frac{\chi}{2} \ln \left( 1 + \frac{\Delta a}{x} \right) \approx \frac{\chi}{2} \frac{\Delta a}{x}. \quad (4)$$

Для вычислений напряжений воспользуемся аппроксимацией диаграммы деформирования Рамберга-Осгуда

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\epsilon_e}{\epsilon_0} + \frac{\epsilon_p}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n, \quad (5)$$

где  $\epsilon_0 = \sigma_0 / E$ ;  $\epsilon_e$  — упругая составляющая деформации;  $\sigma = R_{p,0.2}$ ;  $\alpha$  и  $n$  — характеристики упрочнения материала.

Возвращаясь к формуле (4), получим связь между напряжениями в зоне пластической деформации и увеличением размера трещины

$$\sigma = \sigma_0 \left( \frac{\chi}{2\alpha\epsilon_0} \frac{\Delta a}{\chi} \right)^{1/n} = \sigma_0 \left( B \frac{\Delta a}{\chi} \right)^{1/n}, \quad (6)$$

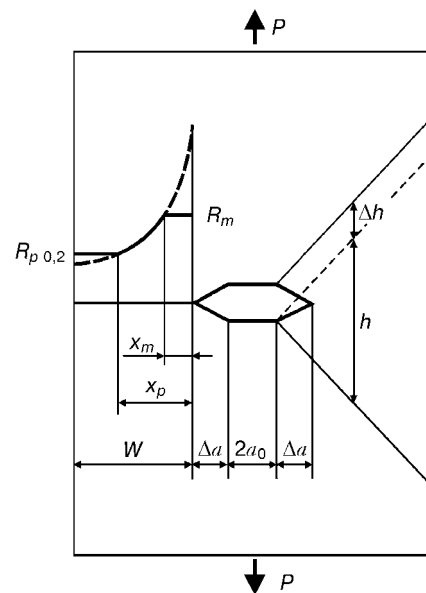


Рис. 4. Распределение напряжений (слева) и схема деформирования (справа) пластины с центральной трещиной



где  $B = \chi / 2\alpha \epsilon_0$  — характеристика материала ( $B = 20 \dots 400$ ).

Эпюра напряжений, рассчитанная по этой формуле, показана на рис. 4 жирной штриховой линией. При определении усилия  $P$  следует помнить, что напряжения, превышающие предел прочности  $R_m$ , вызывают существенную утяжку сечения. Возможен точный расчет с учетом этого фактора по формуле (4). В инженерной практике максимальное напряжение принято ограничивать значением предела прочности, при этом относительное сужение не учитывается. Как показало сопоставление расчетов с экспериментальными данными, эта предпосылка практически не влияет на точность расчетов при существенном упрощении методики.

В работе [7] показано, что необходимым условием движения трещины в вязких материалах является достижение напряжений предела текучести по всему ослабленному сечению. Таким образом, минимальный уровень напряжений может быть ограничен величиной  $R_{p0,2}$  (см. рис. 4).

Проинтегрировав напряжения по сечению перемычки  $W$  (см. рис. 4) с учетом того, что исходный размер перемычки  $W_0 = W + \Delta a$ , получим формулу расчета усилия  $P$  в зависимости от подроста трещины

$$P = 2R_{p0,2} t x_p \left[ \frac{R_m}{R_{p0,2}} \frac{x_m}{x_p} + \frac{n}{n-1} \left( \frac{B\Delta a}{x_p} \right)^{1/n} \times \left( 1 - \left( \frac{x_m}{x_p} \right)^{n-1/n} \right) + \frac{W_0 - \Delta a}{x_p} \right], \quad (7)$$

где  $x_m = \min \left\{ B\Delta a \left( \frac{R_{p0,2}}{R_m} \right)^n; \frac{W_0 - \Delta a}{x_p} \right\}; x_p = \min \left\{ B\Delta a; \frac{W_0 - \Delta a}{x_p} \right\};$

$t$  — толщина пластины.

Правило вычисления  $x_m$  и  $x_p$  отражает тот факт, что граница тела с трещиной может попасть на любой из трех участков эпюры напряжений (см. рис.4). Формула (7) упрощается, если условия ее применимости разбить на три диапазона подроста трещины:

для малого подроста  $\Delta a \leq \frac{W_0}{B+1}$

$$P = 2R_{p0,2} t \left\{ \frac{B\Delta a}{n-1} \left[ n - \left( \frac{R_{p0,2}}{R_m} \right)^{n-1} \right] + W_0 - \Delta a (B+1) \right\}; \quad (8)$$

для большого подроста  $\Delta a \geq \frac{W_0}{B(R_{p0,2}/R_m)^n + 1}$

$$P = 2R_m t (W_0 - \Delta a); \quad (9)$$

для промежуточных значений  $\frac{W_0}{B+1} \leq \Delta a \leq \frac{W_0}{B(R_{p0,2}/R_m)^n + 1}$

$$P = 2R_{p0,2} t \frac{B\Delta a}{n-1} \left[ n \left( \frac{W_0 - \Delta a}{B\Delta a} \right)^{(n-1)/n} - \left( \frac{R_{p0,2}}{R_m} \right)^{n-1} \right]. \quad (10)$$

Нагрузка, рассчитанная в зависимости от  $\Delta a$  по формулам (8)–(10), имеет максимум, положение которого определяют критические значения  $P$  и  $\Delta a$  для мягкого нагружения. При нагружении с заданной податливостью также применяется метод пластического смещения. Он позволяет для текущего значения  $\Delta a$  определить не только нагрузку, но и взаимное пластическое смещение точек приложения сил (упругое смещение рассчитывается традиционными методами). Зная смещение, можно скорректировать нагрузку и с помощью итерационного метода получить полное описание процесса разрушения.

В ЦНИИТМАШ проведены испытания крупногабаритных образцов сечением 300×65 мм. Образцы из стали 15Х2НМФА содержали центральные сквозные и полуэллиптические трещины и их испытывали на квазистатическое растяжение до разрыва.

Специально разработанная методика нанесения меток по фронту развивающейся в процессе нагружения трещины позволила экспериментально определить подрост трещины в зависимости от нагрузки. Полученные значения критической нагрузки находились в диапазоне 7...9 МН, докритический подрост трещины составлял 4...8 мм. На базе обобщения экспериментальных данных получены  $J_R$ -кривая и параметр  $\chi$  для стали 15Х2НМФА толщиной 65 мм.

После этого проведена проверка возможности описания процесса разрушения с помощью методов пластического смещения (формулы (8)–(10)),  $J_R$ -кривых (формулы (1)) и R6 [2]. При этом использован наиболее универсальный вариант метода R6, подразумевающий определение  $J$ -интеграла. Для случая равномерного растяжения этот вариант формально совпадает с методом  $J_R$ -кривых, но имеет ограничение по условию пластической неустойчивости.

Расчет  $J$ -интегралов проводили по формулам, взятым из работ [2, 8]:

$$J = \frac{K^2}{E} \left[ \frac{\epsilon_i/\epsilon_0}{\sigma_i/\sigma_0} + \frac{1}{2} \frac{(\sigma_i/\sigma_0)^3}{\epsilon_i/\epsilon_0} \right],$$

где  $K$  — коэффициент интенсивности напряжений, рассчитанный по формулам из работ [9] (для сквозных трещин) и [10] (для полуэллиптических трещин);  $\epsilon_i$  — деформация, соответствующая усредненному напряжению  $\sigma_i$ ;  $\sigma_i = \sigma/k_F$  — усредненное напряжение в ослабленном трещиной сечении;  $\sigma$  — напряжение без учета наличия трещины;  $k_F = 1/(1+a/W)$  — коэффициент ослабления для центральной сквозной трещины;  $k_F = 1 - \frac{a/t}{4/\pi + 2/\pi(a/c)/(a/t)}$  — для полуэллиптической трещины с полуосями  $a$  и  $c$ .

Экспериментально определены следующие параметры аппроксимации Рамберга–Осгурда (5) для

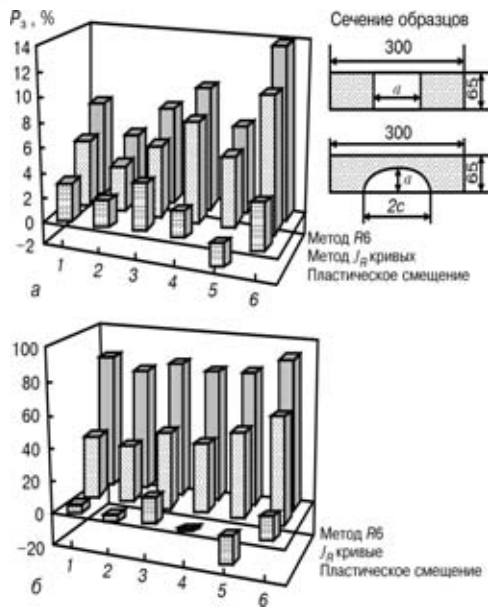


Рис. 5. Оценка погрешности методов расчета критической нагрузки (а) и докритического подраста трещины (б) для образцов со сквозными (1-3) и полуэллиптическими (4-6) трещинами ( $P_c$  — заниженные результаты)

стали 15Х2НМФА:  $\sigma_0 = 556$  МПа;  $\alpha = 1,22$ ;  $n = 17,4$ . Метод определения пластического смещения для полуэллиптических трещин не сводится к простым формулам типа (8)–(10), но легко реализуется численным образом.

Целью расчета являлось определение максимальной нагрузки и соответствующего подраста трещины. Сопоставление данных, полученных с помощью расчетов по трем методикам (пластическое смещение,  $J_R$ -кривые,  $R6$ ), с экспериментом представлено на рис. 5.

Таким образом, для определения критической (максимальной) нагрузки приемлемы все три метода, а при вычислении докритического роста трещины предпочтительнее использовать метод пластического смещения. Он приемлем для описания процесса квазиразрушающих разрушений, но в этом случае этот метод рассматривается как элемент интерполяционного критерия, описанного в работах [11, 12].

Применение указанного подхода при решении практических задач с граничными условиями, заданными в величинах деформации или температурными полями, открывает новые возможности. Проиллюстрируем это на примере расчета трубопровода с теплоносителем, имеющим перепад температуры по высоте  $\Delta T$  (рис. 6). По краям труба закреплена таким образом, что угловое и разрешающее продольное смещение исключается. При этом нагрузки и внутреннее давление не рассматриваются. Прогиб такой конструкции невозможен, поскольку наличие различных форм изгиба, отвечающих граничным условиям, подразумевает наличие переменного по длине трубы изгибающего момента. В рассматриваемой схеме момент изгиба по длине не меняется. Температурная деформация, значение которой оценивается как  $\epsilon_T \approx \alpha_T \Delta T / 2$  (здесь  $\alpha_T$  — коэффициент линейного температурного расширения), полностью компенсируется изгибающими моментами на концах трубы.

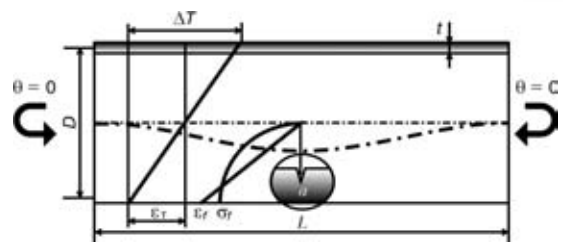


Рис. 6. Температурное нагружение трубопровода с кольцевым дефектом: жирная штрихпунктирная линия — невозможная форма изгиба;  $\theta$  — угол поворота;  $L$  — длина трубопровода;  $D$  — его диаметр

Труба имеет поперечную трещину. Материал находится в вязком состоянии. При этом традиционный расчет по методу пластического шарнира не вполне корректен, так как смещение нейтральной оси отсутствует. Предельный изгибающий момент для такой конструкции легко рассчитать как удвоенный момент от напряжений, вызванных деформацией линейно возрастающей от нулевой (в середине высоты трубы) до определенной по методу пластического смещения. В первом приближении эта деформация соответствует

$$\epsilon_f = \epsilon_0 \left[ \frac{\sigma_f}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma_f}{\sigma_0} \right)^n \right],$$

где  $\sigma_f = \frac{R_{p0,2} + R_m}{2}$ .

Распределения напряжений и деформаций показаны на рис. 6.

Предельные моменты, соответствующие этим напряжениям, оказываются существенно ниже, чем рассчитанные по методу пластического шарнира. Для дефектов глубиной четверть толщины стенки погрешность невелика (20%), но при глубине, составляющей половину толщины, она равна уже 35%, а при глубине дефектов, выбранных для анализа реальных разрушений, погрешность достигает 50% и более (53% — при трех четвертях толщины).

Таким образом, для труб с дефектами температурный изгибающий момент опаснее, чем силовой. Этот вывод, с точностью до обратного, соответствует принятой системе назначения коэффициентов запаса. Он может быть опровергнут, если эффект разгрузки, обусловлен пластической деформацией в зоне дефекта. Оценку фактора разгрузки наиболее удобно провести с использованием метода пластического смещения.

Деформация  $\epsilon_f$  реализуется на линейном размере приблизительно  $t-a$ , что соответствует значению  $W$  (см. рис. 4). Учитывая, что начиная с размеров дефектов порядка 30% толщины стенки, достижение предела текучести в неповрежденных сечениях вообще невозможно, ограничимся рассмотрением диапазона больших трещин (расчеты проводились для стали 10ГН2МФА).

Температурное растяжение нижней образующей трубы составляет

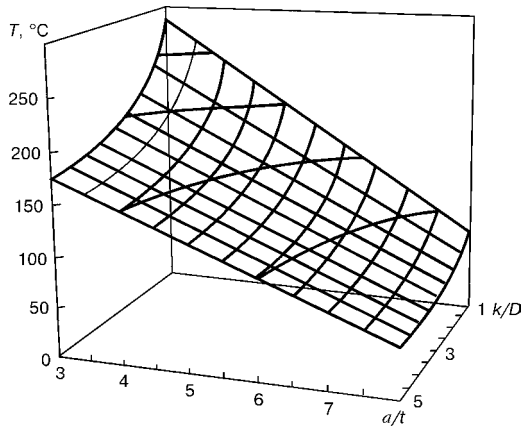


Рис. 7. Критический температурный перепад ( $a/t$  — глубина дефекта)

$$\Delta L_T \approx \alpha_T \Delta T L,$$

деформационное —

$$\Delta L = \Delta L_e + \Delta L_p \approx \frac{M_c L}{\pi R^2 t E} + \epsilon_f (t - a),$$

где  $\Delta L_e$ ,  $\Delta L_p$  — соответственно упругая и пластическая составляющие изменения размера  $L$ ; в первом приближении  $M_c \approx 4\sigma_f R^2 (t - a)$ .

Приравняв их, можно легко получить оценку критического температурного перепада

$$\Delta T_c \approx \frac{1 - a/t}{\alpha_T} \left( \frac{4\sigma_f}{\pi E} + \frac{\epsilon_f t/D}{L/D} \right) \quad (11)$$

Зависимость критического температурного перепада от глубины дефекта и длины трубы для типичного соотношения  $t/D = 0,076$  показана на рис. 7 ( $t/D$  — толщина стенки трубы).

Представляет интерес оценка влияния геометрических факторов при заданном температурном перепаде. Из выражения (11) следует, что критическая длина трубы определяется формулой

$$L/D \approx \frac{\epsilon_f t/D}{\Delta T_c \alpha_T / (1 - a/t) - 4\sigma_f / (\pi E)}$$

Сочетание геометрических размеров трубы, для которых разрушение происходит при температурном перепаде  $180^\circ\text{C}$ , показано на рис. 8.

Следует отметить, что приведенные выше результаты получены без учета продвижения трещины и должны рассматриваться как первичная качественная оценка. В то же время с помощью метода пластического смещения обеспечиваются более точные количественные оценки.

В заключение отметим, что к достоинствам описанного метода относится не только простота расчетных принципов, но и возможность рассчитывать тела, содержащие трещины практически произвольной формы (например, сквозные трещины с нелинейными фронтами). В этом случае проводится численное интегрирование напряжений по

Method for calculation of limiting loads for a structure comprising welded joints with defects is suggested. The method allows modelling of the process of quasi-static propagation of cracks in ductile steels. Examples of the calculation are presented.

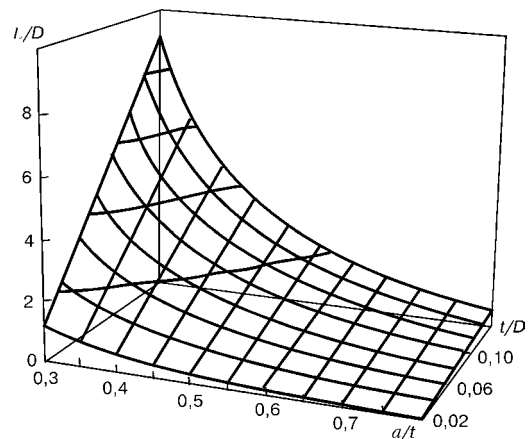


Рис. 8. Критические размеры трубы при температурном перепаде  $180^\circ\text{C}$

ослабленному сечению при различных вариациях изменения фронта трещины.

Предложенный метод может быть широко использован при моделировании процессов повреждения сварных соединений в ответственных конструкциях. В настоящее время проводятся верификационные расчеты элементов конструкций и трубопроводов АЭС, для которых ранее получены результаты с помощью традиционных методов.

1. ASME. Sect. 11. Boiler and pressure vessel code. — N. Y.: Wiley, 1986. — 556 p.
2. Assessment of the integrity of structures containing defects / I. Milne, R. A. Ainsworth, A. R. Dowling, A. T. Stewart. — Berkeley, UK, 1986. — 280 p.
3. MEE/37. British standard committee draft and PW approaches on develop. pressure vessel technology / F. M. Burdakin. — London, 1979. — 95 p.
4. EPRI NP-1931. Engineering approach for elastic-plastic fracture analysis: Research Project 1237-1 / General Electric Co. / V. Kummar, M. D. German, C. F. Shih. — N.Y.: Schenectady, 1981. — 382 p.
5. Вчук М. П. Проблема неустойчивости при пластическом разрушении // Материалы 5-й Междунар. конф. по разрушению (Канны, сент. 1981 г.). — М.: НИИинформэнерго, 1985. — С. 83-95.
6. Smith E. The conditions for the onset of fracture at the tip of a part-through part-circumference crack in a pipe // Intern. J. Pressure Vessel and Piping. — 1983. — № 12. — P. 127-140.
7. Hasegawa K., Shimizu T., Shiga. Leakage and breakage estimation based on a net-stress approach for stainless steel pipes with circumferential cracks // Nucl. Eng. and Des. — 1984. — 81, № 2. — P. 285-290.
8. Ainsworth R. A. The assessment of defects in structures of strain hardening material // End. Fract. Mech. — 1984. — № 19. — P. 633-642.
9. Овчинников А. В. Приближенная формула определения коэффициентов интенсивности напряжений  $K_I$  // Пробл. прочности. — 1986. — № 11. — С. 41-47.
10. Newman J. C., Raju I. S. Stress-intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies subjected to tension and bending loads // NASA Technical Memorandum 85793. — 1984. — April. — P. 140.
11. Использование данных неразрушающего контроля в расчетах на прочность / Ю. И. Звездин, Е. Ю. Ривкин, Г. С. Васильченко, А. В. Овчинников // Тяж. машиностроение. — 1990. — № 3. — С. 12-14.
12. Овчинников А. В., Ривкин Е. Ю. Интерполяционный критерий механики разрушения // Механика разрушения и прочность сварных соединений и конструкций: Материалы науч.-техн. шк.-семинара. — Л., 1991. — С. 113-116.

Поступила в редакцию 28.02.2003