



ПРОБЛЕМЫ ЭКСПЕРТИЗЫ СОВРЕМЕННЫХ СВАРНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ОТВЕТСТВЕННОГО НАЗНАЧЕНИЯ

В. И. МАХНЕНКО*

ИЭС им. Е. О. Патона НАНУ. 03680, г. Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Важным этапом диагностики состояния ответственных сварных конструкций является прогнозирование их остаточного ресурса на основе прочностных расчетов по предельному состоянию. При отсутствии трещинообразных концентраторов к спонтанному макроразрушению конструктивных элементов в ряде случаев приводит пластическая неустойчивость, связанная с зарождением и развитием пористости. В настоящей работе рассмотрены основные проблемы моделирования вязкого разрушения сварных конструкций и предложены методологические основы описания механизмов их предельного состояния. В частности, разработаны комплексные конечно-элементные модели совместного развития трехмерного напряженно-деформированного состояния упругопластичного материала с упрочнением и порообразованием. Условие зарождения пор вязкого разрушения определяется граничным значением параметра Одквиста, а развитие пор — законом Райса–Трейси. Таким образом, предельное состояние конструкции при развитом пластическом течении металла обуславливается ростом несплошности, локальным перераспределением нагрузки и уменьшением фактического несущего сечения. Использование предложенной методологии проиллюстрировано примерами расчета предельного внутреннего давления трубопроводных элементов с учетом начального напряженно-деформированного состояния при монтажной и ремонтной сварке, структурной неоднородности, поверхностных дефектов локального утонения стенки. Показано, что при отсутствии геометрических концентраторов, физическая неоднородность мало влияет на предельную нагрузку при статическом нагружении рассмотренных сварных конструкций. Это согласуется с имеющимся опытом эксплуатации трубопроводных систем, что доказывает применимость разработанных подходов численного анализа для эффективного решения практических задач диагностики состояния современных сварных конструкций. Библиогр. 11, табл. 1, рис. 4.

Ключевые слова: вязкое разрушение, порообразование, математическое моделирование, напряженно-деформированное состояние, предельная нагрузка

Мировая практика показывает, что периодическая техническая экспертиза состояния современных ответственных конструкций является наиболее эффективным мероприятием, обеспечивающим надежность их эксплуатации. Техническая экспертиза таких конструкций состоит из целого ряда этапов, из которых особо выделяют техническую диагностику состояния и соответствующий прогноз остаточного ресурса безопасной эксплуатации. Непрерывное развитие средств и технологии диагностики позволяет получать с каждым годом все более точные данные относительно состояния различных конструкций, в том числе и сварных. Прогресс технической диагностики стимулирует соответствующее развитие методов прогнозирования ресурса безопасной эксплуатации. Большое влияние при этом оказывает современное развитие вычислительной техники, а также численных методов моделирования деформаций сплошных сред и сопутствующих процессов механики разрушения. Для сварных конструкций, прочностные расчеты которых обычно ведутся по предельному состоянию, большое зна-

чение при решении практических задач прогнозирования остаточного ресурса безопасной эксплуатации на основе конкретных данных технической диагностики имеет развитие методов математического моделирования деформационных процессов до состояний близких к предельному и математическое описание механизмов предельного состояния, что далеко не всегда сводится к сравнению расчетных максимальных напряжений либо деформаций с предельными для данного материала конструкции при соответствующих условиях нагружения. Иными словами, в отличие от прочностного расчета по допускаемым напряжениям (деформациям), расчет по предельным нагрузкам требует, как правило, использования более прецизионных методов нелинейной механики деформирования (учет физической либо геометрической нелинейности, либо первого и второго одновременно), а также привлечения соответствующих критериев формирования несплошностей (разрушения) в зависимости от условий нагружения, свойств материала и т. п., определяющих вид разрушения.

За последние десятилетия наиболее изученным в этом направлении считается хрупкое разрушение, что можно связать с рядом факторов, из которых наиболее значительными являются: масштабные негативные последствия таких разруше-

* Под руководством автора в работе также принимали участие Е. А. Великоиваненко, Г. Ф. Розынка, Н. И. Пивторак.



ний, малое отличие предшествующего деформирования зоны разрушения от упругого, т. е. актуальность при относительно простых исходных параметрах. Тем не менее, на создание современной, достаточно строгой линейной теории механики разрушения твердых тел с трещинами и приближенной нелинейной теории того же назначения понадобилось несколько десятилетий. При прогнозировании остаточного ресурса безопасной эксплуатации ответственных сварных конструкций с обнаруженными (либо гипотетическими) дефектами трещинообразной формы современные теории механики разрушения твердых тел с трещинами позволяют решать комплекс практических задач [1, 2 и др.] при различных условиях нагружения (статические, циклические, температурные, в агрессивной среде и т. п.). Популярность современных теорий механики разрушения твердых тел с трещинами определяется, в первую очередь, отсутствием необходимости рассматривать детально напряженно-деформированное состояние в «горячей зоне» вдоль достаточно неопределенной границы трещины, оперируя соответствующими интегральными характеристиками типа:

коэффициент интенсивности напряжений K_j ($j = I, II, III$) и его критическое значение $K_{j,c}$, МПа·м^{1/2};

высвобождающаяся энергия на единицу длины роста трещины J_j и ее критическое значение $J_{j,c}$, Дж/м;

раскрытие берегов трещины δ и его критическое значение δ_c , мм;

реферативные напряжения σ_{ref} определяющие состояние пластического коллапса вдоль границы трещины при заданном пределе текучести материала σ_T в этой зоне, МПа.

Алгоритмы расчета этих характеристик, также как и экспериментальные методики определения их критических значений, достаточно глубоко проработаны, особенно для K_j и σ_{ref} [2, 3 и др.], а также для J_j , что определяет минимальные отклонения результатов различных исследований по предельным нагрузкам для конкретных задач.

В случае отсутствия трещинообразного дефекта и достаточно вязкого материала сварной конструкции, например, утонение несущей стенки сварного сосуда давления или трубопровода, расчеты по допускаемым напряжениям могут приводить к вязким разрушениям типа пластической неустойчивости [4], что характерно для высокопрочных сталей с малым коэффициентом деформационного упрочнения. Такие расчетные данные далеко не всегда подтверждаются опытом, что обусловлено дополнительными механизмами компенсации уменьшения сечения при растяжении.

Одним из таких механизмов общепризнанно считать процесс порообразования при развитом пластическом течении конструкционных сталей. В общем виде закономерности процессов зарождения и развития пор, а также влияния порообразования на деформационные процессы и разрушение сформулированы, главным образом, на основе экспериментальных исследований еще в 70-е годы прошлого столетия. Но их конкретное использование [5–8 и др.] связано со значительными сложностями и требует целого ряда характеристик материала, которые можно получить пока только сочетанием эксперимента с расчетом (правда, на относительно простых образцах [5]). Тем не менее, реальный прогресс развития вычислительной техники и методов решения деформационных задач в трехмерной постановке с учетом физической и геометрической нелинейности заметно меняет суждения относительно реализации сложных математических моделей. Соответствующие разработки ведутся в различных организациях, в том числе и в ИЭС им. Е. О. Патона НАНУ применительно к сварным конструкциям. Ниже изложены основные положения такой разработки и отдельные примеры ее использования при решении практических задач.

В основу положено совместное рассмотрение деформационных процессов и порообразование в произвольном 8-узловом конечном элементе (КЭ), с помощью которых моделируется сплошная среда в ортогональной системе координат x, y, z . В пределах рассматриваемого КЭ (рис. 1) распределение напряжений, деформаций, температур принимается равномерным.

Пористость возникает при определенном уровне пластических деформаций, характеризуемых параметром Одкависта κ_H :

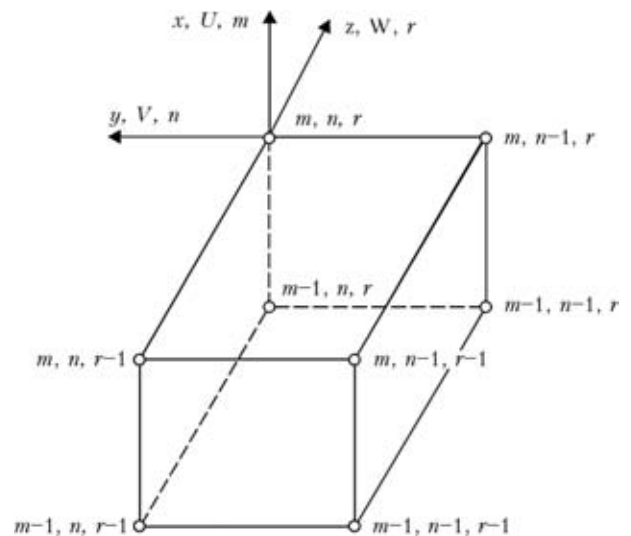


Рис. 1. Схема конечного элемента в системе координат x, y, z с перемещением по соответствующим направлениям V, U, W и нумерацией узлов m, n, r



$$\kappa_n = \int d\varepsilon_i^p, \quad (1)$$

где $d\varepsilon_i^p = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{d\varepsilon_{ij}^p d\varepsilon_{ij}^p}$, $d\varepsilon_{ij}^p$ — компоненты тензора приращений пластических деформаций ($i, j = x, y, z$).

Возникшие в КЭ поры равномерно распределены по его объему $V_{КЭ}$; при этом объемная доля несплошности ρ_V определяется отношением объемов пор $V_{пор}$ и всего конечного элемента $V_{КЭ}$. Соответственно, условие начала процесса порообразования в конкретном КЭ можно описать уравнением

$$\begin{cases} \rho_V = 0 & \text{при } \kappa < \kappa_n \\ \rho_V \geq \rho_V^n & \text{при } \kappa \geq \kappa_n \end{cases}, \quad (2)$$

где ρ_V^n — условная начальная объемная доля пор.

По аналогии с понятием ρ_V вводятся характеристики: ρ_S — относительная площадь пор в поперечном сечении КЭ, т. е.

$$\rho_S = \frac{S_{пор}}{S_{КЭ}} \quad (3)$$

и ρ_l — относительная длина линейного размера КЭ, занимаемая порами, т. е.

$$\rho_l = \frac{l_{пор}}{l_{КЭ}}. \quad (4)$$

Между ρ_V , ρ_S и ρ_l существует связь $\rho_V = 3\rho_p$, $\rho_S = 2\rho_l$ при $\rho_l \ll 1, 0$.

Возникшие в КЭ поры растут по мере развития пластических деформаций по закону Райса–Трейси [5], т. е.

$$d\rho_l = \rho_l K_1 \exp\left(K_2 \frac{\sigma_m}{\sigma_i}\right) d\varepsilon_i^p, \quad (5)$$

где $\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz})$ — среднее нормальное напряжение в данном КЭ, $\sigma_i = \sqrt{\frac{1}{2}\sigma_{ij}\sigma_{ij}}$ — интенсивность напряжений в данном КЭ, σ_m/σ_i — характеристика жесткости напряженного состояния, $K_1 = 0,28$, $K_2 = 1,5$.

Из (5) следует, что величина $d\rho_l$ — относительное приращение линейных размеров КЭ за счет пористости, т. е. приращение компонент тензора деформаций можно представить суммой

$$\begin{aligned} d\varepsilon_{ij} &= d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p + \delta_{ij}(d\varepsilon_T + d\rho_l), \\ \delta_{ij} &= 1 \text{ при } i=j, \delta_{ij} = 0 \text{ при } i \neq j, \end{aligned} \quad (6)$$

где $d\varepsilon_{ij}^e$, $d\varepsilon_{ij}^p$, $\delta_{ij}d\varepsilon_T$, $\delta_{ij}d\rho_l$ — компоненты приращения деформаций за счет напряжений по закону Гука, пластической деформации, изменения температуры, пористости соответственно.

Исходя из метода последовательного прослеживания развития упругопластических деформаций и предположения, что на шаге прослеживания величина σ_m/σ_i меняется незначительно, соотношение (5) принимает вид

$$\ln \frac{\rho_l}{(\rho_l)^*} = K_1 \exp\left[K_2 \frac{\sigma_m}{\sigma_i}\right]^* (\kappa - \kappa^*), \quad (7)$$

где индекс * относит величину к предыдущему шагу прослеживания.

Соответственно, после подстановки $\rho_l = (\rho_l)^* + \Delta\rho_l$ в (7):

$$\Delta\rho_l = (\rho_l)^* \left\{ \exp\left[K_1 \exp\left[K_2 \frac{\sigma_m}{\sigma_i}\right]^* (\kappa - \kappa^*) \right] - 1 \right\} \quad (8)$$

($\kappa^* > \kappa_n$).

Замена в (6) оператора d на Δ с учетом (8) позволяет получить для приращения полной деформации $\Delta\varepsilon_{ij}$ выражение, учитывающее рост пор в данном КЭ за шаг прослеживания. Далее алгоритм решения деформационной задачи соответствует таковому из работ [1, 5].

При реализации условий пластического течения используют зависимость

$$\sigma_i = \sigma_s(T, \kappa)(1 - 2\rho_l), \quad (9)$$

где $\sigma_s(T, \kappa)$ — деформирующие напряжения в материале при температуре T и параметре Одквиста κ по (1).

Уравнения связи между тензором σ_{ij} и $\Delta\varepsilon_{ij}$ следующие:

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon_{ij} &= \psi(\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma_m) + \delta_{ij}(K\sigma_m + \Delta\varepsilon_T + \Delta\rho_l) - b_{ij}, \\ b_{ij} &= \frac{1}{2G}(\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma_m)^* + (K\sigma_m)^*, \quad (i, j = x, y, z), \end{aligned} \quad (10)$$

где $K = \frac{1-2\nu}{E}$; E — модуль Юнга; ν — коэффициент Пуассона; $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$ для материала данного КЭ; ψ — функция состояния материала, определяемая условием текучести, т. е.

$$\begin{aligned} \psi &= \frac{1}{2G}, \text{ если } \sigma_i < \sigma_s(T, \kappa)(1 - 2\rho_l), \\ \psi &> \frac{1}{2G}, \text{ если } \sigma_i = \sigma_s(T, \kappa)(1 - 2\rho_l); \end{aligned} \quad (11)$$



состояние $\sigma_i > \sigma_s(T, \kappa)(1 - 2\rho_l)$ недопустимо.

Пластические деформации определяются из уравнения

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \left(\psi - \frac{1}{2G} \right) (\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_m), \quad (i, j = x, y, z). \quad (12)$$

Реализация условий (11) проводится на каждом шаге прослеживания итерационно с использованием (12), (1), (7), (8) и соответствующей зависимости $\sigma_s(T, \kappa)$ от κ и T [5]. При этом на каждой итерации по ψ напряжения σ_{ij} определяют из (10):

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{\psi} \left(\Delta \varepsilon_{ij} + \delta_{ij} \frac{\psi - K}{K} \Delta \varepsilon \right) + J_{ij}, \quad (13)$$

где

$$\Delta \varepsilon = \frac{\Delta \varepsilon_{xx} + \Delta \varepsilon_{yy} + \Delta \varepsilon_{zz}}{3},$$

$$J_{ij} = \frac{1}{\psi} \left[(b_{ij} - \delta_{ij} b) + \delta_{ij} \left(K \sigma^* - \frac{\Delta \varepsilon_r + \Delta \rho_l}{K} \right) \right],$$

$$b = \frac{1}{3} (b_{xx} + b_{yy} + b_{zz}).$$

Тензор $\Delta \varepsilon_{ij}$ и вектор приращений перемещений ΔU_i связаны соотношением

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} (\Delta U_{i,j} + \Delta U_{j,i}), \quad (14)$$

где запятая в индексе соответствует дифференцированию в пределах КЭ, т. е. в системе координат x, y, z (см. рис. 1). Из (14) при $\Delta \varepsilon_{ij} \ll 1,0$ следует

$$\Delta \varepsilon_{xx} = \frac{\Delta U_{m,n,r} - \Delta U_{m-1,n,r}}{x_{m,n,r} - x_{m-1,n,r}},$$

$$\Delta \varepsilon_{yy} = \frac{\Delta V_{m,n,r} - \Delta V_{m,n-1,r}}{y_{m,n,r} - y_{m,n-1,r}},$$

$$\Delta \varepsilon_{zz} = \frac{\Delta W_{m,n,r} - \Delta W_{m,n,r-1}}{z_{m,n,r} - z_{m,n,r-1}}, \quad (15)$$

$$\Delta \varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} \left[\frac{\Delta U_{m,n,r} - \Delta U_{m,n-1,r}}{y_{m,n,r} - y_{m,n-1,r}} + \frac{\Delta V_{m,n,r} - \Delta V_{m-1,n,r}}{x_{m,n,r} - x_{m-1,n,r}} \right],$$

$$\Delta \varepsilon_{xz} = \frac{1}{2} \left[\frac{\Delta U_{m,n,r} - \Delta U_{m,n,r-1}}{z_{m,n,r} - z_{m,n,r-1}} + \frac{\Delta W_{m,n,r} - \Delta W_{m-1,n,r}}{x_{m,n,r} - x_{m-1,n,r}} \right],$$

$$\Delta \varepsilon_{yz} = \frac{1}{2} \left[\frac{\Delta U_{m,n,r} - \Delta U_{m,n,r-1}}{z_{m,n,r} - z_{m,n,r-1}} + \frac{\Delta W_{m,n,r} - \Delta W_{m,n-1,r}}{y_{m,n,r} - y_{m,n-1,r}} \right],$$

где $x_{m,n,r}, y_{m,n,r}, z_{m,n,r}, \dots$ — координаты узлов КЭ (см. рис. 1) с учетом их изменений при дифференцировании, т. е.

$$\begin{aligned} x_{m,n,r} &= x_{m,n,r}^* + \Delta U_{m,n,r}, \\ y_{m,n,r} &= y_{m,n,r}^* + \Delta V_{m,n,r}, \\ z_{m,n,r} &= z_{m,n,r}^* + \Delta W_{m,n,r}. \end{aligned} \quad (16)$$

Компоненты тензора напряжений (13) удовлетворяют уравнениям статики для внутренних КЭ и соответствующим граничным условиям. В свою очередь компоненты вектора $\Delta U_i (\Delta U, \Delta V, \Delta W)$ удовлетворяют соответствующим условиям на границе.

Разрешающая система алгебраических уравнений относительно вектора приращений перемещений в узлах конечных элементов на каждом шаге прослеживания и итерации по ψ определяется в результате минимизации функционала (вариационный принцип Лагранжа) [9]:

$$\Theta_1 = -\frac{1}{2} \sum_V (\sigma_{ij} + J_{ij}) \Delta \varepsilon_{ij} V_{m,n,r} + \sum_{S_p} P_i \Delta U_i \Delta S_p^{m,n,r}, \quad (17)$$

где \sum_V — оператор суммы по внутренним КЭ,

\sum_{S_p} — оператор суммы по поверхностным КЭ,

на которых заданы компоненты силового вектора P_i ($i = x, y, z$), т. е. система уравнений

$$\frac{\partial \Theta_1}{\partial \Delta U_{m,n,r}} = 0, \quad \frac{\partial \Theta_1}{\partial \Delta V_{m,n,r}} = 0, \quad \frac{\partial \Theta_1}{\partial \Delta W_{m,n,r}} = 0 \quad (18)$$

позволяет получить решение относительно приращений вектора перемещений на каждом шаге прослеживания и итерации по ψ для соответствующего КЭ. Состояние пластической неустойчивости для рассматриваемого КЭ на конкретном шаге прослеживания определяется значением функции ψ .

Из (12), (13) следует, что при возрастании функции ψ растут приращения пластических деформаций $\Delta \varepsilon_{ij}^p$ и снижаются напряжения σ_{ij} . Если на предыдущем шаге прослеживания параметр Одквиста κ^* , а пластическая неустойчивость наступает при деформации ε_p то, приравнявая $\kappa^* + \Delta \varepsilon_i^p = \varepsilon_p$, можем оценить значения $\left(\psi - \frac{1}{2G} \right)_{кр}$, выше которых процесс пластической неустойчивости вполне реален в данном КЭ, т. е.



$$\left(\psi - \frac{1}{2G}\right)_{кр} \geq \frac{\varepsilon_f - \kappa^*}{1,5\sigma_i} \approx \frac{\varepsilon_f - \kappa^*}{1,5\sigma_s(\kappa, T)} \quad (19)$$

Таким образом, условие (19) можно считать верхним ограничением для функции ψ с позиции пластической неустойчивости. Иными словами, если итерационный процесс по ψ в рассматриваемом КЭ при данном шаге нагружения дает возрастающие значения ψ выше $\psi_{кр}$ по (19), то можно считать, что элемент не в состоянии воспринимать нагрузку на этом шаге; соответственно значение $\psi \rightarrow \infty$, $\sigma_{ij} \rightarrow 0$.

Возможен и другой вариант потери работоспособности данного КЭ: истинные максимальные

главные напряжения $\frac{\sigma_1}{1 - 2\rho_l}$ превышают напряжения скола S_{κ} , что возможно при высоком деформационном упрочнении материала. В этом случае также следует принимать, что на данном шаге прослеживания и всех последующих этот элемент не может воспринимать нагрузку, т. е. $\psi \rightarrow \infty$, $\sigma_{ij} \rightarrow 0$.

В итоге можно сформулировать два основных условия, когда конкретный КЭ необратимо теряет возможность воспринимать нагрузку:

$$\psi > \frac{1}{2G} + \frac{\varepsilon_f - \kappa^*}{1,5\sigma_s(\kappa, T)} \text{ — пластическая неустойчивость;}$$

$$\frac{\sigma_1}{1 - 2\rho_l} > S_{\kappa} \text{ — разрушение сколом.} \quad (20)$$

Если процесс указанного «обнуления» по условиям (20) проходит на данном шаге нагружения, охватывая все большее количество соседних КЭ, и не позволяет перейти к следующему, то этот шаг определяет предельную нагрузку «спонтанного разрушения».

Такой подход требует дополнительных знаний параметров процесса:

κ_n, ρ_V^H — параметры зарождения пор;

$\varepsilon_f, S_{\kappa}$ — параметры «обнуления» конечных элементов.

Для конструкционных сталей значения S_{κ} достаточно известные величины [1 и др.]. Что касается ε_f то можно использовать рекомендации [5, 8], связывающие ε_f с жесткостью напряженного состояния σ_m/σ_i эмпирическими зависимостями типа [8]

$$\varepsilon_f = 0,07 + 2,99 \exp(-1,5\sigma_m/\sigma_i) \dots \quad (21)$$

В отсутствие экспериментальных данных относительно κ_n и ρ_V^H можно приближенно принимать $0,005 < \kappa_n < 0,03$ и $0,01 < \rho_V^H < 0,05$. При

этом следует учитывать, что на стадии развитого порообразования (вблизи предельного состояния) влияние возможных погрешностей выбора начальных значений κ_n, ρ_V^H на получаемые решения заметно снижается.

Ниже рассмотрен ряд примеров использования изложенного подхода для трубы $2R \times \delta = 1420 \times 20$ мм из стали X70, нагружаемой внутренним давлением.

Свойства стали приняты следующие: предел текучести $\sigma_T = 490$ МПа, модуль Юнга $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, напряжение скола $S_{\kappa} = 1000$ МПа, $\sigma_s(\kappa) = \sigma_T + A\kappa^m$, где $A = \sigma_T^{1-m} F^m$ и $m = 0,14$ — коэффициенты. Микроструктура металла ферритно-перлитная.

Пример 1. Идеальная геометрически и физически однородная в исходном состоянии труба нагружается внутренним давлением P . Возникающие в стенке трубы напряжения $\sigma_{\beta\beta}, \sigma_{rr}, \sigma_{zz}$ неравномерно распределяются при $P \neq 0$ по толщине стенки, что вызывает определенную физическую неоднородность, которая проявляется при возникновении пор ($\kappa > \kappa_n = 0,01$) и их росте из-за разных значений σ_m/σ_i и механизмов разрушения. Но, как показал расчет, эта разнородность невелика, поэтому при $P = 19,4$ МПа пористость имеет место по всему объему, а при $P = 19,5$ МПа наступает спонтанное разрушение как по механизму пластической неустойчивости, так и микросколом.

Предельная нагрузка $19,4 < P_{пр} < 19,5$ МПа близка к реальной верхней предельной нагрузке для стали X70 в отсутствие концентраторов напряжений как геометрических, так и физических.

Пример 2. Условия те же, что и в примере 1, но в металле трубы имеются остаточные (начальные) уравновешенные напряжения σ_{ij}^{res} , показанные на рис. 2, т. е. максимальные напряжения $\sigma_{\beta\beta}$ на уровне предела текучести (490 МПа), что характерно, в частности, для напряженного состояния в области кольцевых монтажных швов.

Согласно расчетам предельное состояние соответствует предельной нагрузке $19,21 < P_{пр} < 19,22$ МПа, т. е. по сравнению с предыдущим примером снижение на уровне до 2 % (в отсутствие концентраторов и без существенного развития рассеянной поврежденности металла в области сварочного нагрева) подтверждает известное положение, что при статическом нагружении стальных конструкций влияние остаточных напряжений на предельную нагрузку незначительно.

Пример 3. Условия те же, что и в примере 1, но имеется структурная неоднородность (типичное распределение микроструктурных составляющих трубной стали в области кольцевого мон-

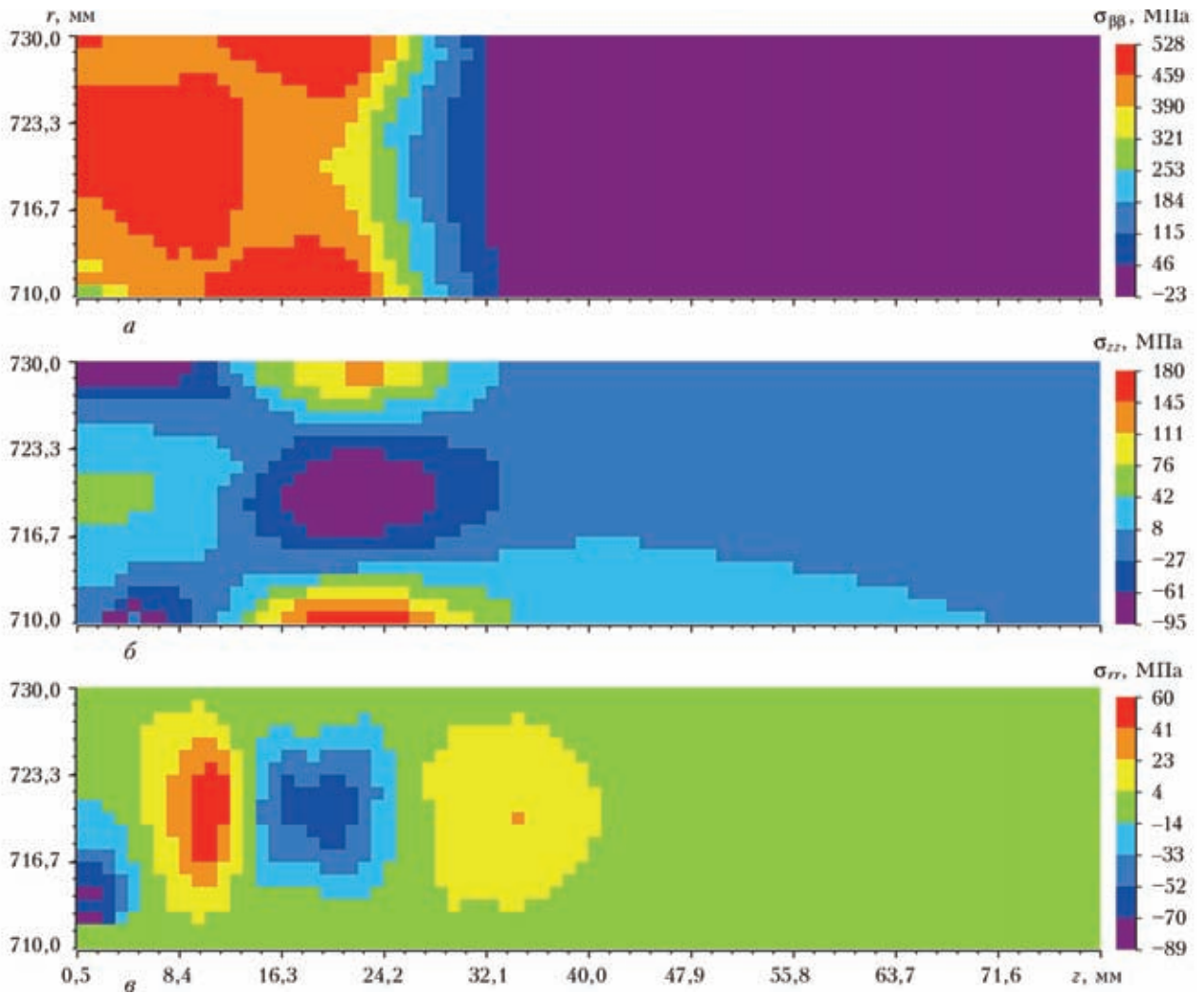


Рис. 2. Распределение остаточных напряжений в зоне сварного кольцевого шва: *a* — окружных $\sigma_{\beta\beta}$; *б* — продольных σ_{zz} ; *в* — радиальных σ_{rr}

тажного шва: мартенсит — 0,32...0,35, бейнит — 0,67...0,64, феррит-перлит — 0,02...0,01 с шириной неоднородности ~15 мм) и связанные с этой неоднородностью изменения механических свойств материала соответствующих КЭ [10]. Результаты расчета предельной нагрузки свидетельствуют о том, что в пределах микроструктурной (фазовой) неоднородности, вызываемой сварочным температурным циклом, заметных изменений в предельной статической нагрузке не происходит, но меняется механизм разрушения: пластическая неустойчивость в объеме структурной неоднородности и микроскол в однородной части конструкции, что также достаточно хорошо согласуется с опытными данными.

В рамках настоящей работы рассматривался еще целый ряд аналогичных примеров варьирования остаточных (уравновешенных) распределений напряжений типа сварочных, а также микроструктурных изменений и их сочетаний, которые, однако, не меняют вытекающий из примеров 1–3 вывод о том, что в отсутствие геометрических концентраторов рассмотренная физическая неод-

нородность мало влияет на предельную нагрузку при статическом нагружении стальных сварных конструкций. Но при этом следует отметить, что фактор влияния структурных превращений и кинетики напряженно-деформированного состояния металла в области шва и зоны термического влияния при сварке на характеристики зарождения пор ($\kappa_H, \epsilon_p, S_K$) и степень рассеянной поврежденности ρ_V^H требует дополнительного исследования.

Пример 4. Типичной задачей является оценка состояния конструкций с геометрической неоднородностью типа утонений стенки трубы, которая в данном примере решается при тех же допущениях, что и в работе [11], но при больших деформациях. Утонение эллипсоидной формы на наружной поверхности трубы описывается следующим уравнением в цилиндрической системе координат r, β, z :

$$\left(\frac{R-r}{a}\right)^2 + \left(\frac{2\beta r}{c}\right)^2 + \left(\frac{2z}{s}\right)^2 = 1, \quad (22)$$

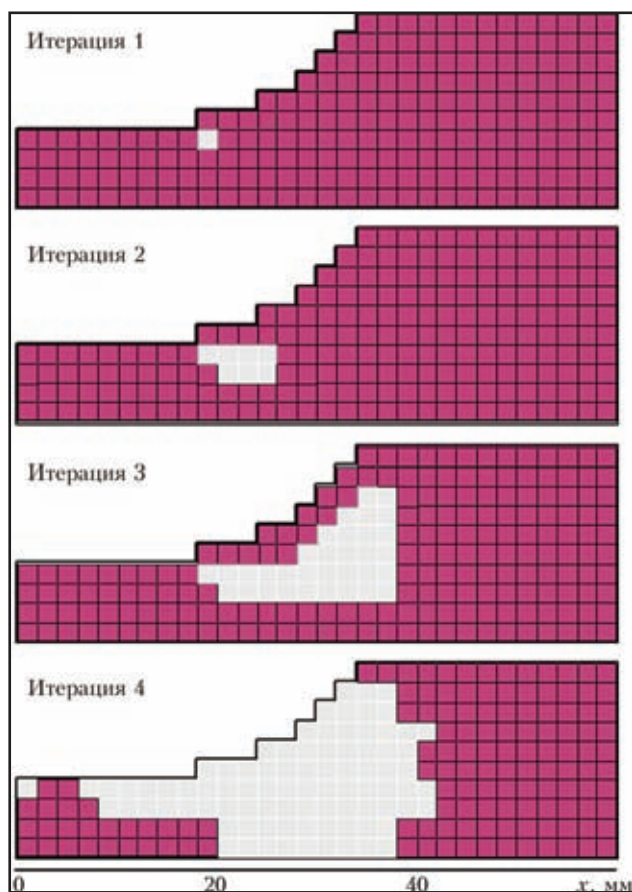


Рис. 3. Развитие макроразрушения по механизму пластической неустойчивости в продольном сечении поверхностного дефекта трубопроводного элемента при давлении 17,7 МПа (конечные элементы, потерявшие несущую способность, обозначены серым): итерация 1 — зарождение макроразрушения; итерация 2, 3 — развитие дефекта; итерация 4 — нарушение целостности стенки трубы

где a , c , s — габаритные размеры утонения: по толщине стенки — a , по окружности — c , вдоль оси трубы — s ; $\beta = 0$ и $z = 0$ — плоскости симметрии.

Для рассматриваемой трубы при рабочем давлении $P = 7,5$ МПа был проанализирован случай внешнего поверхностного дефекта, имеющего размеры $s = 66$ мм, $a = 14$ мм, $c = 40$ мм, что является допустимым [2]. Следует отметить, что указанное значение эксплуатационного давления учитывает коэффициенты запаса, типичные для условий эксплуатации трубопроводных элементов (2,0...3,0), поэтому расчет предельного состояния в этом случае требует детального моделирования процессов разрушения в области концентратора. Как показали исследования в рамках изложенной выше методологии, предельное состояние трубы с дефектом достигается при давлении 17,7 МПа по механизму пластической неустойчивости. Характер спонтанного разрушения в области геометрической аномалии определяется порядком, в котором конечные элементы теряют возможность воспринимать нагрузку согласно (20). Исходя из результатов расчетов (рис. 3), разрушение зарож-

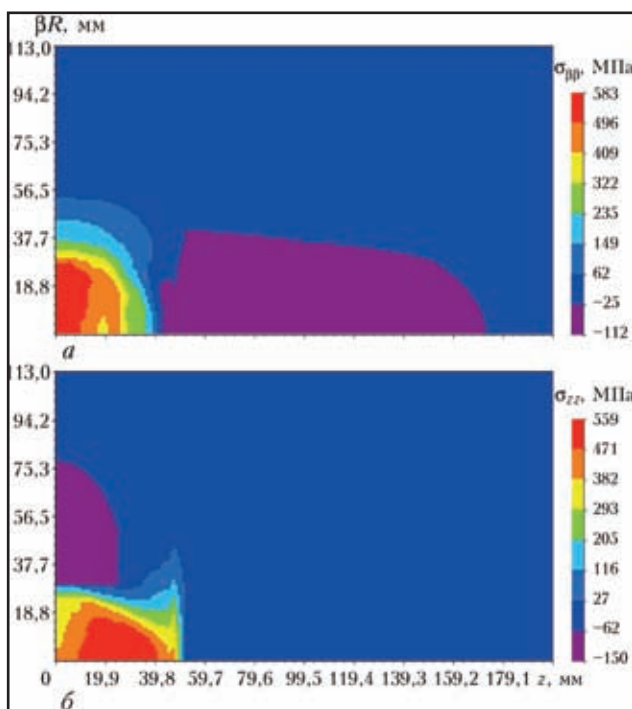


Рис. 4. Остаточные напряжения после дуговой заварки дефекта утонения $s \times c \times a = 66 \times 40 \times 14$ мм в трубе $2R \times \delta = 1420 \times 20$ мм из стали X70 на внешней поверхности $r = 730$ мм: a — окружные $\sigma_{\beta\beta}$; b — продольные σ_{zz}

дается на периферии поверхностного дефекта и развивается в его продольном сечении под действием окружных напряжений в стенке трубы.

Пример 5. Одним из технологических способов восстановления несущей способности труб с обнаруженными дефектами типа локального утонения является сварочная наплавка [12]. В этом случае эксплуатационная потеря металла стенки трубы компенсируется металлом наплавки и габаритные размеры конструкции восстанавливаются до нормативных значений. Но при этом в области устраненного дефекта возникают остаточные сварочные напряжения, влияние которых на несущую способность трубы требует дополнительного исследования. В частности, разработанная методика оценки предельного состояния конструкций по механизму вязкого разрушения позволяет определить предельное давление, которое предшествует спонтанному развитию макроразрушения в области локальной неоднородности напряженного состояния. На рис. 4 приведены результаты расчета характерных остаточных напряжений в области заварки дефекта эллипсоидной формы, параметры которого приведены в примере 4. Эти данные иллюстрируют высокие локальные напряжения, достигающие предела текучести рассматриваемой стали. При этом предельное давление, при котором возникает пластическая неустойчивость такой трубы, составляет по результатам численного исследования $P = 19,4$ МПа, что, наряду с выводами примера 3 о незначительном влиянии структурных неод-



Результаты расчетов предельных нагрузок трубопроводного элемента ($2R \times \delta = 1420 \times 20$ мм) под действием внутреннего давления в зависимости от начального состояния конструкции

Начальное состояние конструкции	Давление разрушения, МПа	Механизм разрушения
Однородная конструкция	19,5	Микроскол
Наличие локальных остаточных напряжений, характерных для монтажных кольцевых швов	19,2	Микроскол
Структурная неоднородность металла	19,5	Пластическая неустойчивость в зоне структурной неоднородности, микроскол — в однородной части
Геометрическая неоднородность типа полуэллиптического утонения стенки	17,7	Пластическая неустойчивость в периферийной части дефекта
Наличие локальных остаточных напряжений от ремонтной сварки	19,4	Пластическая неустойчивость в области остаточных напряжений

нородностей на кинетику зарождения и развития пор вязкого разрушения, подтверждает эффективность ремонта дефектов наплавкой с позиции остаточного ресурса трубопроводного элемента.

В таблице приведены сравнительные результаты расчетов предельного состояния (примеры 1–5), из которых можно сделать общий вывод, что влияние характерных сварочных процессов (монтажная или ремонтная сварка) на металл трубопроводных элементов (структурные превращения, остаточное напряженно-деформированное состояние) с точки зрения величины предельной эксплуатационной нагрузки согласно критериям вязкого разрушения незначительно.

Выводы

1. Разработана численная методика исследования процессов вязкого разрушения конструкций под действием внешних нагрузок. Для этого на основе конечно-элементного подхода расчета сложного напряженно-деформированного состояния конструктивных элементов при развитии пластическом течении материала построена модель зарождения и развития пор, которые обуславливают снижение несущей способности конструкции и, в результате, ее спонтанное разрушение. Предложенный подход позволяет проследить кинетику состояния конструкции вплоть до предельного.

2. Рассмотрены типичные случаи нагрузки трубопроводного элемента внутренним давлением. Показано, что влияние структурной неоднородности стали трубы, а также начального напряженно-деформированного состояния, обусловленного, в частности, монтажной сваркой, на предельную нагрузку, которую может воспринять такая конструкция, незначительно.

3. Исследованы предельные состояния согласно механизму вязкого разрушения участка трубопровода с внешним эллипсоидным дефектом

типа локального утонения стенки, в том числе, после ремонта наплавкой. Показано, что с точки зрения развития вязкого разрушения такой вид ремонта не снижает несущую способность восстановленного конструктивного элемента, несмотря на высокие остаточные напряжения в области устраненного дефекта.

1. *Махненко В. И.* Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. — Киев: Наук. думка, 2006. — 618 с.
2. *Fitness-for-Service.* American Petroleum Institute. Recommended Practice 579. — First ed., 2000. — 625 p.
3. *Саврук М. П.* Механика разрушения и прочность материалов. Справочное пособие в 2 т. Т.2. Коэффициенты интенсивности напряжений в телах с трещинами / Под общ. ред. В. В. Панасюка. — Киев: Наук. думка, 1988. — 620 с.
4. *Куркин С. А., Лукьянов В. Ф.* О прочности сварных сосудов из высокопрочных сталей // Свароч. пр-во. — 1967. — № 9. — С. 1–3.
5. *Карзов Г. П., Марголин Б. З., Швецова В. А.* Физико-механическое моделирование процессов разрушения. — С.-Пб: Политехника, 1993. — 391 с.
6. *Макклитон Ф., Аргон А.* Деформации и разрушение материалов. — М.: Мир, 1970. — 443 с.
7. *Рыбин В. В.* Большие пластические деформации и разрушение металлов. — М.: Металлургия, 1986. — 224 с.
8. *Hancock I., Mackenzie A. C.* On the mechanism of ductile failure a high strength steel subjected in multi-axial stress state // J. Mech. Phys. Solids. — 1976. — 24, № 213. — P. 147–149.
9. *Махненко В. И.* Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. — Киев: Наук. думка, 1976. — 320 с.
10. *Исследование влияния фазовых превращений на остаточные напряжения при сварке кольцевых стыков труб / В. И. Махненко, Е. А. Великоиваненко, О. В. Махненко и др.* // Автомат. сварка. — 2000. — № 5. — С. 3–8.
11. *Учет порообразования при оценке предельного состояния в зоне дефекта утонения стенки сосуда давления / В. И. Махненко, Е. А. Великоиваненко, Г. Ф. Розынка, Н. И. Пивторак* // Там же. — 2012. — № 12. — С. 3–9.
12. *Kiefner J. F., Bruce W. A., Stephens D. R.* Pipeline repair manual. — Houston: Technical Toolboxes, Inc. 1994. — 167 p.

Поступила в редакцию 19.02.2013