



# РИСК ОТКАЗА ПРИ УТОНЕНИИ СТЕНКИ МАГИСТРАЛЬНОГО ТРУБОПРОВОДА В ЗОНЕ КОЛЬЦЕВЫХ СВАРНЫХ ШВОВ ПРИ НАЛИЧИИ ИЗГИБАЮЩИХ МОМЕНТОВ ВДОЛЬ ОСИ ТРУБОПРОВОДА

Академик НАН Украины **В. И. МАХНЕНКО**, **Е. А. ВЕЛИКОИВАНЕНКО**, канд. физ.-мат. наук,  
**Г. Ф. РОЗЫНКА**, **Н. И. ПИВТОРАК**, **О. И. ОЛЕЙНИК**, инженеры  
(Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Рассмотрено влияние продольного изгибающего момента в трубопроводе с дефектом утонения стенки и большим габаритным размером в окружном направлении на риск отказа. Показано, что критические размеры утонения в окружном направлении можно с определенной консервативностью определять через суммарные номинальные напряжения от изгиба и внутреннего давления в трубопроводе.

*Ключевые слова:* магистральные трубопроводы, критические размеры дефектов утонения стенки, влияние продольного изгибающего момента, риск отказа, распределение Вейбулла

Допускаемый габаритный размер дефектов утонения вдоль окружности трубы  $c$  намного больше такового вдоль образующей  $s$  при нагружении трубопровода внутренним давлением  $P$ , что в значительной степени связано с более высокими окружными нормальными напряжениями  $\sigma_{\beta\beta}$ , по сравнению с осевыми  $\sigma_{zz}$ , при прочих равных условиях, что наглядно демонстрируют типовые диаграммы предельных габаритных размеров  $c$  и  $s$ , приведенные в работе [1].

Однако довольно часто утонения с высокими значениями  $c$  могут находиться в условиях нагружения, когда наряду с внутренним давлением  $P$  в зоне утонения действует изгибающий момент  $M_{из}$ , обусловленный проседанием грунта (для подземных трубопроводов) либо ветровой нагрузкой при соответствующих воздушных переходах и т. п. При таком нагружении могут заметно меняться номинальные напряжения в зоне дефектного участка стенки трубопровода.

Для номинальных продольных напряжений  $\sigma_{zz}$  в трубопроводе с внутренним давлением  $P$  и изгибающим моментом  $M_{из}$ , действующим в продольной плоскости  $\beta = 0$ , при допущении о наличии чисто упругого деформирования и сохранения формы поперечных сечений трубы имеет место зависимость для точек в сечении  $\beta \leq 0$

$$\sigma_{zz} = \frac{PR}{2\delta} + \frac{M_{из} \cos \beta}{\pi R^2 \delta} \left( 1 + \frac{\xi}{R} \right), \quad (1)$$

где  $R$  — внутренний радиус трубопровода;  $\delta$  — толщина стенки ( $-\delta/2 < \xi < \delta/2$ ).

Зависимость (1) можно представить в виде

$$\sigma_{zz} = \frac{PR}{2\delta} [1 + \kappa(\beta)],$$

где  $\kappa(\beta) = \frac{2M_{из} \cos \beta}{\pi R^3 P} (1 + \xi/R)$  определяет добавку

за счет  $M_{из}$  к номинальным напряжениям  $\sigma_{zz}$ , обусловленным лишь давлением в трубопроводе. Если дефект утонения расположен таким образом, что  $\beta = 0$  находится посередине длины дефекта  $c$  и  $c/2R < 0,1\pi$ , то для всех  $\beta$  внутри интервала  $-0,1\pi < \beta < 0,1\pi$   $\cos \beta \approx 1,0$  и при  $\delta/R < 0,1$  в этой зоне преобладают мембранные напряжения. Следовательно, для таких случаев при определении критических размеров  $c_{кр}$  дефекта можно исходить из суммарных номинальных напряжений  $\sigma_{zz}$ , действующих в зоне ( $-c/2 < \beta < c/2$ ), или из приведенного давления  $P_{пр}$

$$P_{пр} = P(1 + \kappa)...$$

Таким образом, на основе зависимостей, указанных в работе [1], относительно критических габаритных размеров дефектов утонения ( $c_{кр}$  — вдоль окружности;  $s_{кр}$  — вдоль образующей и  $a_{кр} = \delta - \delta_{min}$  по глубине стенки)

$$c_{кр} = 2R \sqrt{\frac{0,7358 + K_c}{10,511 - 13,838K_c}}, \quad (2)$$

где  $K_c = \delta_{min}/[\delta]$ ;  $[\delta] = P_{пр}R/[\sigma]$ ;  $\delta_{min}$  — минимальная толщина стенки в зоне дефекта;  $[\sigma]$  — допускаемые напряжения для материала трубы на



данном участке. Зависимость (2) справедлива для  $K_c$  в пределах  $0,2 < K_c < 0,7596$ .

При  $K_c > 0,7596$   $c_{кр} \rightarrow \infty$ , при  $K_c < 0,2$   $c_{кр} = 0,694R$ . Значение  $s_{кр}$  (габаритный размер дефекта вдоль образующей, слабо реагирующий на изгибающий момент) определяется традиционно по рабочему давлению  $P_{раб}$ , т. е. при  $\kappa = 0$ :

$$s_{кр} = \lambda_{кр} \sqrt{2R[\delta]} \frac{1}{1,285},$$

$$\lambda_{кр} = 1,299 \sqrt{\left(\frac{1,0 - K_s}{0,9 - K_s}\right)^2} - 1,234, \quad (3)$$

$$K_s = \frac{\delta_{\min}}{P_{раб} R} [\sigma].$$

Приемлемость влияния приближенного подхода учета изгибающего момента на критические размеры  $c_{кр}$  дефекта утонения рассматривали в работе на основе анализа трехмерного напряженного состояния в зоне дефекта утонения для трубной стали с пределом текучести  $\sigma_T = 480$  МПа, временным сопротивлением  $\sigma_B = 564$  МПа, модулем упругости  $E = 2 \cdot 10^5$  МПа, коэффициентом Пуассона  $\nu = 0,3$ .

На рис. 1 показан элемент трубопровода, вырезанный координатными плоскостями  $\beta = 0, z = 0, \beta = \beta_*$  и  $z = z_*$ , с внешним дефектом утонения стенки эллипсоидного типа, плоскости симметрии которого совпадают с плоскостями  $z = 0$  и  $\beta = 0$ . В плоскости  $\beta = \beta_*$  действуют напряжения  $\sigma_{\beta\beta} = PR/\delta$  и  $\sigma_{\beta z} = \sigma_{\beta r} = 0$ , в плоскости  $z = z_*$  —  $\sigma_{zz} = P_{пр} \frac{R \cos \beta}{2\delta}$  и  $\sigma_{rz} = \sigma_{\beta z} = 0$ , а в плоскостях  $\beta = 0$  и  $z = 0$  имеют место условия симметрии: на внутренней поверхности  $r = R, \sigma_{rr} = -P$  и  $\sigma_{r\beta} =$

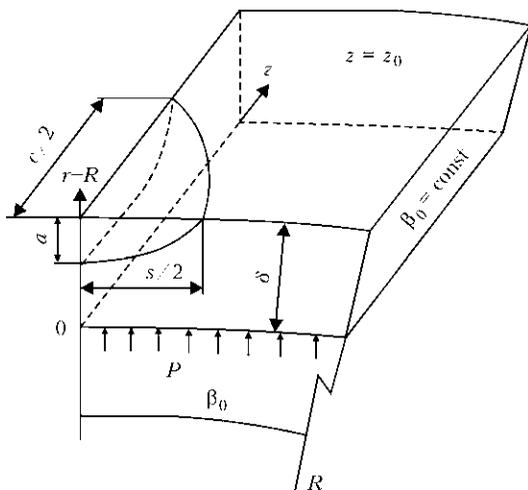


Рис. 1. Участок трубопровода  $2R \times \delta$  в зоне дефекта утонения  $s \times s \times a$ , ограниченного поверхностями  $z = 0, z = z_*, \beta = 0, \beta = \beta_*, r = R$  и  $r = R + \delta(z, \beta)$

$= \sigma_{rz} = 0$ , на внешней поверхности  $r = R + \delta(z, \beta)$  — условия свободной поверхности.

Всю рассматриваемую область разбивали на отдельные конечные элементы (рис. 2), образованные ортогональными поверхностями цилиндрической системы координат, т. е.  $r = \text{const}, \beta = \text{const}, z = \text{const}$ . Восемь узловых точек, полученных пересечением этих поверхностей, определяют расчетный объем  $\Delta V_{m,n,k}$  каждого из конечных элементов, для которых соответствующие компоненты тензора приращений деформаций  $\Delta \epsilon_{ij}$  в системе координат  $i, j = r, z, \beta$  выражаются через компоненты вектора приращений перемещений следующим образом для модели конечного элемента:

$$\Delta \epsilon_{rr} = \frac{\Delta U_{m,n,k} - \Delta U_{m-1,n,k}}{r_{m,n,k} - r_{m-1,n,k}},$$

$$\Delta \epsilon_{\beta\beta} = \frac{\Delta U_{m,n,k}}{r_{m,n,k}} + \frac{\Delta V_{m,n,k} - \Delta V_{m,n-1,k}}{(r\beta)_{m,n,k} - (r\beta)_{m,n-1,k}},$$

$$\Delta \epsilon_{zz} = \frac{\Delta W_{m,n,k} - \Delta W_{m,n,k-1}}{z_{m,n,k} - z_{m,n,k-1}},$$

$$\Delta \epsilon_{r\beta} = \frac{1}{2} \left[ r_{m,n,k} \frac{(\Delta V/r)_{m,n,k} - (\Delta V/r)_{m-1,n,k}}{r_{m,n,k} - r_{m-1,n,k}} + \frac{\Delta U_{m,n,k} - \Delta U_{m,n-1,k}}{(r\beta)_{m,n,k} - (r\beta)_{m,n-1,k}} \right], \quad (4)$$

$$\Delta \epsilon_{z\beta} = \frac{1}{2} \left[ \frac{\Delta V_{m,n,k} - \Delta V_{m,n,k-1}}{z_{m,n,k} - z_{m,n,k-1}} + \frac{\Delta W_{m,n,k} - \Delta W_{m,n-1,k}}{(r\beta)_{m,n,k} - (r\beta)_{m,n-1,k}} \right],$$

$$\Delta \epsilon_{rz} = \frac{1}{2} \left[ \frac{\Delta U_{m,n,k} - \Delta U_{m,n,k-1}}{z_{m,n,k} - z_{m,n,k-1}} + \frac{\Delta W_{m,n,k} - \Delta W_{m-1,n,k}}{r_{m,n,k} - r_{m-1,n,k}} \right].$$

Связь компонент тензора  $\Delta \epsilon_{ij}$  с компонентами тензора напряжений  $\sigma_{ij}$  строится на основе теории

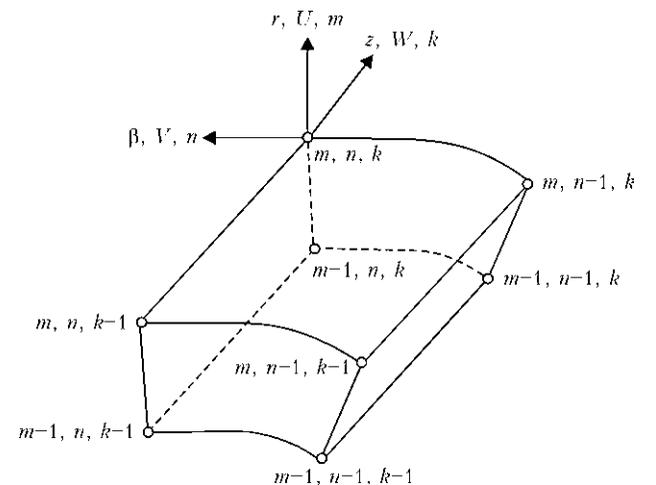


Рис. 2. Схема конечного элемента в системе координат  $\beta, z, r$  с соответствующими перемещениями  $U, V, W$  и нумерацией узлов  $m, n, k$



упругопластического течения Прандтля–Рейсса, ассоциированной с условием текучести Мизеса, т. е. имеют место соотношения, приведенные в работе [2]:

$$\Delta \varepsilon_{ij} = [\psi(\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma) + \delta_{ij}K\sigma] - b_{ij} \quad (i, j = z, r\beta),$$

где  $\psi$  — функция состояния материала в конечном элементе  $m, n, k$ ;  $\delta_{ij}$  — единичный тензор (символ Кронекера);  $\sigma = \frac{1}{3}(\sigma_{rr} + \sigma_{zz} + \sigma_{\beta\beta})$ ;  $K = \frac{1-2\nu}{E}$ ;  $b_{ij}$  — известная функция напряжений, полученных на предыдущем шаге прослеживания развития упругопластических деформаций (обозначается индексом \*)

$$b_{ij} = \left[ \frac{\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma}{2G} + \delta_{ij}K\sigma \right]^*$$

Функция состояния  $\psi$  определяется на каждом шаге прослеживания из условия текучести, т. е.

$$\begin{aligned} \psi &= \frac{1}{2G}, \quad \text{если } f = \sigma_{eq}^2 - \sigma_T^2 < 0, \\ \psi &> \frac{1}{2G}, \quad \text{если } f = 0 \text{ и } \Delta f > 0, \end{aligned} \quad (5)$$

где  $\sigma_{eq} = -\sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma)(\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma)}$ ;  $\sigma_T$  — предел текучести материала с учетом деформационного упрочнения, полученного на предыдущем шаге прослеживания; состояние  $f > 0$  недопустимо.

Приращения компонент тензора пластических деформаций на каждом шаге прослеживания определяются следующими зависимостями:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^p = \left( \psi - \frac{1}{2G} \right) (\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma) \quad (i, j = r, z, \beta).$$

Содержащаяся в условиях (5) существенная нелинейность реализуется итерационным путем, соответствующий алгоритм итерационного процесса предложен в работе [2] и достаточно хорошо апробирован на практике [3].

Компоненты тензора напряжений для каждого конечного элемента  $(m, n, k)$  связаны с соответствующими компонентами в соседних объемах либо на граничных поверхностях уравнениями равновесия.

Разрешающая система алгебраических уравнений относительно трех компонент вектора приращений перемещений в каждом узле  $(m, n, k)$  формируется на каждом шаге прослеживания и итерации по  $\psi$  в результате минимизации функционала

$$\Theta = -\frac{1}{2} \iiint_Q (\sigma_{ij} + Y_{ij}) \Delta \varepsilon_{ij} r dr d\beta dz + \int_{\Gamma} q_i \Delta U_i$$

по искомым приращениям перемещений

$$\Delta U_i = \begin{vmatrix} \Delta U \\ \Delta V \\ \Delta W \end{vmatrix},$$

где  $Q$  — объем рассматриваемой области с границей  $\Gamma$ , в которой заданы компоненты силовой нагрузки  $q_i$  ( $i = r, \beta, z$ );

$$Y_{ij} = \frac{1}{\psi} \left( \frac{\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma}{2G} \right)^* + \delta_{ij} \frac{(K\sigma)^*}{K} \quad (i, j = r, \beta, z).$$

При достаточно малом шаге прослеживания, когда имеют место линейные соотношения (4), данный алгоритм позволяет учитывать большие деформации через перемещения узлов  $U, V, W$  (уточняя в выражении (4) координаты узлов  $r, \beta, z$ ). При этом изменение объемов конечных элементов, фигурирующих в коэффициентах разрешающих уравнений, происходит только за счет упругих деформаций, т. е. оно незначительно до нарушения целостности и им можно пренебречь.

Получив данные относительно кинетики напряженно-деформированного состояния в зоне утонения по мере роста  $P$  и  $M_{из}$ , важно решить вопрос относительно модели нарушения целостности, поскольку традиционный подход, основанный на максимальных напряжениях в одной отдельной точке (элементе), особенно с учетом реальной формы поверхности в зоне коррозионного утонения, является чрезмерно консервативным.

Заслуживает внимания вероятностный подход Вейбулла, основанный на вероятности  $\alpha$  отказа хотя бы в одной точке «горячего сечения»  $S_j$  в зоне утонения, т. е.

$$\alpha = 1 - \exp \left\{ - \int_{S_j} \left[ \left( \frac{\sigma_{jj} - A}{B_j} \right)^\eta \right] \right\} \frac{dS_j}{h_0^2} \quad (\sigma_{jj} > A).$$

Здесь  $\sigma_{jj}$  (нормальные напряжения в сечении с нормалью  $j$ ) и  $A, B, \eta$  (параметры распределения Вейбулла) определяются на основе обработки соответствующих экспериментальных данных.

Можно принять  $\eta = 4,0, A = \frac{\sigma_B + \sigma_T}{2}$ . Величина

$h_0$  — геометрическая характеристика конечного элемента в зоне дефекта утонения, при которой дальнейшее снижение размеров конечного элемента не сказывается на значении  $\sigma_{jj}$ ,  $B$  определяется на основе экспериментальных критических размеров  $s_{кр}$  при  $j = \beta$  либо  $c_{кр}$  при  $j = z$  (зависимости (2), (3)) при допущении, что  $\alpha = 0,05$ , а испытательное давление в трубе  $P_{исп} = 1,2P_{раб}$  для  $j = \beta$  и  $P_{исп} = 1,47P_{раб}$  для  $j = z$  и  $w = 0$ .

В соответствии с этими рекомендациями для рассматриваемой трубы определены значения  $B_j$

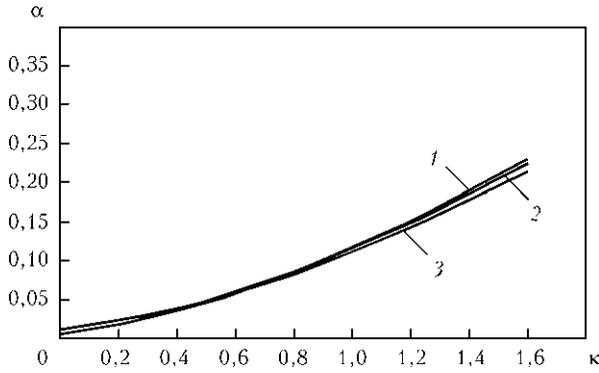


Рис. 3. Результаты расчета вероятности разрушения в зависимости от значения  $\kappa$  при  $B_z$  из таблицы для различных  $a$ : 1 — 10; 2 — 12; 3 — 14 мм ( $D = 1420$  мм;  $\delta = 18$  мм;  $P = 7,5$  МПа;  $A = 522$  МПа)

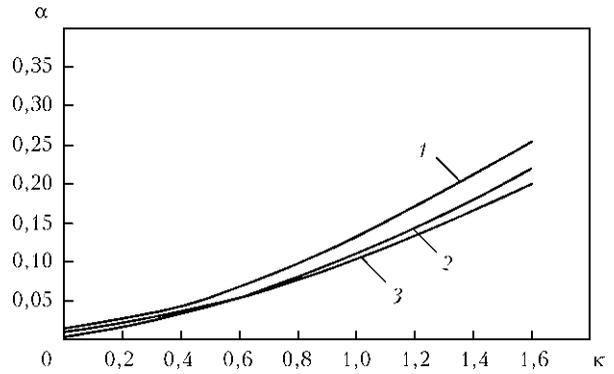


Рис. 4. Результаты расчета влияния изгибающего момента при  $c_{кр}$  из таблицы для различных  $a$ : 1 — 10; 2 — 12; 3 — 14 мм ( $D = 1420$  мм;  $\delta = 18$  мм;  $P = 7,5$  МПа;  $A = 522$  МПа;  $B_z = 5080$  МПа)

Результаты расчета параметра  $B_z$  и соответствующих  $\alpha_j$  при рабочем давлении  $P_{раб} = 7,5$  МПа

$a$ , мм	$B_z$ , МПа	$c_{кр}$ , мм ( $\alpha = 0,05$ )	$\alpha$	$B_{Bz}$ , МПа	$s_{кр}$ , мм ( $\alpha = 0,05$ )	$\alpha_{\beta}$
10	4980	840	0,00514	970	126	0,0099
12	5270	650	0,0110	840	90	0,0066
14	4995	530	0,0112	525	66	0,0029

при  $h_0 = 2$  мм,  $A = 522$  МПа и различных глубинах дефекта  $a$ .

Из этих данных видно, что увеличение глубины дефекта в пределах  $10 \leq a \leq 14$  мм уменьшает критические значения  $c_{кр}$  от 840 до 530 мм. Однако при этом значение  $B_z$  меняется в относительно узких пределах — 4980...5270 МПа, причем не монотонно.

Из рис. 3 видно, что кривые влияния  $\kappa$  достаточно хорошо укладываются на одну кривую при  $P_{раб}(1 + \kappa) = 1,47$  МПа;  $\alpha = 0,05$ , т. е. изгиб здесь добавляет в сечении  $z = 0$  преимущественно мембранные напряжения. Использование для различных  $a$  среднего значения  $B_z$ , как показано на рис. 4, без изменения качественной картины дает количественно несколько иные результаты. Характерно, что наличие изгибающего момента мало сказывается на риске отказа из-за продольного размера  $s$  утонения стенки.

Риск отказа  $\alpha_{\beta}$  для  $a = 14$  мм,  $s = s_{кр} = 66$  мм,  $P_{раб} = 7,5$  МПа при различных значениях  $\kappa$  следующий:

$\kappa$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$\alpha_{\beta}$	0,0029	0,0033	0,0040	0,0034	0,0026	0,0018

### Выводы

1. Показано, что при оценке критических размеров  $s_{кр}$  и  $c_{кр}$  дефектов утонения стенки магистральных трубопроводов при наличии продольных изгибающих моментов, вызванных проседанием грунта, ветровой нагрузкой и т. п., можно использовать рекомендации работы [1] для  $s_{кр}$ , т. е. зависимость (3), поскольку продольный изгибающий момент мало влияет на  $s_{кр}$ .

2. Для окружного габаритного размера  $c_{кр}$  дефектов утонения, довольно характерных для зоны монтажных кольцевых сварных швов, наличие продольного изгибающего момента может в значительной степени повысить риск отказа. В этом случае критические значения  $c_{кр}$  при известных значениях изгибающего момента  $M_{из}$  и внутреннего давления  $P$  можно оценить по зависимостям, приведенным в работе [1], т. е. по выражению (2) с использованием приведенного давления  $P_{пр}$ .

1. *Fitness-for-service*. — American Petroleum Institute. Recommended Practice 579. — First edition. — 2000. — January. — 625 p.
2. *Махненко В. И.* Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. — Киев: Наук. думка, 1976. — 320 с.
3. *МПК-ХР-2000.* Методика определения ресурса корпуса атомных реакторов ВВЭР в процессе эксплуатации. — М.: СПб, 2000. — 51 с.

Considered is the effect of longitudinal bending moment in pipeline with a wall thinning defect and large overall dimension in circumferential direction on the risk of failure. It is shown that critical sizes of the thinning in the circumferential direction can be determined with the certain degree of conservatism on the basis of total nominal stresses induced by bending and an internal pressure in the pipeline.

Поступила в редакцию 11.10.2011