

ДІАГНОСТУВАННЯ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ І ОЦІНКА ЇХ ВПЛИВУ НА СТАТИЧНУ МІЦНІСТЬ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ РІЗНОТОВЩИННИХ ТРУБ З ДЕФЕКТАМИ ТИПУ ТРІЩИН

У рамках запропонованого Я. С. Підстригачем і його учнями розрахунково-експериментального методу розроблено математичну модель для визначення залишкових напружень у зоні кільцевих зварних з'єднань різновтовщинних труб. Побудовано функціонал для визначення залишкових термопластичних деформацій на основі розрахункових співвідношень і експериментальних даних, отриманих неруйнівними (напівруйнівними) методами. З використанням двопараметричного критерію механіки руйнування R6 і побудованої на його основі діаграми оцінки руйнування визначено коефіцієнти запасу міцності різновтовщинного зварного з'єднання магістрального трубопроводу під дією внутрішнього тиску з поверхневою тріщиною у стінці тоншої труби. Оцінено вплив залишкових напружень на величину коефіцієнтів запасу міцності.

1. Розрахунково-експериментальне визначення залишкових напружень. Більшість магістральних трубопроводів (МТ) експлуатують вже тривалий час, постійно зростає їх відсоток із відпрацьованим нормативним терміном. У зв'язку з цим з кожним роком загострюється проблема діагностування МТ з рекомендаціями щодо можливостей подальшого їх використання. При цьому особливе місце займають кільцеві зварні з'єднання різновтовщинних труб, оскільки вони є однією з причин високої концентрації напружень. При проведенні діагностування напруженого стану таких з'єднань найскладнішим є встановлення рівня і характеру розподілу в тілі труби залишкових технологічних напружень, зумовлених зварюванням, оскільки для трубопроводів тривалої експлуатації ні розрахункові, ні існуючі неруйнівні методи контролю не дозволяють розв'язати цю проблему. Щоб застосувати перші, треба знати режими зварювання і способи, які використовувались для зменшення рівня напружень після зварювання, що утруднює, а то й не дає змоги використати ці методи для визначення напружень у трубопроводах тривалої експлуатації. Неруйнівні (фізичні) методи не завжди придатні для контролю напруженого стану зварних з'єднань через неповну інформацію про розподіл напружень в елементі труби. Виявлено [6], що тепер ні один засіб неруйнівного визначення напружень (випробувано біля 10 різних приладів) у реальних умовах експлуатації трубопроводів безпосередньо не забезпечує вірогідних даних про напружений стан. У зв'язку з цим найбільш реальним для діагностування напруженого стану зварних з'єднань трубопроводів тривалої експлуатації є поєднання математичного моделювання з експериментальною інформацією, отриманою в окремих точках поверхні неруйнівними методами.

Нижче для оцінки напруженого стану в зоні кільцевих зварних з'єднань різновтовщинних труб розвинуто розрахунково-експериментальний метод, який ґрунтується на експериментальних даних, отриманих неруйнівними, а також напівруйнівними методами, і розв'язках обернених задач теорії оболонок з власними напруженнями.

Відомо [1, 17], що кільцеві зварні з'єднання різновтовщинних труб однакових діаметрів допускаються за таких умов:

- якщо різниця товщин стінок труб (максимальна з яких менша або дорівнює 12 мм) не перевищує 2,5 мм;
- якщо різниця товщин стінок (максимальна з яких більша, ніж 12 мм) не перевищує 3 мм. За таких умов зварювання проводиться без спеціальної обробки стінки товстішої труби (рис. 1). Якщо ж різниця товщин стінок більша, ніж вказані розміри, то застосовують спеціаль-

ні форми розроблення стінок товстіших труб [17]. У випадку, коли більша товщина стінки не перевищує половини товщини стінки тоншої труби, форма обробки торців труб має вигляд, зображений на рис. 2.

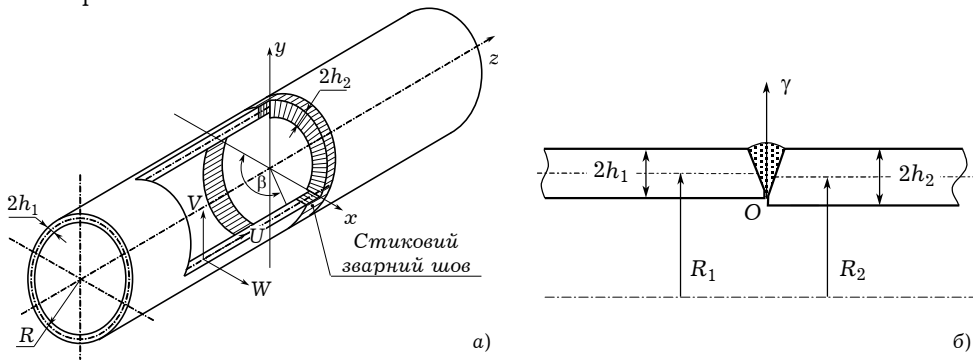


Рис. 1

Для побудови ключових рівнянь, що описують напружений стан кільцевих зварних з'єднань різновтовщинних труб, моделюватимемо їх різновтовщинною циліндричною оболонкою, складеною із частин постійної товщини. Так, зварне з'єднання, зображене на рис. 1, моделюватимемо оболонкою із двох частин завтовшки $2h_1$ і $2h_2$ (зліва і справа від осі шва, рис. 1б). У випадку з'єднання з обробкою скосом товстішої стінки (рис. 2) за розрахункову модель приймемо оболонку, складену із декількох частин, зокрема трьох (рис. 3), тобто скіс моделюватимемо східчастою формою.

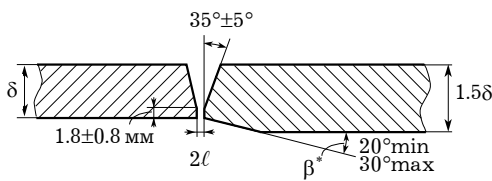


Рис. 2

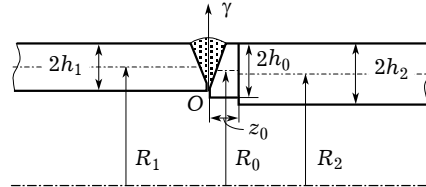


Рис. 3

Віднесемо складові частини такої оболонки до триортогональних систем координат α, β, γ_i , де $\alpha = z/R_1$; z – координата вздовж осі оболонки (початок координат вибрано в площині шва); β – кутова координата; γ_i – координата вздовж зовнішніх нормалей до серединних поверхонь i -х складових, радіуси яких позначимо через R_1, R_0, R_2 (рис. 3). Координату, що описує відстань правого торця оболонки проміжної товщини, позначимо через z_0 . Ця координата виражається через різницю товщин стінок труб, кут скосу β^* і ширину зазору 2ℓ так: $z_0 = \ell + 2(h_2 - h_1) \text{ctg } \beta^*$.

Компоненти тензора повної деформації $\{\varepsilon_{ij}\}$ зобразимо у вигляді суми [15]:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^0, \quad i, j = \alpha, \beta,$$

де ε_{ij}^e – компоненти тензора пружної деформації; ε_{ij}^0 – компоненти тензора технологічних пластичних деформацій, несумісність яких зумовлює виникнення у зварному з'єднанні залишкових напружень. При цьому до деформацій ε_{ij}^0 віднесено також деформації, пов'язані з різного роду структурними змінами, що супроводжуються зміною об'єму матеріалу.

Розглянемо спочатку зварне з'єднання різновтовщинних труб, зображене на рис. 1, і локалізовані біля шва колові $\varepsilon_{\beta\beta}^0$ та осьові $\varepsilon_{\alpha\alpha}^0$ залишкові де-

формації подамо у вигляді

$$\varepsilon_{\ell\ell}^0(\alpha, \gamma) = \begin{cases} \varepsilon_{\ell\ell}^{01}(\alpha, \gamma), & \alpha \leq 0, \\ \varepsilon_{\ell\ell}^{02}(\alpha, \gamma), & \alpha \geq 0, \end{cases} \quad \ell = \alpha, \beta. \quad (1)$$

При цьому на основі узагальнення розрахункових та експериментальних даних з літературних джерел, зокрема [2, 7, 9, 11], про розподіл термопластичних залишкових деформацій біля зварного шва множину функцій $\varepsilon_{\ell\ell}^0$ апроксимуємо виразами

$$\begin{aligned} \varepsilon_{\beta\beta}^{0i}(\alpha, \gamma_i) &= -\mathcal{E}_{1i}^* f_{1i}(\gamma_i) \varphi_{1i}(\alpha) S_{1i}^0(\alpha), \\ \varepsilon_{\alpha\alpha}^{0i}(\alpha, \gamma_i) &= -\mathcal{E}_{2i}^* f_{2i}(\gamma_i) \varphi_{2i}(\alpha) S_{2i}^0(\alpha). \end{aligned} \quad (2)$$

Тут

$$\begin{aligned} f_{ij}(\gamma_i) &= 1 - m_{ij} \left(1 - \frac{\gamma_i}{h_i}\right)^2, \\ \varphi_{ij} &= 1 + s_{ij} \frac{\alpha^2}{\alpha_{ij}^2} - (3 + 2s_{ij}) \frac{\alpha^4}{\alpha_{ij}^4} + (2 + s_{ij}) \frac{\alpha^6}{\alpha_{ij}^6}, \quad i, j = 1, 2, \end{aligned} \quad (3)$$

$S_{ij}^0(\alpha)$ – одиничні східчасті функції: $S_{ij}^0(\alpha) = 1$, $|\alpha| \leq |\alpha_{ij}|$; $S_{ij}^0(\alpha) = 0$, $|\alpha| > |\alpha_{ij}|$, ($j = 1$, $\alpha \leq 0$; $j = 2$, $\alpha \geq 0$); \mathcal{E}_{ij}^* , m_{ij} , s_{ij} – числові параметри; $\alpha_{ij} = z_{ij}/R_1$; z_{ij} – координати меж зон колових $\varepsilon_{\beta\beta}^0$ і осьових $\varepsilon_{\alpha\alpha}^0$ деформацій. При цьому з умови неперервності цих деформацій у перерізі $\alpha = 0$ встановлюємо такі зв'язки між параметрами \mathcal{E}_{ij}^* , m_{ij} :

$$\mathcal{E}_{11}^* = \mathcal{E}_{12}^* = \mathcal{E}_1^*, \quad \mathcal{E}_{21}^* = \mathcal{E}_{22}^* = \mathcal{E}_2^*, \quad m_{12} = y_2^2 m_1, \quad m_{22} = y_2^2 m_2, \quad (4)$$

де позначено $m_{11} = m_1$, $m_{21} = m_2$, $y_2 = h_2/h_1$.

Функції $\varphi_{ij}(\alpha)$ та їхні перші похідні на межах $\alpha = \alpha_{ij}$ зон залишкових термопластичних деформацій дорівнюють нулеві. Графіки функцій

$$\varphi_i(\alpha) = \varphi_{i1}(\alpha) S_{i1}^0(\alpha) + \varphi_{i2}(\alpha) S_{i2}^0(\alpha), \quad i = 1, 2, \quad (5)$$

для деяких значень параметрів s_{ij} , z_{ij} зображені на рис. 4, 5, а графіки функцій f_{ij} для різних значень m_{ij} – на рис. 6.

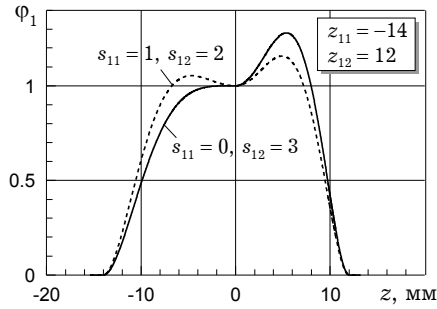


Рис. 4

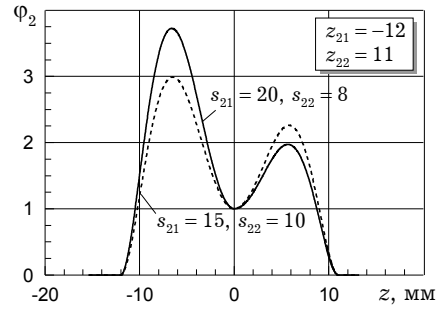


Рис. 5

Прогин оболонки $W(\alpha)$ позначимо $W_1(\alpha)$ для $\alpha \leq 0$ і $W_2(\alpha)$ для $\alpha \geq 0$. Тоді, ввівши безрозмірні функції

$$\bar{W}_i(\alpha) = \frac{1}{\mathcal{E}_1^* R_1} W_i(\alpha), \quad i = 1, 2, \quad (6)$$

і використавши вихідні співвідношення класичної теорії оболонок з власними напруженнями, наведеними, зокрема, в роботах [5, 15], і вирази (1)–(6), ключові рівняння для визначення функцій прогину $\bar{W}_i(\alpha)$ подамо у вигляді

$$\left(\frac{d^4}{d\alpha^4} + 4\lambda_i^4\right)\bar{W}_i = -2\frac{R_i}{R_1}\left[2\lambda_i^4\left(1 - \frac{4}{3}y_i^2 m_1\right) - \mu y_i^2 m_1 \frac{R_1 \rho_i}{h_i} \frac{d^2}{d\alpha^2}\right] \times \\ \times \varphi_{1i}(\alpha) S_{1i}^0(\alpha) + 2ky_i^2 m_2 \frac{R_1}{h_i} \frac{d^2}{d\alpha^2} [\varphi_{2i}(\alpha) S_{2i}^0(\alpha)], \quad i = 1, 2, \quad (7)$$

де $\lambda_i^4 = 3R_1^2(1 - \mu^2)\rho_i^2/(4h_i^2)$;

$\rho_i = \frac{R_1}{R_i}$; $k = \frac{\mathcal{E}_2^*}{\mathcal{E}_1^*}$; $y_1 = 1$; μ – коефіцієнт Пуассона.

Використавши фундаментальний розв'язок рівняння (7) і застосувавши операцію згортки [14], загальні розв'язки $\bar{W}_i(\alpha)$ зобразимо у вигляді [4]

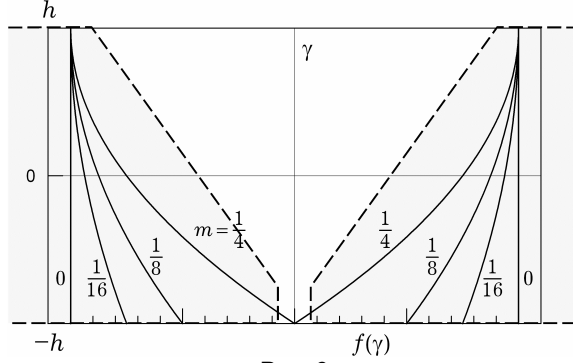


Рис. 6

$$\bar{W}_i(\alpha) = A_{1i} \omega_{1i}(\alpha) + A_{2i} \omega_{2i}(\alpha) + \bar{W}_{0i}(\alpha), \quad i = 1, 2. \quad (8)$$

Тут

$$\omega_{11}(\alpha) = e^{\lambda_1 \alpha} \cos \lambda_1 \alpha, \quad \omega_{21}(\alpha) = e^{\lambda_1 \alpha} \sin \lambda_1 \alpha, \\ \omega_{12}(\alpha) = e^{-\lambda_2 \alpha} \cos \lambda_2 \alpha, \quad \omega_{22}(\alpha) = e^{-\lambda_2 \alpha} \sin \lambda_2 \alpha,$$

$$\bar{W}_{0i}(\alpha) = -\lambda_i \frac{R_i}{R_1} \left\{ \frac{1}{2} \left(1 - \frac{4}{3} y_i^2 m_1 \right) F_{11}^{(i)}(\alpha) + \right. \\ \left. + \frac{y_i^2}{\sqrt{3(1 - \mu^2)}} [\mu m_1 F_{21}^{(i)}(\alpha) + k m_2 F_{22}^{(i)}(\alpha)] \right\}, \quad (9)$$

$$F_{ij}^{(1)}(\alpha) = \int_{-\alpha_{j1}}^0 \varphi_{j1}(\xi) \mathcal{K}_i^{(1)}(\xi - \alpha) d\xi, \quad F_{ij}^{(2)}(\alpha) = \int_0^{\alpha_{j2}} \varphi_{j2}(\xi) \mathcal{K}_i^{(2)}(\xi - \alpha) d\xi,$$

$$\mathcal{K}_j^{(i)}(\xi - \alpha) = e^{-\lambda_i |\xi - \alpha|} [\cos \lambda_i (\xi - \alpha) + (-1)^{j-1} \sin \lambda_i |\xi - \alpha|]. \quad (10)$$

Сталі інтегрування A_{ij} , $i, j = 1, 2$, що входять у формули (8), знаходимо з умов ідеального механічного контакту, тобто рівності переміщень W_i , кутів повороту θ_{1i} , моментів M_{1i} і поперечних сил Q_{1i} у перерізі $\alpha = 0$, які в рамках класичної теорії оболонок у вибраній системі координат мають вигляд

$$W_1 = W_2, \quad \frac{dW_1}{d\alpha} = \frac{dW_2}{d\alpha}, \quad M_{11} = M_{12}, \quad \frac{dM_{11}}{d\alpha} = \frac{dM_{12}}{d\alpha}, \quad \alpha = 0,$$

де

$$M_{1i} = -\frac{D_{1i}}{R_1^2} \left[\frac{d^2 W_i}{d\alpha^2} + R_1^2 (K_{\alpha\alpha}^{0i} + \mu K_{\beta\beta}^{0i}) \right], \\ K_{\ell\ell}^{0i} = \frac{3}{2h_i^3} \int_{-h_i}^{h_i} \varepsilon_{\ell\ell}^{0i}(\alpha, \gamma_i) d\gamma_i, \quad \ell = \alpha, \beta,$$

$D_{1i} = 2Eh_i^3/[3(1 - \mu^2)]$; E – модуль Юнга.

Підставивши вищенаведені співвідношення у відомі загальні вирази для напружень [5, 12] і провівши відповідні перетворення, отримаємо вирази для обчислення осьових $\sigma_{\alpha\alpha}$ і колових (кільцевих) $\sigma_{\beta\beta}$ залишкових напружень у трубах в зоні зварного з'єднання, які запишемо так:

$$\begin{aligned}\sigma_{\alpha\alpha}^{(i)}(\alpha, \gamma_i) &= E\hat{\sigma}_{\alpha\alpha}^{(i)}(\alpha, \gamma_i), & \sigma_{\beta\beta}^{(i)}(\alpha, \gamma_i) &= E\hat{\sigma}_{\beta\beta}^{(i)}(\alpha, \gamma_i), \quad i = 1, 2, \\ \hat{\sigma}_{\alpha\alpha}^{(i)}(\alpha, \gamma_i) &= -\sqrt{\frac{3}{1-\mu^2}} \frac{R_1}{R_i} \frac{\gamma_i}{h_i} \Omega_i(\alpha) + \frac{\lambda_i}{1-\mu^2} \frac{\gamma_i}{h_i} \left[\frac{\sqrt{3(1-\mu^2)}}{2} \times \right. \\ &\quad \times \left(1 - \frac{4}{3} y_i^2 m_1 \right) F_{21}^{(i)}(\alpha) + y_i^2 \mu m_1 F_{11}^{(i)}(\alpha) + y_i^2 k m_2 F_{12}^{(i)}(\alpha) \left. \right] + \\ &\quad + \frac{y_i^2}{1-\mu^2} \left(\frac{1}{3} - \frac{\gamma_i^2}{h_i^2} \right) \left[\mu m_1 \varphi_{1i}(\alpha) S_{1i}^0(\alpha) + k m_2 \varphi_{2i}(\alpha) S_{2i}^0(\alpha) \right], \\ \hat{\sigma}_{\beta\beta}^{(i)}(\alpha, \gamma_i) &= \frac{R_1}{R_i} \bar{W}_i(\alpha) + \mu \hat{\sigma}_{\alpha\alpha}^{(i)}(\alpha, \gamma_i) + \left[1 - y_i^2 m_1 \left(1 - \frac{\gamma_i}{h_i} \right)^2 \right] \varphi_{1i}(\alpha) S_{1j}^0(\alpha),\end{aligned}\tag{11}$$

де

$$\Omega_1(\alpha) = -A_{11}\omega_{21}(\alpha) + A_{21}\omega_{11}(\alpha), \quad \Omega_2(\alpha) = A_{12}\omega_{22}(\alpha) - A_{22}\omega_{12}(\alpha).\tag{12}$$

Якщо у вищенаведених виразах прийняти, що $h_1 = h_2$, і врахувати умови симетрії відносно перерізу $\alpha = 0$, отримаємо співвідношення для обчислення залишкових напружень у зоні кільцевого зварного з'єднання труб однакової товщини, наведені, зокрема, в роботах [3, 13].

У випадку зварного з'єднання різновтовщинних труб з розробленням скосом товстішої стінки (рис. 2), яке моделюється циліндричною оболонкою, складеною з частин завтовшки $2h_1$, $2h_2$ і завтовшки $2h_0$ в зоні скосу (рис. 3), розподіл термопластичних деформацій $\varepsilon_{\beta\beta}^0$, $\varepsilon_{\alpha\alpha}^0$ апроксимуємо, як і для з'єднання без стику, виразами (1)–(3). При цьому в зоні скосу $0 \leq \alpha \leq \alpha_0$ ($\alpha_0 = z_0/R_1$) позначимо:

$$\varphi_{10}(\alpha) = \varphi_{12}(\alpha), \quad S_{10}^0(\alpha) = S_{12}^0(\alpha); \quad \varphi_{20}(\alpha) = \varphi_{22}(\alpha), \quad S_{20}^0(\alpha) = S_{22}^0(\alpha),\tag{13}$$

а з умов неперервності деформацій $\varepsilon_{\beta\beta}^0$, $\varepsilon_{\alpha\alpha}^0$ за товщиною оболонок впливають такі зв'язки між параметрами m_{ij} :

$$\begin{aligned}m_{12} &= y_0^2 m_1, & m_{22} &= y_0^2 m_2, & y_0 &= h_0/h_1, & 0 \leq \alpha \leq \alpha_0, \\ m_{12} &= y_2^2 m_1, & m_{22} &= y_2^2 m_2, & y_2 &= h_2/h_1, & \alpha \geq \alpha_0.\end{aligned}\tag{14}$$

Прогин оболонки, зумовлений залишковими деформаціями, подамо так:

$$W(\alpha) = \begin{cases} W_1(\alpha), & \alpha \leq 0, \\ W_0(\alpha), & 0 \leq \alpha \leq \alpha_0, \\ W_2(\alpha), & \alpha \geq \alpha_0. \end{cases}$$

Тоді диференціальні рівняння для визначення безрозмірних функцій $\bar{W}_i(\alpha)$, $i = 0, 1, 2$, що виражаються через $W_i(\alpha)$ співвідношеннями (6), можна записати у формі (7).

Загальні розв'язки ключових рівнянь, аналогічно, як і рівняння (7), зобразимо у формі (8), врахувавши при цьому, що індекс i приймає значення $i = 0, 1, 2$, а функцію $\bar{W}_0(\alpha)$ запишемо у вигляді

$$\bar{W}_0(\alpha) = B_1 \omega_{10}(\alpha) + B_2 \omega_{20}(\alpha) + B_3 \omega_{30}(\alpha) + B_4 \omega_{40}(\alpha) + \bar{W}_{00}(\alpha), \quad (15)$$

де

$$\begin{aligned} \omega_{10}(\alpha) &= \operatorname{ch} \lambda_0 \cos \lambda_0 \alpha, & \omega_{20}(\alpha) &= \operatorname{ch} \lambda_0 \sin \lambda_0 \alpha, \\ \omega_{30}(\alpha) &= \operatorname{sh} \lambda_0 \cos \lambda_0 \alpha, & \omega_{40}(\alpha) &= \operatorname{sh} \lambda_0 \sin \lambda_0 \alpha, \end{aligned}$$

B_r , $r = 1, 2, 3, 4$, – сталі інтегрування.

Функції $\bar{W}_{0i}(\alpha)$ описуються формулами (9), а функції $F_{ij}^{(2)}(\alpha)$, на відміну від співвідношень (10), і додаткові функції $F_{ij}^{(0)}(\alpha)$ виражаються так:

$$F_{ij}^{(0)}(\alpha) = \int_0^{\alpha_0} \varphi_{j2}(\xi) \mathcal{K}_i^{(0)}(\xi - \alpha) d\xi, \quad F_{ij}^{(2)}(\alpha) = \int_{\alpha_0}^{\alpha_{j2}} \varphi_{j2}(\xi) \mathcal{K}_i^{(2)}(\xi - \alpha) d\xi.$$

Вісім сталих інтегрування A_{ij} , $i, j = 1, 2$, B_r , $r = 1, \dots, 4$, що входять у вирази (8), (15), визначимо із умов ідеального механічного контакту в перерізах $\alpha = 0$ і $\alpha = \alpha_0$:

$$\begin{aligned} W_1 = W_0, \quad \frac{dW_1}{d\alpha} = \frac{dW_0}{d\alpha}, \quad M_{11} = M_{10}, \quad \frac{dM_{11}}{d\alpha} = \frac{dM_{10}}{d\alpha}, \quad \alpha = 0; \\ W_0 = W_2, \quad \frac{dW_0}{d\alpha} = \frac{dW_2}{d\alpha}, \quad M_{10} = M_{12}, \quad \frac{dM_{10}}{d\alpha} = \frac{dM_{12}}{d\alpha}, \quad \alpha = \alpha_0. \end{aligned}$$

Вирази для обчислення осьових $\sigma_{\alpha\alpha}$ і колових $\sigma_{\beta\beta}$ залишкових напружень зберігають структуру (11), тільки в цьому випадку $i = 0, 1, 2$, а функція $\Omega_0(\alpha)$ обчислюється так:

$$\Omega_0(\alpha) = -B_1 \omega_{40}(\alpha) + B_2 \omega_{30}(\alpha) - B_3 \omega_{20}(\alpha) + B_4 \omega_{10}(\alpha). \quad (16)$$

У формули (11) для обчислення залишкових напружень входять числові параметри ϵ_{ij}^* , k , m_i , s_{ij} , α_{ij} , $i, j = 1, 2$, що характеризують залишкові термопластичні деформації і можуть приймати різні значення. Щоб їх знайти для конкретних з'єднань, використовують експериментальну інформацію про залишкові напруження у трубопроводах, яку можна отримати за допомогою неруйнівних методів, і будують функціонал нев'язки між експериментально визначеними і теоретично обчисленими характеристиками напруженого стану. Далі мінімізацією цього функціонала обчислюють числові значення шуканих параметрів.

Для технічної діагностики напруженого стану трубопроводів під час експлуатації найбільш широко застосовують фізичні методи – електромагнітний та ультразвуковий [18]. За показами приладів для вимірювань електромагнітним методом знаходять усереднену по певній зоні в приповерхневому шарі різницю головних напружень σ_+^E , а ультразвуковим методом – усереднену по об'єму труби під поверхнею її контакту з п'єзоелектричним перетворювачем різницю головних напружень σ_0^E .

Перспективним напівруйнівним методом оцінки напруженого стану у зварних з'єднаннях є створений в Інституті електрозварювання ім. Є. О. Патона НАН України метод голографічної спекл-інтерферометрії, який є модифікацією методу Матара із застосуванням замість тензодатчиків засобів голографії. За допомогою розробленого малогабаритного спекл-інтерферометра вимірюють головні залишкові напруження $\sigma_{\alpha\alpha}^E$, $\sigma_{\beta\beta}^E$ на поверхні зварного з'єднання [10]. Цей метод дозволяє також в лабораторних умовах уточнити методики неруйнівного контролю напружень фізичними методами.

Використавши формули (11), побудуємо вирази для розрахунку усереднених різниць головних напружень, які отримують за допомогою електромагнітного і ультразвукового методів. Вираз для усередненої по поверхні ψ різниці головних напружень σ_+^T , яку отримують за допомогою електромагнітного методу (σ_+^E), подамо так:

$$\sigma_+^T(\alpha_n; \mathcal{E}_1^*, k, m_i, s_{ij}, \alpha_{ij}) = E \mathcal{E}_1^* J_+^T(\alpha_n; k, m_i, s_{ij}, \alpha_{ij}),$$

де

$$J_+^T = \frac{2}{\Psi_0} \iint_{\psi} \left[\hat{\sigma}_{\beta\beta}^{(i)}(\alpha, h_i) - \hat{\sigma}_{\alpha\alpha}^{(i)}(\alpha, h_i) \right] d\alpha,$$

Ψ_0 – площа поверхні ψ ; α_n – координати центра електромагнітного перетворювача вздовж осі труби; значення $i = 0, 1, 2$ вибирається залежно від того, на якій частині труби знаходиться перетворювач. Якщо поверхню ψ наближено апроксимувати кругом радіуса a_0 , то

$$J_+^T(\alpha_n) = \frac{2}{\pi r_0^2} \int_{\alpha_n - r_0}^{\alpha_n + r_0} \left[\frac{R_1}{R_i} \bar{W}_i(\alpha) - (1 - \mu) \sigma_{\beta\beta}^{(i)}(\alpha, h_i) + \varphi_{1i}(\alpha) S_{1i}^0(\alpha) \right] \sqrt{r_0^2 - (\alpha - \alpha_n)^2} d\alpha,$$

де $r_0 = a_0/R_1$.

Аналогічний вираз для усередненої по об'єму труби під поверхнею контакту п'єзоелектричного перетворювача квадратної форми різниці головних напружень σ_0^T має вигляд

$$\sigma_0^T(\alpha_m; \mathcal{E}_1^*, k, m_i, s_{ij}, \alpha_{ij}) = E \mathcal{E}_1^* J_0^T(\alpha_m; k, m_i, s_{ij}, \alpha_{ij}),$$

де $r_1 = L/R_1$, $2L$ – довжина сторони квадрата п'єзоперетворювача; α_m – координати його центрів під час вимірювань.

Тепер для обчислення параметрів \mathcal{E}_1^* , k , m_i , s_{ij} , α_{ij} будуємо функціонал у вигляді

$$\begin{aligned} g(\mathcal{E}_1^*, k, m_i, s_{ij}, \alpha_{ij}) = & \sum_{n=1}^{N_1} p_n [E \mathcal{E}_1^* J_+^T(\alpha_n) - \sigma_+^E(\alpha_n)]^2 + \sum_{m=1}^{N_2} q_m [E \mathcal{E}_1^* J_0^T(\alpha_m) - \\ & - \sigma_0^E(\alpha_m)]^2 + \sum_{v=1}^{N_3} \rho_v \{ [E \mathcal{E}_1^* \sigma_{\alpha\alpha}^{(i)}(\alpha_v, h_i) - \sigma_{\alpha\alpha}^E(\alpha_v)]^2 + \\ & + [E \mathcal{E}_1^* \sigma_{\beta\beta}^{(i)}(\alpha_v, h_i) - \sigma_{\beta\beta}^E(\alpha_v)]^2 \}, \end{aligned} \quad (17)$$

де N_1, N_2, N_3 – кількість перерізів труби, в яких проводять вимірювання; p_n, q_m, ρ_v – вагові множники.

Мінімізуючи функціонал (17), знаходимо такі значення параметрів \mathcal{E}_1^* , k , m_i , s_{ij} , α_{ij} , за яких нев'язка між експериментальними і теоретично обчисленими характеристиками напруженого стану буде мінімальною. Обчисливши невідомі параметри, за формулами (11) розраховуємо залишкові напруження в довільній точці зварного з'єднання труби, зокрема, ті, які не вдається отримати експериментально.

Для мінімізації вказаного функціонала важливо обґрунтувати межі зміни параметрів \mathcal{E}_1^* , k , m_i , s_{ij} , α_{ij} і встановити, які з них найбільш суттєво впливають на рівень і просторовий розподіл по об'єму труби залишкових

напружень. З цією метою проводять числовий аналіз розв'язків задачі для різних заданих полів залишкових деформацій ε_{ij}^0 .

Для зварного з'єднання труб з діаметром 1020 мм і товщинами $2h_1 = 10$ мм, $2h_0 = 12$ мм, $2h_2 = 14$ мм, виготовлених зі сталі 17Г1С ($E = 2 \cdot 10^5$ МПа, $\mu = 0.3$), для характерних розподілів залишкових деформацій $\varepsilon_{\beta\beta}^0$ і $\varepsilon_{\alpha\alpha}^0$, що описуються виразами (1)–(4), (13), (14), проведено числовий аналіз задачі. Залишкові напруження обчислено за формулами (11) при різних значеннях параметрів k , m_i , s_{ij} , α_{ij} , $i, j = 1, 2$, та кута скосу β^* , результати яких для деяких значень цих параметрів і $E\sigma_1^* = 1.68 \cdot 10^2$; $k = 2$, зокрема, графічно зображено на рис. 7–9.

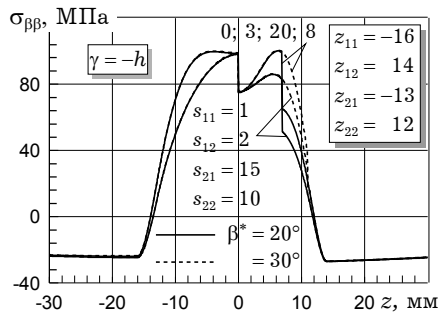


Рис. 7

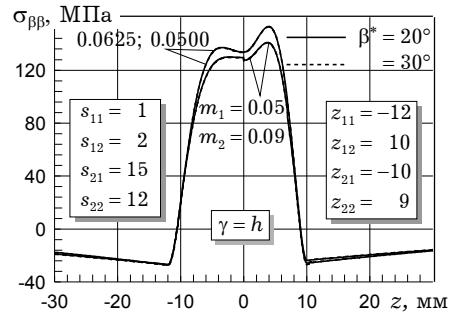


Рис. 8

На рис. 7 графічно зображено залежність рівня і розподілу колових залишкових напружень на внутрішніх поверхнях труб від різних градієнтів термопластичних деформацій вздовж труб (зміна параметрів s_{ij}), ширини зон яких описується вказаними значеннями параметрів z_{ij} . Графіки, наведені на рис. 8, характеризують вплив зміни градієнтів по товщині (зміна параметрів m_i) на рівень і розподіл колових залишкових напружень на зовнішніх поверхнях труб для наведених значень параметрів s_{ij} , z_{ij} .

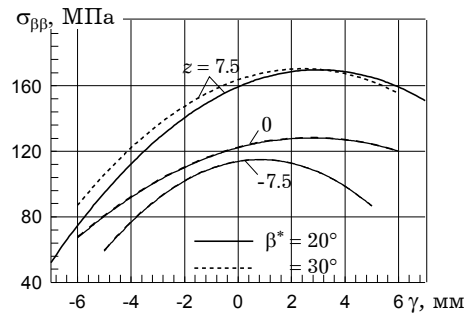


Рис. 9

Розподіл колових залишкових напружень по товщині труб в поперечних перерізах на осі шва ($z = 0$) і в зонах максимальних напружень ($z = -7.5$ мм, $z = 7.5$ мм) графічно зображено на рис. 9 для числових значень параметрів $m_1 = 0.0625$, $m_2 = 0.075$, $s_{11} = 0$, $s_{12} = 3$, $s_{21} = 20$, $s_{22} = 8$ і параметрів z_{ij} , вказаних на рис. 7.

На основі проведеного числового аналізу розподілу залишкових напружень у зоні такого зварного з'єднання для широкого спектра зміни параметрів, що характеризують функції $\varepsilon_{\ell\ell}^0$, оцінено вплив ширини зони термопластичних деформацій та їх градієнтів вздовж твірної і за товщиною труб на напружений стан і встановлено що:

- збільшення ширини зон залишкових колових термопластичних деформацій розширює межі дії розтягувальних колових залишкових напружень і неістотно впливає на характер їх розподілу;
- збільшення градієнтів залишкових деформацій уздовж труб при фіксованих ширинах зон їх локалізації може значно вплинути на рівні колових і осьових залишкових напружень;

- зростання перепаду термопластичних деформацій за товщиною труб незначно впливає на рівень колкових і може зумовити суттєве збільшення стискувальних осьових залишкових напружень;
- рівень колкових і осьових залишкових напружень у глибинних шарах труб може значно перевищувати їх рівень на поверхнях труб. При цьому зі збільшенням кута скосу β^* рівень колкових залишкових напружень у трубі з товстішою стінкою зростає, а осьових – спадає.

2. Оцінка впливу залишкових напружень на статичну міцність зварного з'єднання різнотовщинних труб з дефектами типу тріщин. Однією із характерних особливостей зварних з'єднань з позиції міцності є залишкові напруження, які можуть відігравати значну роль в умовах крихкого руйнування, зміни навантажень, корозійних руйнувань. Оскільки навіть високий відпуск зварної конструкції зазвичай залишає в зоні зварних з'єднань незрелаксовані напруження на рівні 50÷120 МПа, то за експлуатаційних навантажень, які зумовлюють робочі напруження 250÷300 МПа, впливом залишкових напружень при оцінці ресурсу зварних з'єднань не можна нехтувати [8]. Нижче для оцінки впливу незрелаксованих залишкових напружень на статичну міцність зварного з'єднання з дефектом типу тріщини використано діаграму оцінки руйнування (або FAD), що визначає межу міцності між безпечним та небезпечним станами елементів конструкцій та скосу. Діаграма оцінки руйнування ґрунтується на двопараметричному критерії R6, який виражає умову непорушення рівноваги тріщиноподібного дефекту у вигляді функції від двох параметрів [19–21]:

$$f(K_r, L_r) = 0,$$

де K_r характеризує міру наближення до крихкого руйнування в деякій точці в зоні тріщиноподібного дефекту, а L_r – міру наближення до в'язкого руйнування. Ці параметри включають характеристики напружено-деформованого стану, форми і розмірів дефекту, а також властивості матеріалу, що визначають опір матеріалу відповідно крихкому і в'язкому руйнуванню. Такий підхід заслуговує широкого застосування для зварних з'єднань [9, 19].

Для оцінки статичної міцності діючих магістральних трубопроводів з дефектами діаграму оцінки руйнування рекомендовано [16] будувати в координатах K_r та S_r , де $K_r = K_1/K_{1c}^*$ – безрозмірний коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН), а $S_r = P/P_{LL}(\ell, \sigma_T) = \sigma_{\text{ref}}/R_2$; P – параметр прикладеного номінального навантаження в зоні дефекту; $P_{LL}(\ell, \sigma_T)$ – граничне значення P при розмірах дефекту ℓ і номінальних напруженнях, що відповідають межі текучості σ_T матеріалу в цій зоні; $\sigma_{\text{ref}} = \frac{P}{P_{LL}(\ell, \sigma_T)} R_2$. Тут K_1 – максимальне значення КІН на контурі тріщиноподібного дефекту; $K_{1c}^* = K_{1c}/k_0$; $R_2 = \sigma_T/k_0$; K_{1c} – критичне значення K_1 ; k_0 – інтегрований коефіцієнт надійності трубопроводу [16].

Гранична крива статичної міцності в координатах K_r , S_r описується виразом

$$K_r(S_r) = \begin{cases} (1 - 0.14S_r^2)[0.3 + 0.7 \exp(-0.65S_r^6)], & S_r \leq S_r^{\text{max}}, \\ 0, & S_r > S_r^{\text{max}}, \end{cases}$$

де $S_r^{\text{max}} = \frac{\sigma_T + \sigma_B}{2\sigma_T}$; σ_B – границя міцності матеріалу.

стітці тоншої труби внутрішнього гострокінцевого дефекту, який, згідно з методикою схематизації виявлених дефектів відповідними дефектами канонічної форми [9], можна моделювати поздовжньою поверхневою півеліптичною тріщиною з півосями a і c (рис. 11).

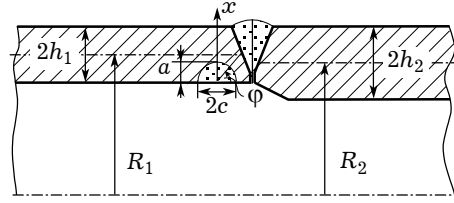


Рис. 11

Положення довільної точки на контурі тріщини задається через кут $0 \leq \varphi \leq \pi$.

У випадку, коли нормальні до берегів тріщини колові напруження $\sigma_{\beta\beta}$ задані поліноміальним многочленом

$$\sigma_{\beta\beta}(x) = \sigma_0 + \sigma_1 \cdot \frac{x}{t} + \sigma_2 \left(\frac{x}{t}\right)^2 + \sigma_3 \left(\frac{x}{t}\right)^3 + \sigma_4 \left(\frac{x}{t}\right)^4, \quad (18)$$

де x – координата вздовж нормалі до стінки труби товщини t , КІН нормального відриву K_1 обчислюють за формулою [19]

$$K_1 = \left[G_0 \sigma_0 + G_1 \sigma_1 \frac{a}{t} + G_2 \sigma_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + G_3 \sigma_3 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + G_4 \sigma_4 \left(\frac{a}{t}\right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}.$$

Тут G_i , $i = 0, 1, \dots, 4$, – коефіцієнти впливу,

$$Q = \begin{cases} 1.0 + 1.464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.65}, & \frac{a}{c} \leq 1, \\ 1.0 + 1.464 \left(\frac{c}{a}\right)^{1.65}, & \frac{a}{c} > 1. \end{cases}$$

У роботі [19] на основі апроксимації розв'язків задачі, отриманих у літературних джерелах методом скінченних елементів, для широкого діапазону зміни геометрії труби розмірів тріщини:

$$0.2 \leq \frac{a}{t} \leq 0.8, \quad 1.0 \leq \frac{c}{a} \leq 32.0, \quad 5 \leq \frac{R_b}{t} \leq 1000, \quad (19)$$

з певним кроком у вигляді таблиць наведено числові дані для параметрів A_{ij} , за допомогою яких обчислюють коефіцієнти впливу G_i . З використанням наведених табличних даних у цій роботі розроблено програмне забезпечення, яке за допомогою апроксимації функцій, заданих таблично, дозволяє обчислити коефіцієнти впливу G_i для довільних параметрів, що змінюються в межах (19), зокрема, і для тих їх значень, які не наведені в таблицях [19]. Апроксимацію функцій, заданих таблично, здійснено на базі триваріантної квадратичної інтерполяції.

Для обчислення σ_{ref} використаємо рекомендації із основних відомих в літературі робіт, зокрема [19]. У випадку, коли труба з поверхневою півеліптичною тріщиною знаходиться під дією внутрішнього тиску P , запишемо формулу

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{g\sigma_b + [(g\sigma_b)^2 + 9(M_s\sigma_m)^2]^{0.5}}{3}.$$

Тут

$$g = 1 - 20 \left(\frac{a}{2c}\right)^{0.75} \alpha^3, \quad \alpha = \frac{a}{t} \cdot \frac{1}{1 + \frac{t}{c}}, \quad M_s = \frac{1}{1 - 0.85 \frac{a}{t} \left(\frac{1}{M_t}\right)},$$

$$M_t = \left(\frac{1.02 + 0.4411\lambda^2 + 0.006124\lambda^4}{1.0 + 0.02642\lambda^2 + 1.533 \cdot 10^{-6} \lambda^4} \right)^{0.5}, \quad \lambda = \frac{1.818c}{\sqrt{R_b t}},$$

R_b – внутрішній радіус труби; σ_m , σ_b – усереднені по довжині тріщини нормальні до її берегів мембранні та загальні напруження. Для труби з незмінною по її довжині товщиною маємо

$$\sigma_m = \frac{PR_b}{t}, \quad \sigma_b = \frac{PR_0^2}{R_0^2 - R_b^2} \left[\frac{t}{R_b} - \frac{3}{2} \left(\frac{t}{R_b} \right)^2 + \frac{9}{5} \left(\frac{t}{R_b} \right)^3 - 2 \left(\frac{t}{R_b} \right)^4 \right],$$

де R_0 – зовнішній радіус труби.

Для складеної вільної від закріплень в осьовому напрямку різнотовщинної оболонки, що знаходиться під дією внутрішнього тиску P , ключове рівняння для визначення прогину $W^p(\alpha)$ подамо у вигляді

$$\left(\frac{d^4}{d\alpha^4} + 4\lambda_i^4 \right) W_i^p = \frac{R_i^4}{D_{1i}} P.$$

Побудувавши розв'язок цього рівняння і використавши вищевведені співвідношення, формули для обчислення осьових $\sigma_{\alpha\alpha}^{p(i)}$ і колових $\sigma_{\beta\beta}^{p(i)}$ напружень запишемо у вигляді

$$\sigma_{\alpha\alpha}^{p(i)}(\alpha, \gamma_i) = -P \sqrt{\frac{3}{1-\mu^2}} \frac{R_1}{R_i} \frac{\gamma_i}{h_i} \Omega_i^p(\alpha),$$

$$\sigma_{\beta\beta}^{p(i)}(\alpha, \gamma_i) = P \left[\frac{R_1}{R_i} \bar{W}_{i*}^p(\alpha) + \frac{R_i}{2h_i} \right] + \mu \sigma_{\alpha\alpha}^{p(i)}(\alpha, \gamma_i).$$

Тут

$$\bar{W}_{i*}^p(\alpha) = A_{1i}^p \omega_{1i}(\alpha) + A_{2i}^p \omega_{2i}(\alpha), \quad i = 1, 2,$$

$$\bar{W}_{0*}^p(\alpha) = B_1^p \omega_{10}(\alpha) + B_2^p \omega_{20}(\alpha) + B_3^p \omega_{30}(\alpha) + B_4^p \omega_{40}(\alpha),$$

Ω_0^p , Ω_1^p , Ω_2^p обчислюються за формулами (12), (16) із заміною в них коефіцієнтів A_{ij} , B_r числовими значеннями сталих інтегрування A_{ij}^p , B_r^p , які визначаються із умов ідеального механічного контакту в перерізах $\alpha = 0$ і $\alpha = \alpha_0$.

На рис. 12 графічно зображено розподіл безрозмірних колових напружень $\hat{\sigma}_{\beta\beta}^p = \sigma_{\beta\beta}^p/P$ на поверхнях різнотовщинного з'єднання труб, яке моделюється розрахунковою схемою, зображеною на рис. 3. Розрахунок проведено для виготовлених зі сталі 17Г1С труб з діаметром 1020 мм, товщинами стінок $2h_1 = 10$ мм, $2h_2 = 14$ мм і проміжковою $2h_0 = 12$ мм.

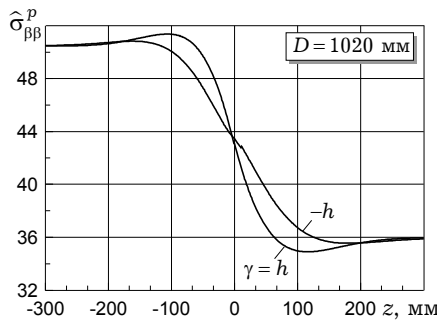


Рис. 12

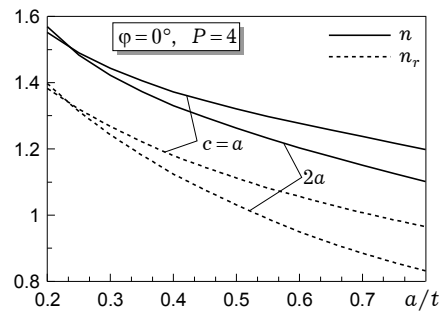


Рис. 13

Для такого зварного з'єднання з поздовжньою півеліптичною тріщиною (рис. 11), центр якої розташований на відстані 15 мм від осі шва, для різних

її геометричних розмірів проведено числовий аналіз задачі та обчислено коефіцієнти запасу міцності n і n_r .

Розрахунок проведено для тріщин з відношенням півосей $c = a$ та $c = 2a$ і внутрішнього тиску $P = 4$ МПа. Значення усереднених по довжині тріщини напружень зумовлених дією внутрішнього тиску на внутрішній поверхні труби (рис. 12) прийнято $\hat{\sigma}_{\beta\beta}^p = 43.75$. Рівень усереднених по довжині тріщини колових залишкових напружень на внутрішній поверхні труби прийнято $\sigma_{\beta\beta} = 95$ МПа, що знаходиться в межах зміни незрелаксованих напружень після високого відпуску зварного з'єднання, а їх розподіл по товщині (рис. 9) апроксимовано поліномом (18). Згідно з нормативними документами [16] для даної марки сталі $K_{1c}^* = 61$ МПа $\sqrt{м}$, $R_2 = 223$ МПа, $k_0 = 1.63$.

На рис. 13 графічно зображено залежність коефіцієнтів запасу міцності n і n_r зварного з'єднання з дефектом від відносної глибини тріщини a/t . Як видно з графіків, з ростом глибини тріщини величина коефіцієнтів запасу міцності значно зменшується. При цьому суттєвий вплив відіграють залишкові напруження. Так, за умов їх відсутності значення коефіцієнта запасу міцності для заданих геометричних розмірів ділянки труби, тріщини та внутрішнього тиску $n > 1$, і цю ділянку можна вважати працездатною. Урахування дії залишкових напружень для цих же геометричних параметрів і навантажень показує, що коли $c = 2a$, $a/t \geq 0.55$, коефіцієнт запасу міцності $n_r < 1$, і ця ділянка трубопроводу втрачає безумовну працездатність.

1. Березин В. Л., Суворов А. Ф. Сварка трубопроводов и конструкций. – Москва: Недра, 1983.
2. Винокуров В. А., Григоряну А. Г. Теория сварочных деформаций и напряжений. – Москва: Машиностроение, 1984. – 280 с.
3. Драгілев В. А., Осадчук В. А. Математична модель розрахунково-експериментального визначення залишкових напружень в магістральних трубопроводах біля монтажних швів // Всеукр. щоквартальний наук.-техн. журн. «Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ» (Івано-Франківськ). – 2005. – № 1(14). – С. 24–29.
4. Іванчук О. О., Осадчук В. А. Математична модель розрахунково-експериментального діагностування напруженого стану різновисотних кільцевих зварних з'єднань магістральних трубопроводів // Методи та прилади контролю якості. – 2005. – № 5. – С. 97–100.
5. Кир'ян В. І., Осадчук В. А., Николишин М. М. Механіка руйнування зварних з'єднань металоконструкцій. – Львів: СПОЛОМ, 2007. – 320 с.
6. Контроль напряженно-деформированного состояния газопроводов / А. А. Дубов, Е. А. Демин, А. И. Минаев, О. И. Стеклов // Газовая промышленность. – 2002. – № 2. – С. 58–61.
7. Махненко В. И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. – Киев: Наук. думка, 1976. – 320 с.
8. Махненко В. И. Совершенствование методов оценки остаточного ресурса сварных соединений конструкций длительного срока эксплуатации // Сб. основных публикаций сотрудников отдела «Мат. методов исследования физ.-хим. процессов при сварке и спецэлектрометаллургии» Ин-та электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины (Киев). – 2004. – С. 3–12.
9. Махненко В. И. Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. – Киев: ДНВП. Наук. думка, 2006. – 618 с.
10. Методика определения остаточных напряжений в сварочных соединениях и элементах конструкций с использованием спекл-интерферометрии / Л. М. Лобанов, В. А. Пивторак, В. В. Савицкий, Г. И. Ткачук // Автомат. сварка. – 2006. – № 1. – С. 25–30.
11. Недосека А. Я. Основы расчета и диагностики сварных соединений. – Киев: Изд-во ИНД ПРОМ, 1998. – 640 с.

12. Осадчук В. А. Диагностивання залишкових технологічних напружень в елементах конструкцій розрахунково-експериментальним методом // Мат. методи та фіз.-мех. поля. – 2003. – 46, № 1. – С. 88–104.
13. Осадчук В. А., Банахевич Ю. В., Іванчук О. О. Визначення напруженого стану магістральних трубопроводів в зоні кільцевих зварних швів // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2006. – 42, № 2. – С. 99–104.
14. Підстригач Я. С., Ярема С. Я. Температурні напруження в оболонках. – Київ: Вид-во АН УРСР, 1961. – 212 с.
15. Подстригач Я. С., Осадчук В. А. Исследование напряженного состояния цилиндрических оболочек, обусловленного заданным тензором несовместных деформаций и его приложение к определению сварочных напряжений // Физ.-хим. механика материалов. – 1968. – 4, № 2. – С. 218–224.
16. Расчеты на прочность действующих магистральных трубопроводов с дефектами. ВБН В.2.3–00018201.04–2000. – Киев: Госнефтегазпром, 2000. – 56 с.
17. Сварные строительные конструкции: В 3 т. / Под ред. Л. М. Лобанова. – Киев: Наук. думка, 1997. – Т. 2: Типы конструкций / В. Н. Шимановский, Э. Ф. Гарф, В. А. Пермяков и др. – 680 с.
18. Экспериментальные методы исследования деформаций и напряжений: Справ. пос. / Б. С. Касаткин, А. Б. Кудрин, Л. М. Лобанов и др. – Киев: Наук. думка, 1981. – 584 с.
19. Fitness-for-Service. American Petroleum Institute. Recommended Practice 579. First edition. – 2000. – 625 p.
20. Harrison R. P., Loosemore K., Milne J., Dowling A. R. Assessment of the integrity of structures containing defects // CEBG R6, Revision 2, April 1980. – 193 p.
21. Milne J. Failure assessment diagrams and estimates: A comparison for ferritic and austenitic steels // Int. J. Pressure Vessels and Piping. – 1983. – 13. – P. 107–125.

**ДИАГНОСТИРОВАНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И ОЦЕНКА
ИХ ВЛИЯНИЯ НА СТАТИЧЕСКУЮ ПРОЧНОСТЬ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ
РАЗНОТОЛЩИННЫХ ТРУБ С ДЕФЕКТАМИ ТИПА ТРЕЩИН**

В рамках предложенного Я. С. Подстригачем и его учениками расчетно-экспериментального метода разработана математическая модель для определения остаточных напряжений в зоне кольцевых сварных соединений разнотолщинных труб. Построен функционал для определения остаточных термопластических деформаций на основе расчетных соотношений и экспериментальных данных, полученных неразрушающими (полуразрушающими) методами. С использованием двухпараметрического критерия механики разрушения R6 и построенной на его основе диаграммы оценки разрушения определены коэффициенты запаса прочности разнотолщинного сварного соединения магистрального трубопровода под действием внутреннего давления с поверхностной трещиной в стенке более тонкой трубы. Оценено влияние остаточных напряжений на величину коэффициентов запаса прочности.

**DIAGNOSTICS OF RESIDUAL STRESSES AND ESTIMATION OF THEIR
INFLUENCE ON STATIC STRENGTH OF WELDED JOINTS OF DIFFERENT-THICKNESS
PIPES WITH CRACK-TYPE DEFECTS**

Within the scope of the calculation-experimental method suggested by Pidstryhach and his followers, a mathematical model for definition of residual stresses in the zone of circumferential welded joints of different-thickness pipes has been developed. A functional to define the residual thermoplastic strains has been constructed on the basis of calculation relations and experimental data, obtained by the non-destructive (semi-destructive) method. Using the two-parametric criterion R6 of fracture mechanics and the graph of fracture estimation, constructed on its basis, the strength reserve coefficients of different-thickness welded joint of the main pipeline under internal pressure with a surface crack in the wall of a thinner pipe has been defined. The residual stresses vs. the value of the strength reserve coefficients have been estimated.

Нац. ун-т «Львів. політехніка», Львів

Одержано
02.04.08