

### ВПЛИВ КРИВИНИ ПОВЕРХНІ ТА СПОСОБІВ ЗАКРІПЛЕННЯ ПІДКЛАДКИ НА ХАРАКТЕР ФОРМУВАННЯ ЗАЛИШКОВИХ ДЕФОРМАЦІЙ ПРИ ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНОМУ НАПИЛЕННІ ПОКРИТЬ

На основі розв'язку нелінійної крайової задачі теплопровідності для кругового порожнистого циліндра наведено результати розрахунку температурних режимів і залишкових напружень у системі циліндричне тіло – покриття при високотемпературному напиленні. На підставі отриманих числових результатів проаналізовано вплив температурних режимів, кривини напилюваної поверхонь та інших визначальних параметрів на зміну залишкових деформацій при остиганні системи, а також особливості формування таких напружень при напиленні покриття на неплоскі поверхні.

Серед поширених способів нанесення багатофункціональних захисних покриттів є високотемпературне напилення [1, 2, 6, 7]. Цей спосіб для напилюваних матеріалів типу керамік, металокерамік і деяких інших є чи не єдиним можливим при поверхневому зміцненні елементів конструкцій.

Однією з причин зменшення роботоздатності покриттів є формування у них залишкових напружень при остиганні системи основа – покриття. Експериментальне визначення таких напружень є складною проблемою. Тому важливе місце в її розв'язанні відводиться розробці методів теоретичного дослідження з метою розрахунку та вибору раціональних режимів напилення для формування потрібного рівня залишкових напружень [1, 7].

З використанням розробленої математичної моделі [4] у статті наведено результати проведеного дослідження і розрахунку температурного поля і залишкових напружень у покритті та порожнистому циліндрі внутрішнього  $R_1$  і зовнішнього  $R_2$  радіусів при високотемпературному напиленні захисного покриття товщини  $2\delta_1$  (рис. 1) при радіаційно-конвективному теплообміні з урахуванням впливу кривини напилюваної поверхні та умов закріплення торців (вільні чи закріплені від осевого переміщення). При цьому вважаємо, що при попередньому підігріві ( $0 \div \tau_1$ ) циліндра на його поверхні  $r = R_2$  відбувається радіаційно-конвективний теплообмін. У період напилення покриття ( $\tau_1 \div \tau_2$ ) і подальшої термообробки ( $\tau > \tau_2$ ) на поверхні покриття  $r = R_2 + 2\delta_1$  продовжується такий самий процес, але з характеристиками теплообміну матеріалу покриття. На всіх трьох етапах на внутрішній поверхні циліндра  $r = R_1$  має місце радіаційно-конвективний теплообмін із середовищем.

У випадку плоскої задачі розподіл абсолютної температури  $T_2$  у циліндрі  $R_1 \leq r \leq R_2$  описується розв'язком рівняння теплопровідності

$$\left( \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \right) T_2(r, \tau) = a_2 \frac{\partial T_2(r, \tau)}{\partial \tau}, \quad (1)$$

де  $a_2 = \frac{\lambda_2^r}{\omega_2}$  – температуропровідність матеріалу основи;  $\lambda_2^r$ ,  $\omega_2$  – її теплопровідність і теплоємність відповідно.

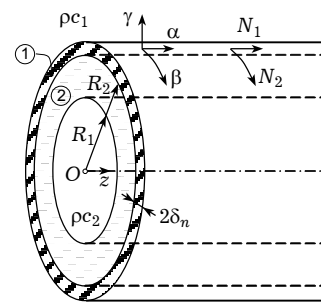


Рис. 1

Розв'язок рівняння теплопровідності (1) повинен задовольняти початкову умову

$$T_2(r, 0) = f(r) \quad (2)$$

та узагальнену нелінійну граничну умову [4]

– при попередньому підігріві ( $r = R_2$ ,  $0 \leq \tau \leq \tau_1$ ):

$$\lambda_2^r \frac{\partial T_2}{\partial r} = \varepsilon_b \varepsilon_2 \sigma_0 T_b^4 P_b - \varepsilon_2 \sigma_0 (T_2^4 - \varepsilon_{пр} T_{пр}^4) + \chi_{2п} (T_{пш}^{(2)} - T_2) + q_1; \quad (3)$$

– при нанесенні покриття ( $r = R_2 + 2\delta_2$ ,  $\tau_1 \leq \tau \leq \tau_2$ ):

$$\begin{aligned} -\omega_1 \frac{\partial T_2}{\partial \tau} - \lambda_2^r \left(1 + \frac{\chi_{1п}}{h_1}\right) \frac{\partial T_2}{\partial r} + \varepsilon_1 \varepsilon_b \sigma_0 T_b^4 P_b - \varepsilon_1 \sigma_0 (T_2^4 - \varepsilon_{пш} T_{пш}^4) + q_2 + \\ + \chi_{1п} (T_{пш}^{(1)} - T_2) - 4\varepsilon_1 \sigma_0 T_2^3 \frac{\lambda_2^r}{h_1} \frac{\partial T_2}{\partial \tau} = \left(1 + \frac{\chi_{1п}}{2h_1} + 2\varepsilon_1 \sigma_0 \frac{T_2^3}{h_1}\right) W_1; \end{aligned} \quad (4)$$

– при наступній термообробці нанесеного покриття ( $r = R_2 + 2\delta_2$ ,  $\tau > \tau_2$ ):

$$\begin{aligned} -\omega_1 \frac{\partial T_2}{\partial \tau} - \lambda_2^r \left(1 + \frac{\chi_1}{h_1}\right) \frac{\partial T_2}{\partial r} - \varepsilon_1 \sigma_0 (T_2^4 - \varepsilon_{рс_1} T_{рс_1}^4) + \chi_1 (T_{рс_1} - T_2) + q_3 - \\ - 4\varepsilon_1 \sigma_0 T_2^3 \frac{\lambda_2^r}{h_1} \frac{\partial T_2}{\partial \tau} = -\left(1 + \frac{\chi_1}{2h_1} + 2\varepsilon_1 \sigma_0 \frac{T_2^3}{h_1}\right) W_1'. \end{aligned} \quad (5)$$

На всіх трьох етапах гранична умова на внутрішній поверхні циліндра  $r = R_1$  описується однаковим виразом

$$\lambda_2^r \frac{\partial T_2}{\partial r} = \varepsilon_2 \sigma_0 T_2^4 - \chi_{рс_2} (T_{рс_2} - T_2).$$

Індексми «1», «2», «рс<sub>1</sub>», «рс<sub>2</sub>» тут і надалі відзначаємо величини, що відносяться відповідно до покриття, основи та робочих середовищ  $r < R_1$  і  $r > R_2 + 2\delta_1$  (рис. 1). Крім того, тут введено такі позначення:  $\varepsilon_2$ ,  $\varepsilon_1$ ,  $\varepsilon_b$  – ступені чорноти матеріалів основи, покриття і нагрівальної поверхні;  $\sigma_0$  – стала Стефана – Больцмана;  $P_b$  – кутовий коефіцієнт, який враховує взаємне розміщення плазмотрона та основи, дистанцію наплення і поглинання променистої енергії вздовж неї;  $\varepsilon_{пр}$ ,  $T_{пр}$  – ступінь чорноти та абсолютна температура плазмотвірного газу;  $\chi_{2п}$ ,  $\chi_{1п}$ ,  $\chi_1$ ,  $\chi_{рс_2}$  – коефіцієнти теплообміну в першому ( $0 < \tau < \tau_1$ ), другому ( $\tau_1 < \tau < \tau_2$ ), третьому ( $\tau > \tau_2$ ) інтервалах часу та на внутрішній поверхні циліндра в усіх часових інтервалах відповідно;  $T_b$  – абсолютна температура нагрівальної поверхні (зріз сопла плазмотрону);  $T_{пш}^{(2)}$ ,  $T_{пш}^{(1)}$  – абсолютні температури приповерхневих шарів турбулентних потоків плазмотвірного газу на поверхні основи при попередньому підігріві ( $r = R_2$ ) і на поверхні покриття ( $r = R_2 + 2\delta_1$ );  $h_1 = \frac{\lambda_1^r}{2\delta_1}$ ,  $\lambda_1^r$  – теплопровідність і теплопроводність матеріалу покриття;  $q_1$ ,  $q_2$ ,  $q_3$  – теплові потоки, які можуть враховувати дію теплоти кристалізації (плавлення), теплоти екзотермічних (ендотермічних) процесів і можливих фазових перетворень при подальшому охолодженні покриття;  $W_1 = \int_{-\delta_1}^{\delta_1} w dr$ ,

$W_1' = \int_{-\delta_1}^{\delta_1} w' dr$  – характеристики усереднених джерел (стоків) тепла потужностей  $w$  і  $w'$ , які можуть мати місце при напыленні покриттів і при їх подальшому охолодженні відповідно.

У період попереднього підігріву ( $0 < \tau < \tau_1$ ) кругового порожнистого циліндра розподіл температури  $T_2(r, \tau)$  в ньому описується розв'язком крайової задачі (1)–(3), за яким при  $r = R_1$  і  $r = R_2$  визначаємо компоненти тензора напружень [5]

$$\begin{aligned}\sigma_{rr}^{(1)} &= C_1 + \frac{C_2}{\rho^2} - \frac{\beta_t' E'}{\rho^2} \int_{\rho_1}^{\rho} T_{21}(\rho, \tau) \rho d\rho, \\ \sigma_{\theta\theta}^{(1)} &= C_1 - \frac{C_2}{\rho^2} - \beta_t' E' T_{21}(\rho, \tau) + \frac{\beta_t' E'}{\rho^2} \int_{\rho_1}^{\rho} T_{21}(\rho, \tau) \rho d\rho.\end{aligned}\quad (6)$$

Тут  $\rho = \frac{r}{R_2}$  – відносний радіус,  $\rho_1 \leq \rho \leq 1$ ,  $\rho_1 = \frac{R_1}{R_2}$ ;  $E' = \frac{E_2}{1 - \nu_2}$ ,  $\nu = \frac{\nu_2}{1 - \nu_2}$ ,  $\beta_t' = (1 - \nu_2)\beta_t^{(2)}$ ;  $E_2, \nu_2, \beta_t^{(2)}$  – модуль пружності, коефіцієнт Пуассона та коефіцієнт лінійного температурного розширення матеріалу циліндра;  $T_{21}(\rho, \tau)$  – розподіл температури за радіусом і часом порожнистого циліндра.

Сталі  $C_1$  і  $C_2$  після задоволення умов незавантаженості поверхонь циліндра

$$\sigma_{rr}^{(1)} = 0 \quad \text{при} \quad \rho = \rho_1 \quad \text{і} \quad \rho = 1$$

визначаються так:

$$C_1 = \frac{1}{\rho_1^2 - 1} \beta_t' E' \int_{\rho_1}^1 T_{21}(\rho, \tau) \rho d\rho, \quad C_2 = \frac{\rho_1^2}{\rho_1^2 - 1} \beta_t' E' \int_{\rho_1}^1 T_{21}(\rho, \tau) \rho d\rho.$$

Тоді формули (7) набувають такого вигляду:

$$\begin{aligned}\sigma_{rr}^{(1)} &= \frac{\beta_t' E'}{\rho_1^2} \left[ \frac{\rho^2 - \rho_1^2}{1 - \rho_1^2} \int_{\rho_1}^1 T_{21}(\rho, \tau) \rho d\rho - \int_{\rho_1}^{\rho} T_{21}(\rho, \tau) \rho d\rho \right], \\ \sigma_{\theta\theta}^{(1)} &= \frac{\beta_t' E'}{\rho_1^2} \left[ \frac{\rho^2 - \rho_1^2}{1 - \rho_1^2} \int_{\rho_1}^1 T_{21}(\rho, \tau) \rho d\rho - T_{21}(\rho, \tau) \rho^2 - \int_{\rho_1}^{\rho} T_{21}(\rho, \tau) \rho d\rho \right].\end{aligned}\quad (7)$$

Для випадку незакріплених торців циліндра при незалежному від  $z$  і  $\theta$  нагріві (плоска задача)  $u_z = C_3 z$ , а

$$\sigma_{zz}^{(1)} = C_3 + \frac{\nu_2}{E_2} (\sigma_{rr}^{(1)} + \sigma_{\theta\theta}^{(1)}) - \beta_t^{(2)} T_{21}(\rho, \tau).\quad (8)$$

Значення сталої  $C_3$  отримаємо з умови рівноваги поперечного перерізу циліндра

$$\int_{\rho_1}^1 \sigma_{zz}^{(1)} \rho d\rho = 0,$$

звідки

$$C_3 = \frac{2\beta_t^{(2)}}{1 - \rho_1^2} \int_{\rho_1}^1 T_{21}(\rho, \tau) \rho d\rho.$$

За отриманими сталими  $C_1, C_2, C_3$  можна записати вирази для всіх параметрів напружено-деформованого стану циліндра на етапі попереднього його нагрівання, а для закріплених торців у цих виразах слід покласти  $C_3 = 0$ .

В інтервалі часу нанесення покриття до моменту початку кристалізації напиленого матеріалу ( $\tau_1 < \tau < \tau_2$ ) поверхні циліндра вважаємо вільними від навантажень. Співвідношення для визначення розподілу температури  $T_{22}$  і напружено-деформованого стану циліндра в цьому інтервалі часу визначаються розв'язком рівняння (1), але вже з урахуванням граничних умов (4).

Залишкові напруження у покритті формуються лише після кристалізації покриття і від цього моменту на границі  $\rho = 1$  починає виконуватись умова жорсткого зчеплення циліндра з покриттям.

Компоненти тензора напружень порожнистого циліндра з незакріпленими торцями на етапі охолодження покриття визначаються співвідношеннями, аналогічними до (7) і (8):

$$\begin{aligned}\sigma_{rr}^{(3)} &= C_1 + \frac{C_2}{\rho^2} - \frac{\beta'_t E'}{\rho^2} \int_{\rho_1}^{\rho} T_{23}(\rho, \tau) \rho d\rho, \\ \sigma_{\theta\theta}^{(3)} &= C_1 - \frac{C_2}{\rho^2} - \beta'_t E' T_{23}(\rho, \tau) + \frac{\beta'_t E'}{\rho^2} \int_{\rho_1}^{\rho} T_{23}(\rho, \tau) \rho d\rho, \\ \sigma_{zz}^{(3)} &= 2\nu_1 C_1 + E_2 C_3 - \frac{\beta_t^{(2)} E_2}{1 - \nu_2} T_{32}(\rho, \tau),\end{aligned}\quad (9)$$

де  $T_{23}(\rho, \tau)$  – розподіл температури за часом і радіусом циліндра від початку кристалізації.

Після кристалізації в покритті товщини  $2\delta_1$  у випадку осьової симетрії задачі при остиганні до робочих температур формуються залишкові зусилля  $N_1$  і  $N_2$  у напрямках твірної і напрямної циліндра:

$$\begin{aligned}N_1 &= \frac{2E_1 \delta_1}{1 - \nu_1^2} \left[ \xi_1 + \nu_1 \xi_2 - \frac{1 + \nu_1}{R_2} \tilde{T}_1^{(3)} \right], \\ N_2 &= \frac{2E_1 \delta_1}{1 - \nu_1^2} \left[ \xi_2 + \nu_1 \xi_1 - \frac{1 + \nu_1}{R_2} \tilde{T}_1^{(3)} \right],\end{aligned}$$

де  $\xi_1, \xi_2$  – компоненти деформації серединної поверхні покриття, які при розрахунках прирівнюються до відповідних деформацій на поверхні  $\rho = 1$  циліндра;  $E_1, \nu_1$  – модуль Юнга та коефіцієнт Пуассона матеріалу покриття відповідно;

$\tilde{T}_1^{(3)} = \frac{\beta_t^{(1)} E_1}{2\delta_1} \int_{-\delta_1}^{\delta_1} T_1(\gamma, \tau) d\gamma$  – усереднена характеристика температури в покритті;

$\beta_t^{(1)}$  – коефіцієнт лінійного температурного розширення матеріалу покриття.

У розрахунках та аналізі отриманих результатів беремо випадок, коли  $\beta_t^{(1)} < \beta_t^{(2)}$ .

Компоненти криволінійної  $\alpha, \beta, \gamma$  (рис. 1) і циліндричної  $r, \theta, z$  систем координат пов'язані між собою таким чином [8]:

$$\alpha = \frac{z}{R_2}, \quad \beta = \frac{\pi}{2} + \theta.$$

Величини переміщень точок поверхні основи  $\rho = 1$  у момент кристалізації  $\tau = \tau_{кр}$  визначаються з рівностей [3]

$$u_r^{(3)} = \frac{2R_2\beta_t^{(2)}}{1-\rho_1^2} \int_{\rho_1}^1 T_{23}(\rho, \tau) \rho d\rho, \quad u_z^{(3)} = \frac{2z\beta_t^{(2)}}{1-\rho_1^2} \int_{\rho_1}^1 T_{23}(\rho, \tau) \rho d\rho.$$

Тоді для визначення деформацій точок серединної поверхні покриття отримаємо

$$\begin{aligned} \xi_1 &= C_3 - \frac{2\beta_t^{(2)}}{1-\rho^2} \int_{\rho_1}^1 T_{23}(\rho, \tau_{кр}) \rho d\rho, \\ \xi_2 &= \frac{1}{E'} \left[ (1-v')C_1 - (1+v')C_2 + \beta'_t E' (1+v') \int_{\rho_1}^1 T_{23}(\rho, \tau_{кр}) \rho d\rho \right] - \\ &\quad - v_3 C_2 - \frac{2\beta_t^{(2)}}{1-\rho^2} \int_{\rho_1}^1 T_{23}(\rho, \tau_{кр}) \rho d\rho. \end{aligned}$$

Сталі  $C_1, C_2, C_3$  при остиганні визначаються з умов жорсткого зчеплення покриття та основи [9]:

$$\frac{\partial N_1}{\partial \alpha} = 0, \quad \sigma_r^{(3)} = -\frac{N_2}{R_2}, \quad \int_{\rho_1}^1 \sigma_{zz}^{(3)} \rho d\rho = \frac{N_2}{R_2},$$

звідки знаходимо

$$\begin{aligned} C_1 &= \frac{1}{f} (b_4 d_3 - d_4 b_3), & C_2 &= \frac{1}{f} (b_4 d_3 - d_4 b_3) \rho_1^2, \\ C_3 &= \frac{1}{f} [(b_1 - \rho_1^2 b_2) d_4 - (d_1 - \rho_1^2 d_2) b_4], \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{де} \quad f &= (b_1 - \rho_1^2 b_2) d_3 - (d_1 - \rho_1^2 d_2) b_3, \\ b_1 &= 1 + 2 \frac{1-v'}{E'R_2} \frac{E_1 \delta_1}{1-v_1^2}, & b_2 &= 1 - 2 \frac{1+v'}{E'R_2} \frac{E_1 \delta_1}{1-v_1^2}, & b_3 &= \frac{2}{R_2} \frac{E_1 \delta_1}{1-v_1^2} (v_1 - v_2), \\ b_4 &= \beta'_t E' \int_{\rho_1}^1 T_{23}(\rho, \tau) \rho d\rho - \frac{2}{R_2} \frac{E_1 \delta_1}{1-v_1^2} \left[ \beta'_t (1+v') \int_{\rho_1}^1 T_{23}(\rho, \tau) \rho d\rho - \right. \\ &\quad \left. - \frac{1+v_1}{R_2} \tilde{T}_1^{(3)} - \frac{2\beta_t^{(2)}}{1-\rho_1^2} \int_{\rho_1}^1 T_{23}(\rho, \tau) \rho d\rho \right], \\ d_1 &= v_2 (1-\rho_1^2) - \frac{2v_1(1-v_1)E_1 \delta_1}{E_1 R_2 (1-v_1^2)}, & d_2 &= \frac{v_1(1-v_1)E_1 \delta_1}{E_1 R_2 (1-v_1^2)}, \\ d_3 &= \frac{E_2}{2} (1-\rho_1^2) - 2 \frac{1-v_1 v_2}{E'R_2} \frac{E_1 \delta_1}{1-v_1^2}, \\ d_4 &= \frac{\beta_t^{(2)} E_2}{1-v_1^2} \int_{\rho_1}^1 T_{23}(\rho, \tau) \rho d\rho + \frac{2}{R_2} \frac{E_1 \delta_1}{1-v_1^2} \left[ \beta_t^{(2)} v_1 (1+v') \int_{\rho_1}^1 T_{23}(\rho, \tau) \rho d\rho - \right. \\ &\quad \left. - \frac{1+v_1}{R_2} \tilde{T}_1^{(3)} - \frac{2\beta_t^{(2)}}{1-\rho_1^2} (1+v_1) \int_{\rho_1}^1 T_{23}(\rho, \tau) \rho d\rho \right]. \end{aligned}$$

Підставляючи значення отриманих сталей у відповідні співвідношення, визначимо залишкові зусилля (і деформації) у покритті в довільний момент часу остигання. При закріплених від осьового переміщення торцях циліндра вирази для визначення залишкових зусиль і деформацій у покритті отримаємо з (9), поклавши  $C_3 = 0$ .

Задача є суттєво нелінійною і для її розв'язання слід застосовувати наближені аналітичні та числові методи. Тому з метою визначення залишкових зусиль і деформацій у покритті побудовано чисельно-аналітичну методику дослідження і розрахунку розподілу температури вздовж радіуса  $R_1 \leq r \leq R_2$ , напружень в основі та залишкових зусиль у покритті, яка базується на використанні неявної схеми скінченнорізницевого методу.

Для аналітичної оцінки зміни впливу параметрів режиму напилення на залишкові деформації у покритті розглянуто процес напилення покриття з ніхрому (Cr20, Ni80) товщини  $2\delta_2 = 8 \cdot 10^{-5}$  м на зовнішню поверхню кругового порожнистого циліндра зі сталі Ст20 ( $R_1 = 0.05$  м,  $R_2 = 0.06$  м). Значення усіх теплофізичних, механічних і радіаційних характеристик основи, покриття і робочих середовищ взято з [10].

Тривалість попереднього нагрівання поверхні циліндра  $R_2 - 3$  с, нанесення покриття – 17 с, момент кристалізації  $\tau_{кр}$  покриття вибирали з графіка зміни з часом температури в зоні контакту основи і покриття. Цю графічну залежність зображено на рис. 2 (криві 1–3 відповідають температурі на зовнішній поверхні циліндра  $R_2$ , на серединній  $\frac{R_1 + R_2}{2}$  і на внутрішній поверхні  $R_1$ ). Максимального значення температури на вказаних поверхнях досягають у момент часу  $\tau = 20$  с (припинення нанесення покриття). Припускаємо, що механічні умови на торцях циліндра здійснюються таким чином, що на зміну температури з часом не впливають.

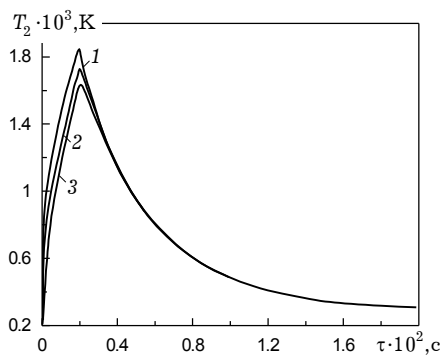


Рис. 2

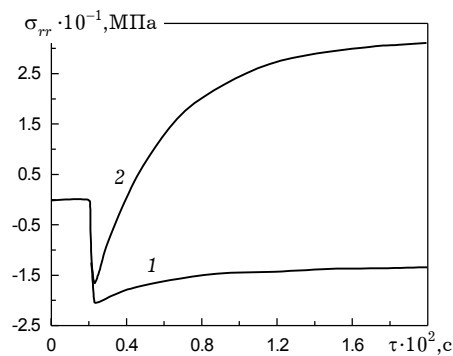


Рис. 3

Вплив умов навантаження торців на поведінку радіальних напружень  $\sigma_{rr}$  при  $r = R_2$  показано на рис. 3. До моменту кристалізації  $\sigma_{rr} = 0$ , а після початку кристалізації покриття у випадку закріплених торців (за вибраних температурних режимів і співвідношення коефіцієнтів лінійного температурного розширення матеріалів покриття і циліндра)  $\sigma_{rr}$  досягає максимального значення при  $\tau = 24$  с і, залишаючись стискувальною, спадає до певного значення (крива 1). При незавантажених торцях циліндра після початку кристалізації покриття на поверхні  $r = R_2$  починають формуватися стискувальні радіальні напруження, які в процесі подальшого охолодження основи з покриттям змінюють знак і стають розтягувальними (крива 2).

Отже, при напиленні покриття на неплоскі підкладки на поверхні основа – покриття формуються зумовлені кривиною контактні напруження, які можуть суттєво вплинути на напружено-деформований стан системи, призвести до розтріскування покриття або до руйнування адгезійних зв'язків (відлипання).

Вплив кривини поверхні на контактну взаємодію напилених покриттів та основи позначається також на формуванні залишкових зусиль  $N_1$  і  $N_2$  у покриттях. На рис. 4, 5 показано зміну в часі залишкових зусиль відповідно  $N_1$ ,  $N_2$ . На обох рисунках крива 1 відповідає випадку вільних торців циліндра, а крива 2 – закріплених. У момент початку кристалізації  $N_1 = N_2 = 0$ . У процесі подальшого охолодження в усіх випадках спостерігається збільшення розтягувальних залишкових зусиль. З часом розтягувальні зусилля  $N_1$  при вільних торцях циліндра змінюють знак і стають стискувальними, а у випадку закріплених торців – збільшуються, залишаючись розтягувальними. Зміна за часом залишкового зусилля  $N_2$  при вільних торцях подібна до поведінки зусилля  $N_1$ : швидке зростання розтягувальних  $N_2$ , зміна знаку, перехід до стискувальних значень, їх збільшення та асимптотичне наближення до певної від’ємної величини.

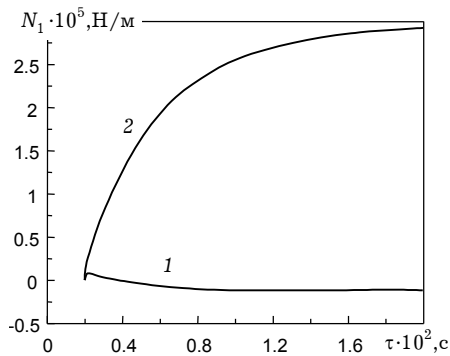


Рис. 4

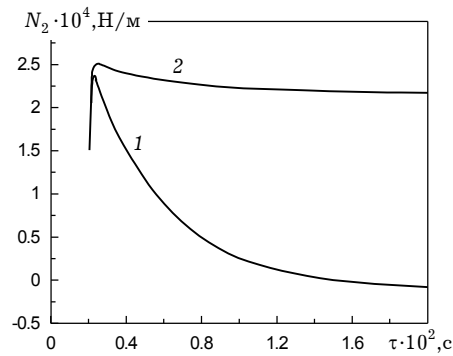


Рис. 5

З метою формування величини та знаку залишкових зусиль у покритті в залежності від умов експлуатації і, отже, вибору раціональних режимів нанесення покриття, було здійснено низку числових експериментів: оцінки впливу початкової середньої деформації основи на зусилля у покритті шляхом збільшення початкової температури основи та тривалості нагрівання поверхні основи  $r = R_2$  потоком плазмотвірного газу, зміни товщини покриття, вибору співвідношення коефіцієнтів лінійного температурного розширення матеріалів основи і покриття та інше.

Так, при підвищенні початкової температури циліндра з вільними торцями відбувається збільшення стискувальних зусиль  $N_1$  і  $N_2$  в покритті. У випадку ж закріплених торців при збільшенні початкової середньої температури основи – розтягувальні зусилля  $N_1$  зменшуються, а зусилля  $N_2$  із розтягувальних стають стискувальними та збільшуються за абсолютною величиною. Збільшення початкової температури основи є одним із способів наведення у покриттях залишкових зусиль потрібних знаку та величини. При закріплених торцях циліндра залишкові зусилля  $N_1$ , хоч і зменшуються за абсолютною величиною, є, однак, небезпечними розтягувальними зусиллями для покриття. Аналогічна ситуація спостерігається і при збільшенні тривалості нагрівання поверхні основи потоком плазмотвірного газу.

Вплив зміни товщини покриття на його залишковий термонапружений стан досліджували шляхом збільшення товщини покриття базового варіанту в 10 і 25 раз. Збільшення товщини покриття призводить до зростання максимальних розтягувальних зусиль на початковому етапі остигання покриття. Потім, у процесі охолодження, розтягувальні зусилля переходять у стискувальні, причому останні при  $\tau > 240$  с (при вибраних параметрах) у

покритті товщини  $10\delta_1$  є більшими, ніж такі зусилля у покритті товщини  $25\delta_1$ . Отже, при виборі товщини покриття, що наносяться на основу з вільними торцями, при розрахунках термонапруженого стану системи слід брати до уваги також і ці явища.

При збільшенні товщини покриття, що наноситься на основу із закріпленими торцями, в процесі охолодження системи в покриттях відбувається істотне збільшення розтягувальних зусиль  $N_1$  і  $N_2$ .

Якщо, як показують проведені дослідження, зміна співвідношення модулів пружності матеріалів основи і покриття спричиняють кількісну зміну залишкових зусиль  $N_1$  і  $N_2$  при вільних і закріплених торцях циліндра, то зміна співвідношення коефіцієнтів лінійного температурного розширення призводить до кількісних і якісних змін залишкових зусиль у покриттях. Досліджувались такі варіанти співвідношень між коефіцієнтами: 1)  $\beta_t^{(1)} = \beta_t^{(2)}$ ; 2)  $2\beta_t^{(1)} = \beta_t^{(2)}$ , 3)  $\beta_t^{(1)} = 2\beta_t^{(2)}$ . При вільних торцях у першому і третьому варіантах  $N_1$  і  $N_2$  є розтягувальними, а найнебезпечнішим щодо можливості розтріскування є варіант 3. У другому випадку  $N_1$  і  $N_2$  є стискувальними.

У напилених на поверхню циліндра із закріпленими торцями покриттях залишкові зусилля  $N_1$  у всіх цих трьох варіантах є розтягувальними. Максимального значення вони набувають при повному остиганні структури (найбільшого – у варіанті 3). Залишкові зусилля  $N_2$  у варіанті 3 є розтягувальними, а в першому і другому – стискувальними, максимум їх також припадає на момент повного охолодження системи до робочих температур.

Проведені розрахунки та дослідження виявили певні особливості формування залишкових напружень при високотемпературному напиленні покриття на неплоскі поверхні, зумовлені їх кривиною. При цьому проаналізовано вплив на величину та знак залишкових зусиль у покриттях, способів закріплення підкладки при напиленні та співвідношення геометричних і низки теплофізичних і механічних параметрів, показано можливість вибором відповідних режимів напилення (температурних, механічних, технологічних) наводити у покриттях потрібного рівня і знаку залишкові деформації залежно від умов експлуатації напилених елементів конструкцій.

1. Барвинок В. А. Управление напряженным состоянием и свойства плазменных покрытий. – Москва: Машиностроение, 1990. – 384 с.
2. Борисов Ю. С., Харламов Ю. А., Сидоренко С. Л., Ардатовская Е. Н. Газотермические покрытия из порошковых материалов: Справочник. – Киев: Наук. думка, 1987. – 544 с.
3. Вигак В. М. Управление температурными напряжениями и перемещениями. – Киев: Наук. думка, 1988. – 312 с.
4. Гаврись А. П., Шевчук П. Р. Математическое моделирование процессов при высокотемпературном напылении покрытий // Мат. методы и физ.-мех. поля. – 1991. – Вып. 33. – С. 13–18.
5. Коваленко А. Д. Избранные труды. – Киев: Наук. думка, 1976. – 763 с.
6. Кудинов В. В., Пекшев П. Ю., Белащенко В. Е., Солоненко О. П., Сафиуллин В. А. Нанесение покрытий плазмой. – Москва: Наука, 1990. – 408 с.
7. Куприянов И. Л., Геллер М. А. Газотермические покрытия с повышенной прочностью сцепления. – Минск: Наука і тэхніка, 1990. – 176 с.
8. Підстригач Я. С., Ярема С. Я. Температурні напруження в оболонках. – Київ: Вид-во АН УРСР, 1961. – 212 с.
9. Підстригач Я. С., Шевчук П. Р. Температурные поля и напряжения в телах с тонкими покрытиями // Тепловые напряжения в элементах конструкций. – 1967. – Вып. 7. – С. 227–233.
10. Шевчук П. Р., Гаврись О. П. Розрахунок залишкових деформацій у покриттях, нанесених способом високотемпературного напилення на плоскі поверхні // Мат. методи і физ.-мех. поля. – 2003. – 46, № 1. – С. 105–113.



**ВЛИЯНИЕ КРИВИЗНЫ ПОВЕРХНОСТИ И СПОСОБОВ ЗАКРЕПЛЕНИЯ  
ПОДЛОЖКИ НА ХАРАКТЕР ФОРМИРОВАНИЯ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ  
ПРИ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОМ НАПЫЛЕНИИ ПОКРЫТИЙ**

*На основании решения нелинейной краевой задачи теплопроводности для кругового полого цилиндра приведены результаты расчета температурных режимов и остаточных напряжений в системе цилиндрическое тело – покрытие при высокотемпературном напылении. Используя полученные численные результаты, проанализировано влияние выбранных температурных режимов, кривизны напыляемых поверхностей и других определяющих параметров на изменение остаточных деформаций при охлаждении системы, а также особенности формирования таких напряжений при напылении покрытий на неплоские поверхности.*

**INFLUENCE OF SURFACE CURVATURE AND MODE  
OF BASE FASTENING ON CHARACTER OF FORMING RESIDUAL  
STRAIN BY HIGH-TEMPERATURE SPRAYING**

*On the basis of solution to the nonlinear boundary-value heat conduction problem for a circular shallow cylinder, the results of calculation of temperature regimes and residual stresses in the system cylindrical body – coating under high-temperature spraying, are presented. Using the obtained numerical results, the influence of temperature regimes, curvature of sprayed surfaces and other defining parameters on change of residual strain in the process of the system cooling, and also the particularities of forming such stresses under coating spraying on the non-planar surfaces has been analyzed.*

Ін-т прикл. проблем механіки і математики  
ім. Я. С. Підстригача НАН України, Львів

Одержано  
14.05.04