

УДК 539

МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЇ СТРУКТУРНОГО ТА НАПРУЖЕНОГО СТАНІВ СТАЛЕВИХ ПЛАСТИН ЗА МОНОТОННОГО ТЕПЛОВОГО НАВАНТАЖЕННЯ

Тереза КОЗАКЕВИЧ

*Інститут прикладних проблем механіки і математики
ім. Я. С. Підстригача НАН України,
вул. Наукова, 3б 79060 Львів, Україна*

Запропоновано методику дослідження та оптимізації фазового складу і залишкових структурних напружень у тонкостінних виробах з низьколегованих сталей за монотонного теплового навантаження. Як приклад розглянуто сталеву пластину за дії рухомого нормально розподіленого джерела тепла з кількома центрами локалізації. Виконано параметричну оптимізацію розподілу потужності джерела, кількості центрів його локалізації та просторового розміщення.

Ключові слова: фазові перетворення, залишкові напруження, низьколеговані сталі, оптимізація, рухомі розподілені джерела тепла.

Під час виготовлення, термообробки та інших технологічних операціях конструкційні матеріали, зокрема сталі, зазнають твердофазових поліморфних перетворень, які суттєво впливають на кінцеві фізичні та механічні властивості виробів. Фазовий склад сталевих тіл залежить від параметрів технологічного впливу (термомеханічного навантаження), які вибирають на підставі експериментальних досліджень чи методів кількісного аналізу наявних фізико-механічних процесів [1]. Для проведення такого аналізу актуальною і важливою є проблема кількісного опису та оптимізації за певними критеріями фазового складу сталевих тіл і параметрів термомеханічного впливу, а також залишкових структурних напружень.

Останнім часом розроблені методи статистичного аналізу процесів формування фазового складу низьколегованих сталей з вмістом вуглецю до 0,4% залежно від їхнього хімічного складу та умов охолодження [2, 3]. Такі моделі застосовні для широкого класу сталевих тіл, які піддаються впливам з монотонними режимами охолодження від початкових температур, вищих за температури поліморфних перетворень. Кількісні дані про фазовий склад, отримані на цій підставі, можна використати для розрахунку та оптимізації за певними критеріями фазового складу та розподілу залишкових структурних напружень.

На підставі відомої макроскопічної моделі [2, 3] кількісного опису напруженого та структурного станів тіл, виготовлених з низьколегованих сталей, що ґрунтується на даних статистичного аналізу фазового складу таких сталей за однорідних умов охолодження, розроблено методику визначення фазового складу та залишкового структурного напруженого стану пластинчастих тіл за дії рухомих розподілених джерел нагріву.

Сформульовано та розв'язано задачі оптимізації параметрів джерел нагріву за критерієм мінімуму максимального вмісту мартенситу в зоні термічного збурення.

Математичне формулювання. Розглядаємо вільну від силового навантаження тонку прямокутну ізотропну пластину, що виготовлена з низьколегованої сталі, яка займає область Ω ($\Omega = \{-l \leq x_1 \leq l, -b \leq x_2 \leq b, -h \leq x_3 \leq h\}$), товщиною $2h$, шириною $2b$ і довжиною $2l$, де $h \ll b$, $h \ll l$, $b \rightarrow \pm\infty$, $l \rightarrow \pm\infty$. Припускаємо, що в початковий момент часу $\tau=0$ відомий розподіл температури $t_0(x_1, x_2)$ у кожній точці пластини, яка перебуває за умов конвективного теплообміну з довкіллям. Пластина нагрівається рухомих джерелом тепла з густиною Q , яке рухається зі сталою швидкістю v вздовж осі Ox_1 . Краї пластини вільні від силового навантаження.

Задачу про визначення фазового складу та залишкового структурного напруженого стану пластин з низьколегованих сталей за дії рухомого джерела тепла відповідно до відомої моделі кількісного опису структурних і деформаційних змін за теплового навантаження [4] формулюємо за три етапи.

На першому – формулюємо задачу про визначення температурного поля в пластині за її нагрівання рухомих джерелом тепла зі заданим розподілом потужності Q теплових джерел.

Рівняння для знаходження температурного поля в пластині $T(x_1, x_2, \tau)$ (за припущенням, що товщина пластини мала і внаслідок цього можна прийняти, що температура не залежить від товщинної координати) набуло вигляду [5]

$$c\rho\left(\partial T / \partial \tau\right) = \partial / \partial x_j \left(\lambda \partial T / \partial x_j\right) - \alpha^* / h (T - t_c) + \bar{Q}, \quad (j=\overline{1,2}) \quad (1)$$

за крайових

$$\partial T / \partial x_1 = 0 \text{ при } x_1 \rightarrow l, \quad \partial T / \partial x_2 = 0 \text{ при } x_2 \rightarrow b \quad (2)$$

та початкових

$$T(x_1, x_2, \tau) = \bar{t}_0 \text{ при } \tau = 0, \quad (3)$$

умов, де

$$\bar{Q} = 1 / 2h \int_{-h}^h Q dx_3; \quad \bar{t}_0 = 1 / 2h \int_{-h}^h t_0 dx_3; \quad (4)$$

λ – коефіцієнт теплопровідності; c – питома теплоємність; ρ – густина матеріалу; t_c – температура довкілля; α^* – коефіцієнт теплообміну пластини з довкіллям; $\alpha = \alpha^* / h$.

Другий доданок правої частини рівняння (1) виражає кількість тепла, яке віддає одиниця об'єму пластини за одиницю часу в довкілля, третій – виражає потужність рухомого нормально розподіленого джерела тепла у вигляді

$$\bar{Q} = Q_1^* / 2\pi\sigma h \exp\left[-x_2^2 - (x_1 - x_1^0)^2 / 2\sigma\right], \quad (5)$$

де $x_1^0 = vt$, Q_1^* – потужність джерела тепла на одиницю довжини; σ – параметр розсіювання; v – швидкість руху джерела нагріву. Варто зауважити, що формула (5) моделює джерела, які створюють стандартні промислові пристрої, зокрема газові, індуктивні й електричні обігрівачі [6].

На другому етапі формулюють задачу про визначення фазового складу низьколегованого сталевих тіла при монотонному охолодженні.

Приймають, що тривалість перебування точок тіла в характерному діапазоні температур поліморфних перетворень однозначно визначає сформований після охолодження фазовий склад. Для низьколегованих сталей цей діапазон перебуває в межах від температури повної аустенізації A_{c3} ($\approx 850^\circ\text{C}$) до температури мінімальної стійкості аустеніту

T_m ($\approx 500^\circ\text{C}$). У цьому разі напруження, які виникають під час охолодження, не впливають на фазовий склад тіла і процеси, які відбуваються у вибраному фізично малому елементі об'єму, не впливають на процеси у суміжних елементах (аналог відомої гіпотези про локальну рівновагу) [2, 3].

На підставі отриманих на першому етапі розв'язків задачі теплопровідності цей часовий інтервал охолодження знаходять для кожної точки тіла з умов:

$$T(x_1, x_2, \tau_1) = 850^\circ\text{C}, T_m(x_1, x_2, \tau_2) = 500^\circ\text{C}, \tau^* = \tau_2 - \tau_1, \quad (6)$$

якщо до охолодження початкова температура $T > A_{c3}$ і

$$T(x_1, x_2, \tau_1) = T', T_m(x_1, x_2, \tau_2) = 500^\circ\text{C}, \tau^{**} = \tau_2 - \tau_1, \quad (7)$$

якщо температура $T' \in [A_{c1}, A_{c3}]$. Тут τ_1 , τ_2 , τ_1^* моменти часу досягнення відповідних температур, $A_{c1} \approx 723^\circ\text{C}$ температура евтектоїдного перетворення.

Тоді зведений час охолодження τ^0 , перебування кожної точки тіла у діапазоні поліморфних перетворень під час охолодження [4]

$$\tau^0 = \begin{cases} \tau^*, \text{ при } T' > A_{c3}, \\ \tau^{**} \left((A_{c3} - T_m) / (T' - T_m) \right), \text{ при } A_{c1} \leq T' \leq A_{c3} \end{cases} \quad (8)$$

Якщо визначено τ^0 , то відсотковий вміст мартенситу (M), бейніту (B) і ферито-перліту (FP) обчислюють на підставі співвідношень [2, 3]

$$\begin{aligned} M(\tau^0) &= 100\beta \left(1 - \Phi \left((\ln \tau^0 - \ln \tau_M) / \ln S_M \right) \right), \\ (FP)(\tau^0) &= 100\beta \left(\Phi \left((\ln \tau^0 - \ln \tau_{FP}) / \ln S_{FP} \right) \right) + (1 - \beta)100, \\ B(\tau^0) &= 100 - M(\tau^0) - (FP)(\tau^0), \end{aligned} \quad (9)$$

де $\Phi(\tau^0)$ – функція нормального розподілу; τ^0 – зведена тривалість охолодження в діапазоні температур $[T_m; T_{\max}]$ (8); β – коефіцієнт, який враховує рівноважний вміст аустеніту під час охолодження температур, які перебувають в інтервалі температур $[A_{c1}, A_{c3}]$; $\ln \tau_M$, $\ln \tau_{FP}$, $\ln S_M$, $\ln S_{FP}$ – коефіцієнти, що залежать від хімічного складу сталі та визначають методами статистичного аналізу [2, 3, 7].

Співвідношення (9), отримані в [2, 3] при $\beta=1$ для умов однорідного охолодження від температур, які є більші від температури повної аустенізації. У вихідній моделі приймають, що під час охолодження від початкового стану, який характеризується вмістом аустеніту, мартенситна і бейнітна складові пропорційні вихідному вмісту аустеніту, а феритно-перлітна складова складається з двох частин: перша – $100(1 - \beta)$ існує на початку охолодження, друга – утворюється під час розпаду аустеніту. Значення коефіцієнта β залежить від початкової температури охолодження T' в діапазоні температур поліморфних перетворень $A_{c1} \leq T' \leq A_{c3}$ і їх приймають такими [4, 8]:

$$\beta = \begin{cases} 1, \text{ при } T' > A_{c3}, \\ (A_{c3} - T') / (A_{c3} - A_{c1}), \text{ при } A_{c1} \leq T' \leq A_{c3}, \\ 0, \text{ при } T' < A_{c1}. \end{cases} \quad (10)$$

Після охолодження в сталевому тілі фіксується просторово-неоднорідний розподіл фаз, який сприяє появі залишкових структурних напружень, зумовлених відмінністю густини фаз, що входять до складу матеріалу. За припущенням, що в процесі охолодження не виникають пластичні

деформації, на третьому етапі визначають структурні напруження з використанням співвідношення типу Дюгамеля-Неймана

$$\sigma_{ij} = \frac{E}{1+\nu} \left[\varepsilon_{ij} + \frac{1}{(1-2\nu)} (\nu e - (1+\nu)e_a) \delta_{ij} \right], \quad (11)$$

де σ_{ij} - компоненти тензора напружень, $e = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}$, ε_{ij} - компоненти тензора деформацій; $e_a = \beta_m \xi_m + \beta_b \xi_b$ - відносна зміна об'єму, зумовлена тим, що структура матеріалу відрізняється від рівноважної (ферито-перлітної); β_m , β_b - коефіцієнти, які враховують відмінність питомих об'ємів мартенситу і бейніту від питомого об'єму ферито-перліту; $\xi_m = 0.01M$, $\xi_b = 0.01B$ - відносний вміст мартенситу і бейніту в структурі матеріалу; E - модуль пружності; ν - коефіцієнт Пуассона. У співвідношення (11) входить структурна дилатація - e_a [9, 10], позаяк механізм виникнення тимчасових температурних напружень аналогічний до механізму виникнення структурних залишкових напружень.

Замикають систему вихідних співвідношень рівняння рівноваги і геометричні співвідношення між деформаціями та переміщеннями за відповідних крайових умов (ця система формально подібна до відомої системи рівнянь задачі незв'язаної термопружності).

Зазначимо, що розглядувані структурні напруження є залишковими в тому розумінні, що вони існують в тілі без зовнішніх термомеханічних навантажень і в багатьох випадках тривалість існування таких напружень збігається з часом експлуатації сталевого виробу [11, 12].

Методика розв'язування. При побудові числової методики розв'язування вихідної комплексної задачі нескінченну пластину наближаємо скінченною. Її розміри ($2b$, $2l$) надалі вибираємо так, щоб вплив країв пластини на розв'язок задачі був неістотним.

Температурну задачу (1)-(3) розв'язуємо методом скінчених елементів сумісно з однокроковими різницевиими алгоритмами [13] для апроксимації температури за часом. Внаслідок введення стандартних скінчено елементних апроксимацій [15] отримуємо задачу Коші

$$[C](d\{T_h(\tau)\}/d\tau) + [K]\{T_h(\tau)\} = \{F\} \text{ при } \{T_h\} = \{T_h^0\}, \quad (12)$$

де $\{T_h(\tau)\}$ - вектор значень температури у вузлах розбиття стосовно часу τ . Матрично-векторні характеристики $[C]$, $[K]$, $\{F\}$, отримані підсумовуванням відповідних матричних характеристик $[C^{(e)}]$, $[K^{(e)}]$, $\{F^{(e)}\}$ окремих скінчених елементів.

На другому етапі знаходимо зведений час τ^0 перебування кожної точки пластини в діапазоні температур поліморфних перетворень для низьколегованих сталей. Далі визначаємо фазові складові на підставі співвідношень (9) у кожній точці залежно від наявних у пластині хімічних елементів [2, 3, 14].

На підставі отриманих значень фазових складових на третьому етапі з використанням МСЕ визначаємо залишкові структурні напруження в пластині. Ці напруження визначаємо з умови мінімуму функціонала [15]

$$L(u) = \frac{1}{2} \int_{\Omega} \{u\}^T [B]^T [D] [B] \{u\} dV - \frac{1}{2} \int_{\Omega} [B]^T [D] \{\varepsilon_v\} dV, \quad (13)$$

де $\{u\} = (u_1, u_2)^T$ – вектор переміщень; $[B]$ – матриця диференціального оператора геометричних співвідношень теорії пружності; $\{\varepsilon_v\}$ – деформації, зумовлені зміною об'єму; $[D]$ – матриця пружних сталей, індекс T означає транспонування.

За методом скінчених елементів задачу (13) зводимо до системи лінійних алгебричних рівнянь

$$[R] \{u_h\} = \{f\} \quad (14)$$

стосовно значень переміщень $\{u_h\}$ у вузлах скінчено-елементної сітки. Матрицю реакцій $[R]$ і вектор навантаження $\{f\}$ визначають підсумовуванням відповідних матричних характеристик елементів

$$\begin{aligned} [R^{(e)}] &= \int_{\Omega_e} [N]^T [B]^T [D] [B] [N] dV, \\ \{f\} &= \int_{\Omega_e} [N] [B]^T [D] \{\varepsilon_v\} dV, \end{aligned} \quad (15)$$

де $[N]$ – функції форми для елемента Ω_e [13].

Числові дослідження. На підставі запропонованої методики розроблено відповідне програмне забезпечення та розв'язано низку задач про визначення фазового складу та залишкового структурного напруженого стану пластини з трубної низьколегованої сталі 17Г1С після її нагрівання рухомим зосередженим нормально розподіленим джерелом тепла з декількома центрами локалізації [8, 16]. Нагрівання відбувається:

- єдиним рухомим джерелом, що рухається вздовж осі Ox_1 , формула (5);
- джерелом з двома центрами локалізації, розміщеними на відстані L одне за одним (всі центри локалізації джерела рухаються з постійною швидкістю v);

- рухомим джерелом з трьома центрами локалізації. Три центри розміщені у вершинах рівнобедреного трикутника. Система рухається вздовж осі Ox_1 так, що вершина трикутника розміщена на ній, а вершини основи перебувають на лінії, яка перпендикулярна до осі Ox_1 (відстань L). Завдяки потужності джерела першого центру локалізації Q_1^* відбувається нагрівання матеріалу до заданої температури. Два інші центри однакові за потужністю ($Q_2^* = Q_3^*$). Кожен з них віддалений від осі Ox_1 на відстань $L_1 / 2$.

У всіх розглянутих випадках центр локалізації джерела Q_1^* забезпечує нагрівання до заданого рівня температури, інші - коригують розподіл температури (з метою зменшення максимального вмісту мартенситу $M_{\max}$). Потужності коригуючих центрів локалізації джерела нагрівання, їхню кількість та просторову локалізацію вибирали з критерію мінімуму максимального вмісту мартенситу. Вибір критерію оптимізації зумовлений тим, що у багатьох випадках саме мартенсит є головним чинником пониження експлуатаційних властивостей сталевих виробів [4, 12].

Розглянутим схемам нагрівання відповідають такі нормально розподілені зосереджені джерела тепла:

$$\begin{aligned} \bar{Q} &= (Q_1^* / 2\pi h \sigma) \exp\left((-x_2^2 - (x_1 - x_1^0)^2) / 2\sigma\right) + \\ &+ (Q_2^* / 2\pi h \sigma) \exp\left((-x_2^2 - (x_1 - x_1^*)^2) / 2\sigma\right), \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} \bar{Q} &= (Q_1^* / 2\pi h \sigma) \exp\left((-x_2^2 - (x_1 - x_1^0)^2) / 2\sigma\right) + \\ &+ (Q_2^* / 2\pi h \sigma) \exp\left(((x_2 - x_2^*)^2 - (x_1 - x_1^*)^2) / 2\sigma\right) + \\ &+ (Q_3^* / 2\pi h \sigma) \exp\left(((x_2 - x_2^{**})^2 - (x_1 - x_1^*)^2) / 2\sigma\right), \end{aligned} \quad (17)$$

де $x_1^* = v \tau - L$; $x_2^* = x_2 + L_1 / 2$; $x_2^{**} = x_2 - L_1 / 2$; σ - параметр розсіювання.

При обчисленнях параметри та характеристики матеріалу приймали такими: $\sigma = 3 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2$; $t_c = 20$; $Q_1^* = 800 \text{ кВт/м}$, $\nu = 2 \cdot 10^{-3} \text{ м/с}$, $\lambda = 4,42 \text{ кВт/(м}^0\text{C)}$; $\alpha = 2,34 \cdot 10^2 \text{ Вт/(м}^2\text{.}^0\text{C)}$; $c\rho = 5,52 \text{ кДж/(м}^3\text{.}^0\text{C)}$.

Аналіз отриманих результатів засвідчив, що на початковому етапі нагрівання виникає нестационарне температурне поле. Прилегла до джерела область нагрівання пластини розширюється, а температура у кожній точці підвищується, прямує до деякого граничного значення. З часом розміри нагрітої області та температури в ній стабілізуються. Цей початковий період часу поширення тепла в тілі, вздовж якого розміри нагрітої області,

зв'язаної з джерелом, збільшуються, називають періодом теплонасичення [11]. Навколо джерела нагрівання усталюється постійне температурне поле, яке переміщається разом з джерелом. Таке температурне поле називають квазістаціонарним [12]. У задачі знаходимо розподіл усталеного поля, що переміщається разом з рухомим джерелом [11, 12].

На рис. 1 показано фазовий склад і залишкові структурних напруження при використанні джерела з одним центром локалізації Q_1^* , $Q_2^* = Q_3^* = 0$ кВт/м (1 – M , %; 2 – FP , %; 3 – B , %, 4 – $\sigma_{x_2x_2}$, 5 – σ_{int} – інтенсивність напружень).

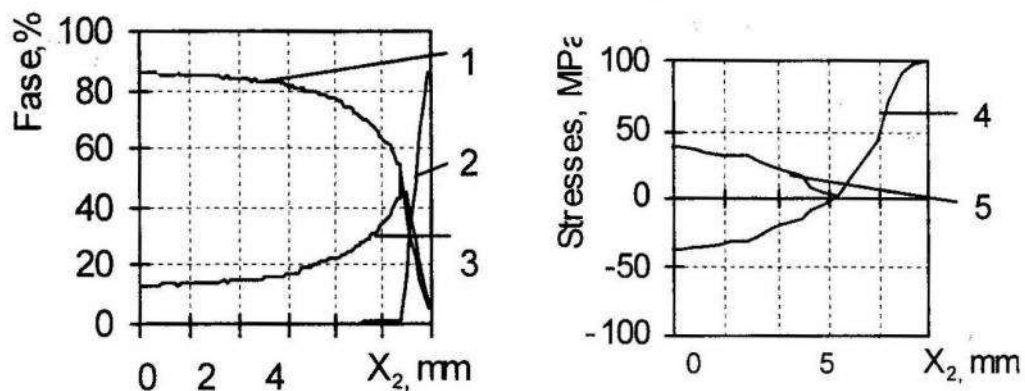


Рис. 1.

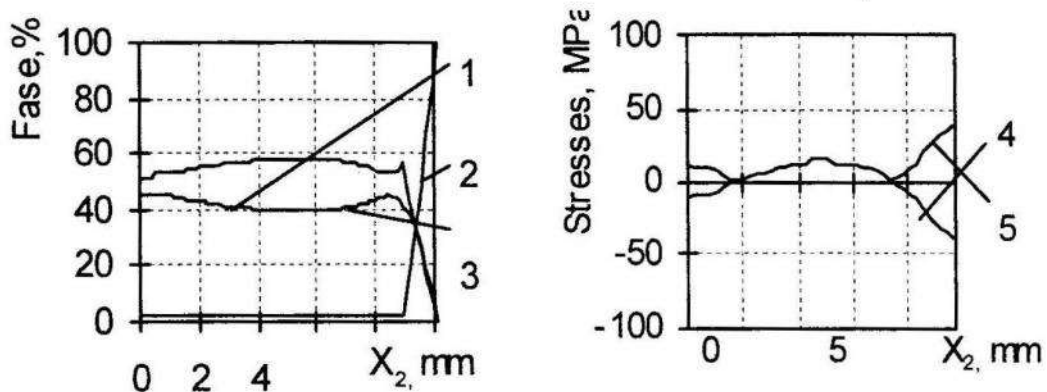


Рис. 2.

На рис. 2 зображено фазовий склад і залишкові напруження при використанні джерела з двома центрами локалізації Q_1^* , $Q_2^* = 160$ кВт/м, $L = 25 \cdot 10^{-3}$ м.

Як бачимо, що вибором параметра потужності і розміщення додаткового центра локалізації джерела можна керувати фазовим складом матеріалу при нагріванні тіла рухомим джерелом. Додатковим центром нагрівання, параметр потужності якого у п'ять разів менший, ніж основний, можна

вдвоє зменшити максимальний вміст мартенситу та залишкові структурні напруження (див. рис. 1).

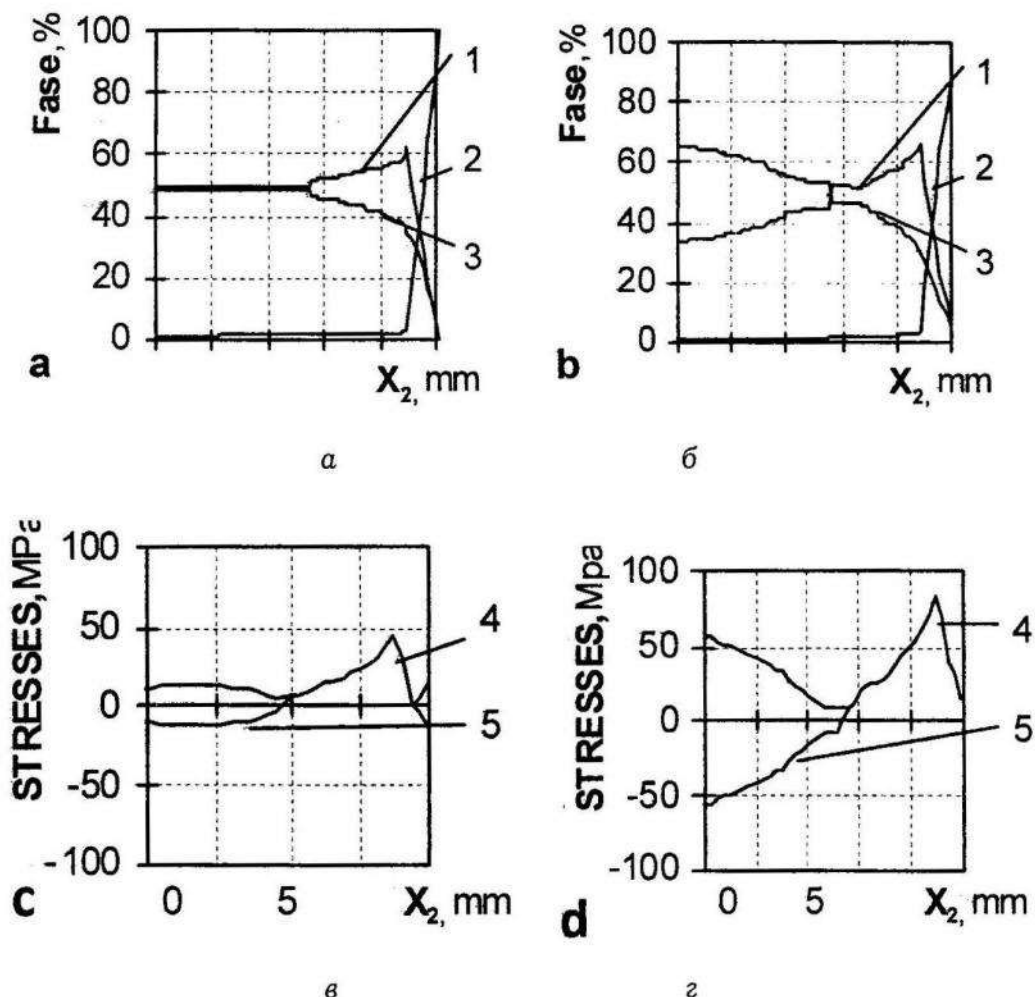


Рис. 3

На рис. 3 подано розподіл фаз (a-b) і залишковий структурний стан (c-d) у пластині при $L = 25 \cdot 10^{-3}$ м і параметрах потужності $Q_2^* = Q_3^* = 80$ кВт/м

та відстані L_1 , відповідно: a, c – $5 \cdot 10^{-3}$ м; b, d – $9 \cdot 10^{-3}$ м.

На підставі обчислень фазового складу та залишкового напруженого стану пластини при нагріванні джерелом з трьома центрами локалізації (див. рис. 3) виявили, що їхня величина і розподіл суттєво залежать від фазового складу сталевих тіл. Рациональна схема розміщення локальних центрів джерел нагрівання дає змогу у розглядуваному випадку зменшити максимальний вміст мартенситу $M_{\max}$ та значно згладити нерівномірність його розподілу.

У разі використання одного додаткового центру локалізації максимальний вміст мартенситу зменшується в 1,8 раза (див. рис. 2)

стосовно джерела з одним центром локалізації (див. рис. 1), а додаткове підігрівання з двома однаковими додатковими центрами локалізації зменшує $M_{\max}$ в 2,4 раза (див. рис. 3 а, в). У цьому разі отримали мінімальну градієнтність розподілу цієї структурної складової.

Висновки. Розроблено методику розв'язання та відповідне програмне забезпечення визначення й оптимізації фазового складу і залишкового напруженого стану тонких низьколегованих сталевих пластин за монотонного нагрівання розподіленими рухомими джерелами тепла, які часто використовують в інженерній практиці в технологіях термообробки, щоб забезпечити потрібні механічні властивості виробу.

Проведений з використанням розробленого програмного забезпечення обчислювальний експеримент для низьколегованої сталевий пластини засвідчив, що за допомогою вибору оптимального розподілу потужності рухомого локального джерела нагрівання, кількості центрів локалізації та просторового його розміщення можна ефективно керувати оптимальною за функціональними властивостями матеріалу структурою в зоні термічного впливу та рівнем залишкових напружень.

Отримані результати можна використати для розробки оптимальних технологічних режимів зварювання і термообробки, щоб зменшити рівень залишкових структурних напружень та вмісту гартувальних складових у матеріалі.

Список використаної літератури

1. Лившиц Л.С. Металловедение и термическая обработка сварных соединений / Л.С. Лившиц, А.Н. Хакимов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1989.
2. Зайфферт П. Расчетные модели для оценки механических свойств металла ЗТВ при сварке низколегированных сталей / П. Зайфферт, О.Г. Касаткин // Микроструктура и свойства. – 2002. – № 2. – С. 103–106.
3. Касаткин О.Г. Интерполяционные модели для оценки фазового состава зоны термического влияния при дуговой сварке низколегированных сталей / О.Г. Касаткин, П. Зайфферт // Автоматическая сварка. – 1984. – № 1. – С. 7–11.
4. Astashkin V. Calculation of the phase content of a steel plate at local heating / V. Astashkin, O. Hachkevych, S. Budz, T. Kozakevych, S. Szymura, Z. Kasperski, J. Szymczak // Károve Mater. 45. – 2007. – P. 319–325.
5. Подстригач Я.С. Термоупругость тел неоднородной структуры / Я.С. Подстригач, В.А. Ломакин, Ю.М. Коляно. – М.: Наука, 1984.
6. Рыкалин Н.Н. Тепловые процессы при сварке плавлением / Н.Н. Рыкалин, А.И. Пугин. – М.: Профиздат, 1959.
7. Блантер М.Е. Теория термической обработки. Учебник для вузов /

- М.Е. Блантер. – М. : Металлургия, 1984.
8. Асташкін В. Фазовий стан сталевієї пластини, обумовлений дією розподілених джерел нагріву / В. Асташкін, С. Будз, О. Гачкевич, Б. Дробенко, Є. Ірза, Т. Козакевич // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2002. – №2. – С. 48–52.
 9. Беленов Ф.С. Приближенные формулы для временных закалочных напряжений при двустороннем охлаждении полого цилиндра / Ф.С. Беленов // Журнал техн. физики. – Т. 23. – Вып. 11. – 1953. – С. 2045–2047.
 10. Жукевич–Стоша А.В. Процесс закалки и метод численного определения возникающих напряжений / А.В. Жукевич–Стоша // Журнал техн. физики. – Т. 10. – Вып. 6. – 1940. – С. 478–490.
 11. Василик А.В. Теплові розрахунки при зварюванні / А.В. Василик, Я.А. Дрогомирецький, Я.А. Криль. – Івано-Франківськ: Факел, 2004.
 12. Сварка и свариваемые материалы: в 3-х т. Т. I. Свариваемость материалов. Справ. изд. / Под ред. Э.Л. Макарова. – М. : Металлургия, 1991.
 13. Zienkiewicz O.C. The Finite Element Method for Solid and Structural Mechanics / O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor. – London: Butterworth Heinemann, 2005.
 14. Гачкевич А. К вопросу о расчете влияния легирующих элементов на фазовое и напряженное состояние стальной пластины при нагреве подвижным источником / А. Гачкевич, В. Асташкин, Б. Дробенко, Т. Козакевич // Теоретическая и прикладная механика. – 2009. – Вып. 46. – С. 19–28.
 15. Метод конечных элементов в механике твердых тел. / Под ред. А.С. Сахарова, И. Альтенбаха – К. : Вища шк., 1982.
 16. Асташкін В. Моделювання структурного стану сталевих пластин за умов дії рухомих розподілених джерел тепла / В. Асташкін, С. Будз, О. Гачкевич, Б. Дробенко, Т. Козакевич // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2003. – № 1. – С.41–45.

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ И ОПТИМИЗАЦИИ СТРУКТУРНО НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ СТАЛЬНЫХ ПЛАСТИН ПРИ НЕОДНОРОДНОМ НАГРЕВЕ

Тереза КОЗАКЕВИЧ

*Институт прикладных проблем механики и математики
им. Я.С Подстригача НАН Украины,
ул. Научная, 3б 79053 Львов, Украина*

Предложено методику расчета и оптимизации фазового состава и остаточных структурных напряжений в тонких пластинах из низколегированных сталей при монотонном тепловом нагружении. Как пример исследовано стальную пластину за действия подвижного нормально распределенного источника тепла с несколькими центрами локализации. Осуществлено параметрическую оптимизацию распределения мощности источника, количества центров его локализации и пространственного размещения.

Ключевые слова: фазовые превращения, остаточные напряжения, низколегированные стали, оптимизация, подвижные распределенные источники тепла.

METHODIC OF ANALYSIS AND OPTIMIZATION OF STRUCTURE STRESS STATE FOR STEEL PLATES SUBJECTED TO MONOTONOUS HEATING

Teresa KOZAKEVYCH

*Pidstryhach Institute for Applied Problems of Mechanics and Mathematics
Ukrainian National Academy of Sciences
Naukova Str., 3b 79060 Lviv, Ukraine*

Methodic of analysis and optimization of phase distribution and residual stresses for thin-walled steel plates subjected to monotonous heating is proposed. As an example, steel plate subjected to moving heating source with several localization centers is analyzed. Parametric optimization of source power distribution, quantity of localization centers and spatial placement is developed.

Key words: phase transitions, residual stresses, low alloyed steels, optimization, moving heating source.

Стаття надійшла до редколегії 29.11.2011

Прийнята до друку 31.05.2012

Робота виконана за часткової фінансової підтримки в рамках проекту ВБ-РФФД/381.