

І.К.Сенченков<sup>1</sup>, І.О.Рябцев<sup>2</sup>,  
О.П.Червінко<sup>1</sup>, А.А.Бабінець<sup>2</sup>

### РОЗРАХУНОК ПРОГИНІВ ПРИ НАРОЩУВАННІ ЛИСТОВИХ ЕЛЕМЕНТІВ РІДКИМ МЕТАЛОМ

<sup>1</sup>Інститут механіки ім. С.П.Тимошенка НАНУ,  
вул. Нестерова, 3, 03057, Київ, Україна; e-mail: term@inmtech.kiev.ua

<sup>2</sup>Інститут електрозварювання ім. Є.О.Патона НАН України,  
вул. Казимира Малевича, 11, 03150, Київ, Україна; e-mail: ryabtsev39@gmail.com

**Abstract.** Current and residual deflections of sheet elements during one- and two-layer building up (surfacing) with three steels under different support conditions are investigated. The mathematical model of the process based on the theory of growing bodies, the unified model of viscoplastic flow, as well as thermokinetic diagrams for the calculation of microstructural transformations during cooling is developed. Finite element approach to model the surfacing process was utilized. A significant influence of microstructural transformations and support conditions on the residual deflection of deposited sheet elements was revealed. Satisfactory correlation of calculated and experimental data was established. The obtained results can be used in determining the parameters of technological processes of sheet elements surfacing.

**Key words:** sheet elements, multilayered building up, surfacing, residual deflection, microstructural transformations, unified model of viscoplastic flow, growing bodies.

#### Вступ.

Нарощування металом (наплавлення) є технологічним процесом, який забезпечує робочим поверхням елементів конструкцій, в залежності від умов експлуатації, спеціальні властивості: зносостійкість, термостійкість, жароміцність, корозійну стійкість тощо [6, 7].

В проблематиці наплавлення можна виділити два класи задач, пов'язаних з геометричними властивостями об'єктів наплавлення. До першого класу відносяться задачі, в яких маса наплавленого металу не перевищує кількох відсотків від загальної маси деталей. До цього класу відносяться валки прокатних станів, ролики машин неперервного розливу заготовок, реактори АЕС тощо.

До другого класу задач відноситься моделювання процесів при наплавленні тонкостінних елементів, наприклад, трубчастих або листових, для яких товщина наплавленого металу співрозмірна з товщиною деталей. Специфіка моделювання процесів полягає у визначенні не тільки напружено-деформованого стану, а також і в оцінці жолоблення.

Треба відзначити, що при наплавленні, особливо багат шаровому, тонкостінних елементів має місце суттєва змінюваність термомеханічних полів по товщині. Тому моделі, які базуються на гіпотезах пластин і оболонок, мають сумнівну достовірність. Більш надійними є результати, отримані в рамках просторової постановки задачі.

Об'єктом математичного моделювання є поточний і залишковий термомеханічний стан деталей в процесі наплавлення. Результати досліджень по цій проблематиці узагальнені в роботах [3, 6, 7, 17, 18, 21, 22]. Огляд літератури дає підстави зробити висновок, що задачі наплавлення другого класу досліджено недостатньо.

В даній роботі розглядаються результати моделювання термомеханічних процесів при нарощуванні прямокутних в перерізі призматичних листових елементів зі сталі СтЗсп одним або двома шарами рідкого металу зі сталей Св-08А, Х18Н9Т і 25Х5ФМС з використанням моделі тіл, що ростуть [1, 8, 9, 15, 19].

Термомеханічна поведінка матеріалів описується рівняннями непружної течії Боднера – Партома [13, 23]. Мікроструктурні перетворення описуються за допомогою термокінетичних діаграм розпаду аустеніту при охолодженні [10 – 12]. Задача розв’язується методом скінченних елементів [4, 24].

### §1. Об’єкт дослідження.

Розглядається листовий (пластинчастий) елемент зі сталі СтЗсп прямокутного перерізу в площині  $Oxy$ . Форма і позначення розмірів пластини та наплавлених валиків показані на рис. 1.

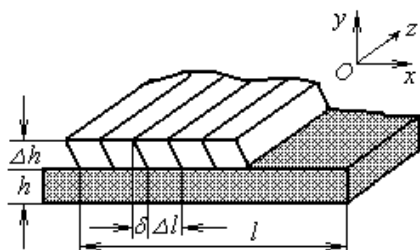


Рис. 1

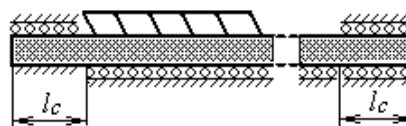


Рис. 2

На рис. 2 наведено схему гладкого опирання пластини і закріплення по бічних кромках на довжині  $l_c$ . Для порівняння розглядалась також схема опирання із зазором між пластиною і основою (вільне опирання) за тих самих умов закріплення бічних кромки.

Для зведення тривимірної задачі до двовимірної застосовується схема одночасного (миттєвого) нарощування валика в напрямку  $Oz$ . У цьому випадку завдання зводиться до задачі про плоский деформований (ПДС) або напружений стан (ПНС) в площині  $Oxy$  в залежності від умов закріплення торців.

При двошаровому наплавленні розглядаються схеми нарощування валиків без зміщення (рис. 3, а) і зі зміщенням (рис. 3, б), а також спрощена схема послідовного миттєвого нарощування шарів (рис. 3, в).

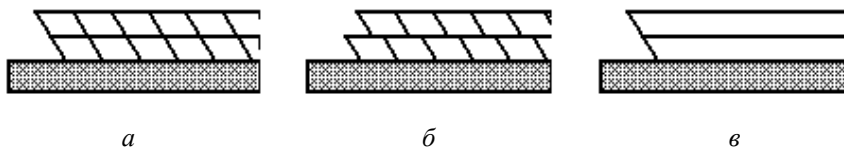


Рис. 3

### §2. Модель мікроструктурних перетворень.

У термомеханічних процесах нарощування (наплавлення) беруться до уваги алотропічні перетворення в твердому тілі, обумовлені розпадом аустеніту ( $\xi = A$ ) в сталях у фази фериту ( $\xi = F$ ), перліту ( $\xi = P$ ), бейніту ( $\xi = B$ ) і мартенситу ( $\xi = M$ ) при охолодженні. Перетворення аустеніту описується термокінетичною діаграмою розпаду (ТКД). На рис. 4, 5 наведено такі діаграми для сталі СтЗсп і сталі 25Х5ФМС [10, 11]. Жирними лініями показано границі області перетворення, а тонкі лінії відповідають кривим охолодження. Цифри показують об’ємні відсотки розпаду аустеніту на виході з областей перетворень.

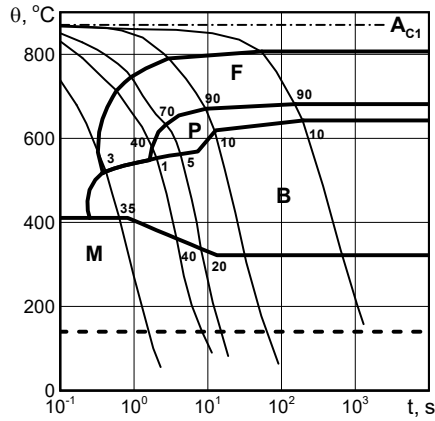


Рис. 4

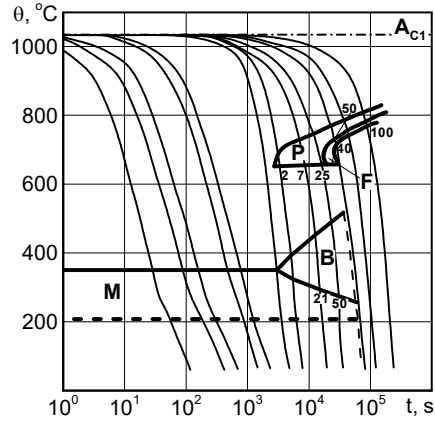


Рис. 5

Закон накопичення нової фази  $\xi$  ( $\xi = F, P, B, M$ ), у відповідних областях уздовж траєкторії охолодження дається феноменологічним рівнянням Коїстінена – Марбургера [16]

$$p_{\xi} = \left[ 1 - \exp\left(-k \frac{\theta_s - \theta}{\theta_s - \theta_e}\right) \right] p_{\xi e},$$

де  $\theta_s, \theta_e$  – температури початку і кінця перетворення;  $p_{\xi} = C_{\xi} \cdot 100\%$ ,  $p_{\xi e}$  – максимальне значення нової фази для даної траєкторії;  $C_{\xi}$  – об’ємна частка фази,  $0 \leq C_{\xi} \leq 1$ ,  $\sum_{\xi} C_{\xi} = 1$ ,  $k$  – матеріальна константа.

Термомеханічні властивості кожної фази  $Y_{\xi}$  розраховуються з урахуванням залежності від температури  $Y_{\xi} = Y_{\xi}(\theta)$ . Для розрахунку макрохарактеристики  $Y$  для довільного фазового складу використовується лінійне правило сумішей. Загальна формула записується у вигляді

$$\bar{Y}(\theta, t) = \sum_{\xi} C_{\xi}(\theta, t) Y_{\xi}(\theta). \quad (2.1)$$

Фізичними величинами, розрахованими за правилом сумішей, можуть бути:  $c_V$  – теплоємність;  $k$  – теплопровідність;  $E$  – модуль Юнга;  $\alpha$  – коефіцієнт лінійного термічного розширення;  $\nu$  – коефіцієнт Пуассона, а також параметри моделі течії. У рівнянні (2.1) і далі проводиться підсумовування по повторюваному індексу. У широкому інтервалі температур правило сумішей використовується і узгоджується з експериментами в роботах [3, 14, 15, 18].

Термофазова деформація  $\varepsilon_{ij}^{\theta ph}$  визначається через питомі об’єми фаз  $V_{\xi}$  за формулою

$$\varepsilon_{ij}^{\theta ph}(\theta, \theta_r, C_{\xi}) = \frac{V_{\xi}(\theta) C_{\xi}(\theta) - V_{\xi}(\theta_r) C_{\xi}(\theta_r)}{3V_{\xi}(\theta_r) C_{\xi}(\theta_r)} \delta_{ij}. \quad (2.2)$$

Тут  $\theta$  – поточна температура;  $\theta_r$  – деяка відлікова температура.

Температурні залежності питомих об’ємів  $V_{\xi}(\theta)$  для фази  $\xi$  в м<sup>3</sup>/кг, віднесені до  $\theta_r = 20^{\circ}\text{C}$ , приймаються у вигляді [12]

$$V_{\xi}(\theta) = V_{\xi 0}[1 + 3\alpha_{\xi}(\theta - \theta_r)],$$

де  $\alpha_{\xi}$  – коефіцієнт лінійного теплового розширення фази  $\xi$ ;  $V_{\xi 0}$  – питомий об'єм фази  $\xi$  при відліковій температурі.

### §3. Модель нарощуваних тіл.

Особливість моделі нарощування тіл полягає в тому, що на поверхні нарощування задаються всі компоненти тензора напружень [1, 21]. У випадку, що розглядається, з огляду на схеми рис. 1 – 3, в елементі, що нарощується, повинні виконуватись умови

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \sigma_{zz} = \sigma_{xy} = \sigma_{yz} = \sigma_{xz} = 0 \quad \text{при } t = t^*, \quad (3.1)$$

де  $t^*$  – момент нарощування валика.

При розв'язуванні задачі використовується метод скінченних елементів. Нехай нарощується валик (рис. 1) з рідкого металу, який приєднується до скінченно-елементної (СЕ) сітки. Спочатку йому приписуються властивості матеріалу «порожнечі», який вважається термопружним з параметрами  $E \approx 0$ ,  $\nu \approx 0$ ,  $\alpha = \alpha_f$ , де  $E$  – модуль Юнга;  $\nu$  – коефіцієнт Пуассона;  $\alpha_f$  – коефіцієнт лінійного теплового розширення матеріалу нарощування. Теплофізичні властивості «порожнечі» приймаються такими ж, як у матеріалу, який нарощується.

Нехай в момент заповнення валика  $t^*$  його порожні елементи сітки  $\Delta V(t^*)$  мають деформацію  $\varepsilon_{ij}^*$  і нехай він заповнюється матеріалом, що має температуру  $\theta^*$ .

Таким чином, умови (3.1), по суті, означають, що при  $t = t^*$

$$\sigma_{ij}(\varepsilon_{ij}^*, \theta^*) = 0 \quad \text{в } \Delta V(t^*). \quad (3.2)$$

Передбачається, що непружна деформація елемента шару, що нарощується при  $t = t^*$ , дорівнює нулю

$$\varepsilon_{ij}^p(t^*) = 0 \quad \text{в } \Delta V(t^*). \quad (3.3)$$

Для того, щоб визначальні рівняння закону Гука для нарощуваного матеріалу узгоджувалися з умовою (3.1) необхідно і достатньо модифікувати ці рівняння наступним чином:

$$s_{ij} = 2G_f(e_{ij} - \varepsilon_{ij}^p - \varepsilon_{ij}^*); \quad \sigma_{ij} = 3K_f(\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^* - \varepsilon_{ij}^{\theta ph}); \quad \varepsilon_{ij}^p(t^*) = 0; \quad K_0(t^*) = K_{0f}(\theta^*), \quad (3.4)$$

де  $s_{ij}$ ,  $e_{ij}$  – девіатори тензорів напруження і деформацій;  $G_f$ ,  $K_f$  – модулі зсуву і об'ємного стискання матеріалу, що нарощується;  $K_0$  – параметр ізотропного зміцнення в рівнянні (4.2);  $\varepsilon_{ij}^{\theta ph}$  – термофазова деформація (2.1);  $\varepsilon_{ij}^{\theta ph}(\theta^*) = 0$ . Тут нижній індекс  $f$  показує, що параметри відносяться до матеріалу нарощуваного об'єму. Таким чином, щоб задовольнити умову нарощування (3.1), всі елементи, які нарощуються, при  $t > t^*$  матимуть визначальні рівняння, індивідуалізовані тими конкретними значеннями деформації  $\varepsilon_{ij}^*$  і температури  $\theta^*$ , при яких відбувалося їх заповнення. За умов (3.1) стан  $(\varepsilon_{ij}^*, \theta^*)$  для цих елементів можна трактувати як «власний», оскільки він не викликає напружень.

Більш детально процес заповнення елементів з прив'язкою до технологічних параметрів наплавлення викладений в роботах [6, 7].

#### §4. Постановка задачі.

З урахуванням наведених вище рівнянь та позначень §§ 1, 2, математична постановка задачі включає наступні співвідношення:

– рівняння рівноваги та теплопровідності

$$\sigma_{ij,j} = 0; \quad \bar{c}_v \dot{\theta} = (\bar{k} \theta_{,i})_{,i} + Q \quad (4.1)$$

з граничними і початковими умовами

$$-\bar{k} n_i \theta_{,i} = -q + \gamma(\theta - \theta_c) + \sigma \varepsilon (\theta^4 - \theta_0^4); \quad \theta(0) = \theta_0;$$

– визначальні рівняння

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p + \varepsilon_{ij}^{\theta ph} + \varepsilon_{ij}^*; \quad \varepsilon_{kk}^p = 0;$$

$$s_{ij} = 2G(e_{ij} - \varepsilon_{ij}^p - \varepsilon_{ij}^{\theta ph} + e_{ij}^*); \quad \sigma_{kk} = 3K_V(\varepsilon_{kk} - \varepsilon_{kk}^{\theta ph} - \varepsilon_{kk}^*).$$

Механічні граничні умови конкретизуються умовами нарощення і закріплення елемента:

– рівняння течії

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = D_0 \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left[ \frac{(\bar{K}_0 + K)^2}{3s_i} \right]^n \right\} s_{ij} / s_i; \quad \varepsilon_{ij}^p(0) = 0 \quad (4.2)$$

для основного металу  $\varepsilon_{ij}^*(0) = 0$ ;

– рівняння еволюції для параметра ізотропного зміцнення

$$\dot{K} = m_1 (\bar{K}_1 - K) \dot{w}_p, \quad K(0) = 0, \quad (4.3)$$

де  $G$ ,  $G_f$  і  $K_V$ ,  $K_{Vf}$  – модулі зсуву і об'ємного стиску;  $\bar{K}_0$  та  $\bar{K}_1$  визначаються формулами  $\bar{K}_0 = C_\xi K_{\xi 0}$ ,  $\bar{K}_1 = C_\xi K_{\xi 1}$ ;  $C_\xi$  – об'ємні концентрації фаз,  $\xi = A, F, P, B, M$ , відповідно, аустеніту, фериту, перліту, бейніту і мартенситу;  $K_{\xi 0}$ ,  $K_{\xi 1}$ ,  $m_1$ ,  $n$ ,  $D_0$  – параметри моделі;  $\dot{w}_p$  – пластична потужність;  $s_i$  – другий інваріант тензора напружень;  $\dot{w}_p = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p$ ,  $s_i^2 = 1/2 s_{ij} s_{ij}$ ;  $Q$  – джерело тепла;  $\bar{k}$  і  $\bar{c}_v$  – усереднені коефіцієнти теплопровідності і об'ємної теплоємності суміші фаз

$$\bar{k} = C_\xi k_\xi; \quad \bar{c}_v = C_\xi c_{v\xi}.$$

Усереднені значення  $\bar{K}_0$  та  $\bar{K}_1$  обчислюються з використанням даних, наведених в роботі [11].

Деякі матеріали, такі як сталі, відпалена мідь і алюміній, мають значно згладжені початкові ділянки діаграми розтягу. Стандартна модель Боднера – Партома при  $m_1 = \text{const}$  дає занадто різкий кутовий перехід від пружної області до ділянки зміцнення. Для отримання більшої гнучкості і кращого узгодження з результатами випробувань слід модифікувати рівняння (4.3), де параметр, який впливає на швидкість зміцнення, розглядається як функція від пластичної роботи або іншого параметра зміцнення.

У разі залежності параметра  $m_1$  від пластичної роботи, пропонується наступне рівняння його еволюції:

$$\dot{m}_1 = m_{1c} (m_{1b} - m_1) \dot{w}_p; \quad m_1(0) = m_{1a}, \quad (4.4)$$

де  $m_{1a}$ ,  $m_{1b}$ ,  $m_{1c}$  – додатні константи. Інтегруючи це рівняння і враховуючи початкову умову, можна отримати [13]

$$m_1 = m_{1b} + (m_{1a} - m_{1b}) \exp(-m_{1c} w_p). \quad (4.5)$$

Для матеріалів з так званими неподібними по температурі діаграмами розтягу, характерними для низьковуглецевих сталей, проводиться модифікація рівняння (4.5), запропонована в роботі [20]. Вона полягає в тому, що граничне значення змінного коефіцієнта зміцнення  $m_{1b}$  приймається функцією від непружної деформації, яка може бути представлена у вигляді

$$m_{1b} = m_{1b}^{(2)} + (m_{1b}^{(2)} - m_{1b}^{(1)}) \exp \left[ - \left( \frac{\varepsilon_{eff}^p}{\varepsilon_0^p} \right)^q \right], \quad (4.6)$$

де  $m_{1b}^{(1)}$  і  $m_{1b}^{(2)}$  – початкове і граничне значення параметра  $m_{1b}$ ;  $q$  – параметр моделі;

$\varepsilon_{eff}^p$  – інтенсивність пластичної деформації,  $\varepsilon_{eff}^p = \sqrt{\frac{2}{3} e_{ij}^p \cdot e_{ij}^p}$ ;  $\varepsilon_0^p(\theta)$  – пластична деформація переходу від площадки текучості до області зміцнення на діаграмі одноосного розтягу (рис. 6).

#### §5. Термомеханічні характеристики матеріалу.

Визначення теплофізичних і механічних характеристик матеріалів є досить складним самостійним завданням роботи, необхідним для отримання достовірних результатів розрахунку. Для даної задачі важливим є облік залежності зазначених характеристик від температури і фазового складу, оскільки в інтервалі її зміни властивості матеріалу істотно змінюються. Нижче наводяться характеристики для базового фазового складу матеріалів. Ці дані використовуються для визначення характеристик моделі для поточного фазового складу згідно алгоритму, викладеного в роботі [22].

Для розрахунку параметрів моделі течії використовуються діаграми одноосного розтягу при постійній швидкості деформації. На рис. 6, 7 представлені, взяті з робіт [2, 5], діаграми розтягу для сталей Ст3сп і Св-08А при різних температурах для  $\dot{\varepsilon} = 5 \cdot 10^{-4} \text{ c}^{-1}$ . Пунктирні і суцільні лінії відповідають експериментальним і розрахунковим даним, відповідно. Числа з правої сторони рисунків відповідають значенням температури в °С.

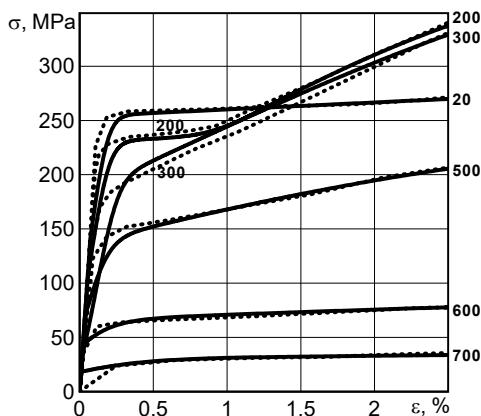


Рис. 6

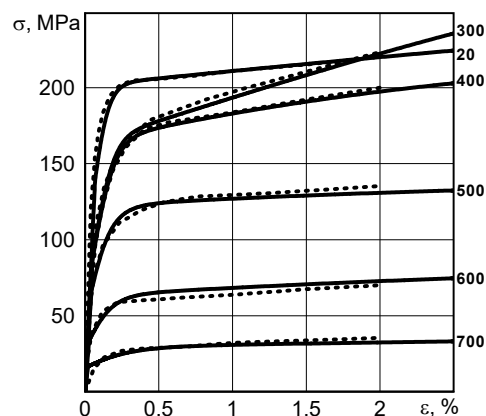


Рис. 7

Температурні залежності параметрів моделі Боднера – Партома для сталі Ст3сп, одержані шляхом оброблення цих діаграм з врахуванням (4.4), (4.5), представлені в табл. 1. Величини  $m_{1c} = 10$ ,  $\varepsilon_0^p = 0,008$ ,  $q = 5$  не залежать від температури  $\theta$ . Тут і далі  $D_0 = 10^4 \text{ c}^{-1}$ .

Таблиця 1

$\theta, ^\circ\text{C}$	$E \cdot 10^{-5}, \text{ МПа}$	$n$	$m_{1a}, \text{ МПа}^{-1}$	$m_{1b}^{(1)}, \text{ МПа}^{-1}$	$m_{1b}^{(2)}, \text{ МПа}^{-1}$	$K_0, \text{ МПа}$	$K_1, \text{ МПа}$
20	1,98	1,78	0,015	0,015	0,015	685	410
200	1,82	1,305	0,015	0,015	0,18	890	730
300	1,79	1,04	0,14	0,14	0,14	980	1450
350	1,77	0,91	0,13	0,13	0,13	1066	2120
500	1,44	0,85	0,22	0,22	0,22	1210	1050
600	1,14	0,70	1	1	1	719	206
700	0,74	0,5	1	1	1	740	950

Температурні залежності параметрів моделі течії для сталі Св-08А, з врахуванням рівнянь (4.4), представлені в табл. 2 ( $q = 10$  – не залежить від  $\theta$ ).

Таблиця 2

$\theta, ^\circ\text{C}$	$n$	$m_{1a}, \text{ МПа}^{-1}$	$m_{1b}, \text{ МПа}^{-1}$	$K_0, \text{ МПа}$	$K_1, \text{ МПа}$
20	1,25	5	0,025	540	720
300	0,90	5	0,065	600	1625
400	0,75	7	0,025	1256	1100
500	0,37	10	0,020	7000	8500
600	0,32	10	0,020	9000	9000
700	0,29	10	0,200	9000	9000

На рис. 8 показані розрахункові діаграми розтягу для сталі 25Х5ФМС, що відповідають експериментальним даним за межею текучості і тимчасового опору, наведеними в роботі [5]. На рис. 9 представлені діаграми розтягу сталі Х18Н9Т [2, 5]. Крапки відповідають експериментальним даним.

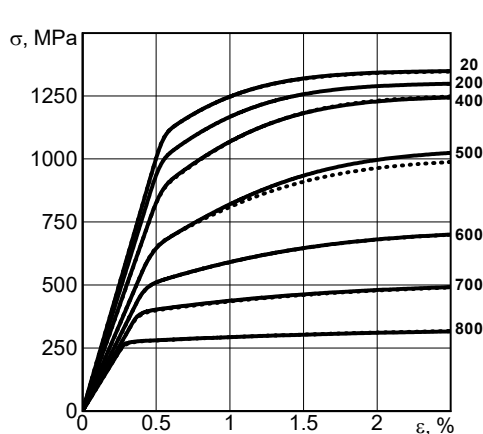


Рис. 8

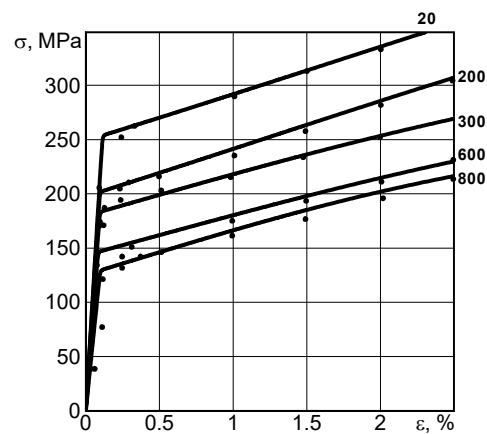


Рис. 9

Параметри моделі Боднера – Партома цієї сталі в залежності від температури, які отримані в рамках стандартної моделі (4.3), наведені в табл. 3  $m_1 = 1,4 \text{ МПа}^{-1}$ . В табл. 4 представлені параметри моделі сталі Х18Н9Т [2, 5].

Таблиця 3

$\theta, ^\circ\text{C}$	$n$	$K_0,$ МПа	$K_1,$ МПа
20	1,20	4670	1190
100	1,16	4675	1400
200	1,12	4675	1590
300	1,08	4670	1920
400	1,03	4670	2270
500	0,93	4100	2575
600	0,80	4300	2115
700	0,65	5660	2000
800	0,52	7900	200

Таблиця 4

$\theta, ^\circ\text{C}$	$n$	$m_1,$ МПа <sup>-1</sup>	$K_0,$ МПа	$K_1,$ МПа
20	1,05	0,043	1360	2100
400	0,93	0,12	1220	1200
0,90	0,155	1050	1190	1190
800	0,85	0,24	1030	1100

Температурні залежності теплофізичних характеристик матеріалів взяті з робіт [2, 5].

### §6. Чисельна методика розв'язання задачі.

Задача розв'язується за методикою, розвинутою в роботах [4, 6, 7, 20]. Рівняння з похідними за часом інтегруються з використанням неявної схеми зі змінним кроком інтегрування. Нелінійна крайова задача термомеханіки на кожному кроці розв'язується методом простої ітерації з прискоренням збіжності за процедурою Стефенса – Ейткена. Лінеаризована задача на кожній ітерації розв'язується методом скінченних елементів з використанням чотирикутного ізопараметричного елемента.

### §7. Результати розрахунків прогинів листових елементів при наплавленні.

Нарощування валиків моделювалося за схемою, наведеною на рис. 1 – 3.

Приймалось  $l = 100$  мм,  $h = 3$  мм,  $\Delta h = 2,3$  мм,  $\Delta l = 5$  мм,  $l_c = 25$  мм,  $l_z = 200$  мм, де  $l_z$  – довжина елемента в напрямку осі  $OZ$ .

Коефіцієнт тепловіддачі з поверхні пластини приймався рівним  $\gamma = 30$  Вт/м<sup>2</sup>°С, а з поверхні основи –  $\gamma = 100$  Вт/м<sup>2</sup>°С.

Валик і прилеглі до нього смужки матеріалу попередньо розігріваються протягом часу  $t_Q = 9$  с об'ємними джерелами. Їх потужність відповідає ентальпії розплаву, який в нього вкладається, а також розігріву електричною дугою і забезпечує розігрів до  $\theta \approx 1550^\circ\text{C}$ .

В момент досягнення цього рівня температури фіксується фактична температура  $\theta^*$  і деформація  $\varepsilon_{ij}^*$  порожніх елементів валика. Далі вони заповнюються матеріалом наплавки, механічні властивості якого описуються рівняннями (3.4), (4.2) – (4.5).

Після охолодження протягом часу  $t_o = 23$  с наплавочні цикли повторюються до закінчення процесу наплавлення листового елемента. Всього нарощується 20 валиків. Після остигання елемент звільняється від закріплень, показаних на рис. 2, і вимірюється його залишковий прогин.

Вплив мартенситного перетворення на кінетику температури та переміщень ілюструється в точці в основному матеріалі під 11-м валиком ( $x = 55 \cdot 10^{-3}$  м,  $y = 2,5 \cdot 10^{-3}$  м), який наплавляється в проміжок часу  $t \in (230 \div 239)$  с згідно схеми на рис. 2 за умов вільної нижньої границі. Такі криві наведені на рис. 10, а для випадку наплавлення сталлю Св-08А і на рис. 10, б для наплавлення сталлю 25Х5ФМС, яка при охолодженні зазнає фазових перетворень.

У другому випадку має місце суттєве збільшення прогину в області мартенситного перетворення. Точками на температурній кривій на рис. 10, б позначені моменти входу в область перетворення аустеніт-мартенсит і виходу з неї. Штрихові прямі обмежують цю область на осях  $\theta$  і  $t$ . Миттєва зміна прогину при  $t \approx 1100$  с відповідає звільненню правої кромки пластини від гладкого закріплення.



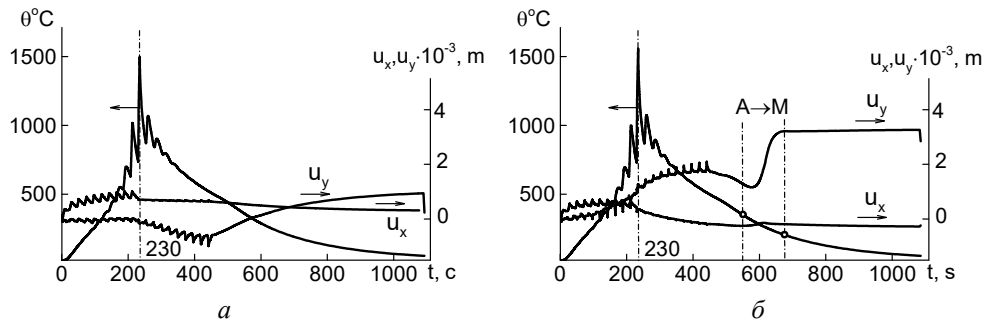


Рис. 10

На рис. 11, а, б дається порівняння залишкових прогинів при поваликовому наплавленні шару (рис. 2) після звільнення закріплення кінців елемента при наплавленні сталлями Св-08А і 25Х5ФМС, відповідно, і вільній нижній границі.

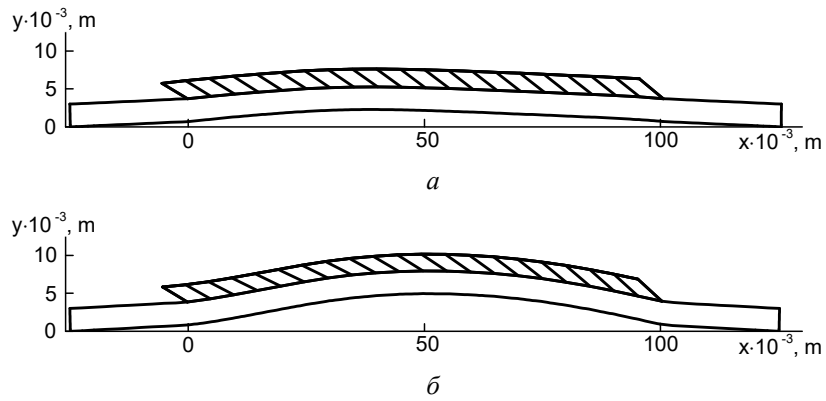


Рис. 11

На рис. 12, а, б дається порівняння залишкових прогинів для аналогічних задач при гладкому опиранні на нижній границі. Рис. 12, а відповідає наплавленню сталлю Св-08А, а рис. 12, б – сталлю 25Х5ФМС.

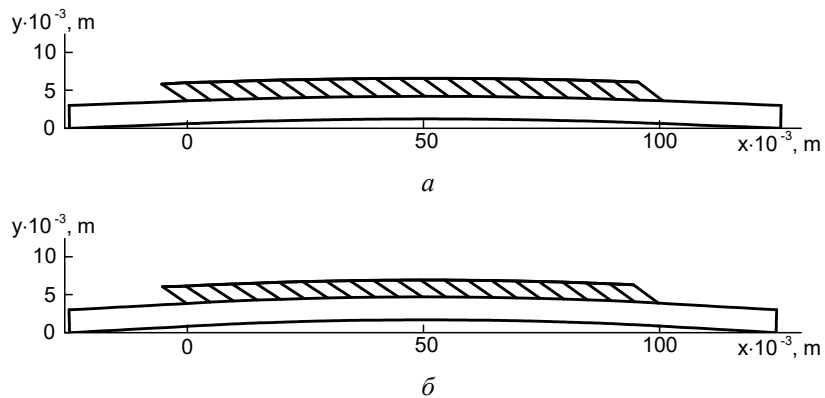


Рис. 12

Прогини при гладкому опиранні (рис. 12) суттєво менші, ніж при вільній нижній границі (рис. 11).

За аналогічних умов навантаження при наплавленні сталю 25Х5ФМС внаслідок мартенситних перетворень маємо більший рівень прогину (рис. 11, б і 12, б), особливо за умов вільної нижньої границі (рис 11, б).

У випадку одночасного наплавлення маємо наступні результати. На рис. 13, а і 13, б порівнюються криві зміни переміщень в основному матеріалі в точці ( $x = 50 \cdot 10^{-3}$  м,  $y = 2,5 \cdot 10^{-3}$  м) для сталей Св-08А і 25Х5ФМС, відповідно, для випадку одночасного наплавлення шару в проміжок часу  $t \in (0 \div 9)$  с за умов вільної нижньої границі. Позначення такі ж, як і на рис. 10.

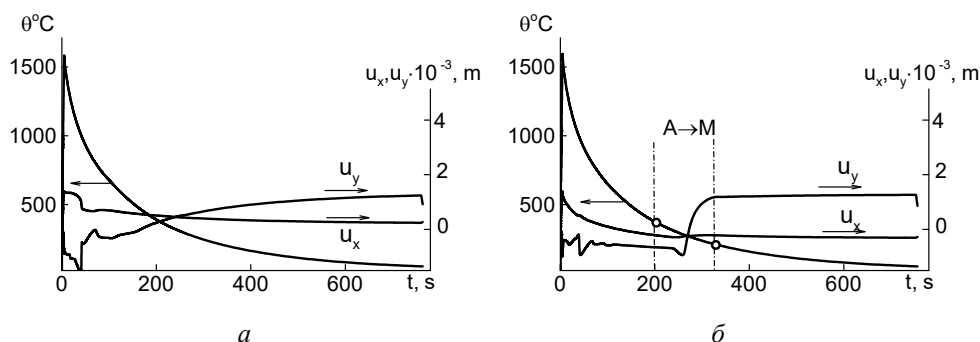


Рис. 13

Хоча кінетика переміщень відрізняється у випадку фазових перетворень (рис. 11, б), залишкові прогини відрізняються несуттєво.

Розрахунки показують, що модель поваликового наплавлення прогнозує більші значення прогинів для випадків як гладкого опирання, так і вільної границі порівняно з моделлю одночасного наплавлення.

Для трьох наплавочних сталей Х18Н9Т, 25Х5ФМС і Св-08А експериментальні та розрахункові дані при одношаровому наплавленні за умов гладкого опирання та опирання із зазором наведено в табл. 5.

Таблиця 5

Умови опирання	ПДС/ ПНС	Матеріали для наплавлення								
		Х18Н9Т			25Х5ФМС			Св-08А		
		Прогини: розрахункові (1, 2) і експериментальні (3) дані, мм								
		1	2	3	1	2	3	1	2	3
Гладке	ПДС	1,45	1,61	0,7	1,52	1,69	1,7	1,21	1,22	0,7
	ПНС	1,34	1,38		1,93	1,72		1,13	1,12	
Із зазором	ПДС	2,77	2,18	2,0	2,81	4,96	2,5	2,84	2,27	1,2
	ПНС	2,66	1,68		2,55	4,22		2,35	1,69	

Характерні прогини визначались наступним чином. Після остигання та звільнення закріплених кромek зразок клався на гладку плиту та вимірювались індикатором нормальні зміщення верхньої поверхні пластини від плити. За характерний прогин, наведений в цій таблиці, приймалося максимальне локальне значення вищевизначеного прогину в перерізі  $z = l_z/2$  напавленої частини пластини. При такому визначенні характерний прогин завжди додатній. Столпчики під номерами 1 і 2 відповідають розрахунковим даним при одночасному і поваликовому наплавленні, відповідно. Рядки ПДС і ПНС відповідають випадкам плоского деформованого та плоского напруженого станів. Столпчики під номером 3 відповідають експериментальним даним.

Як видно з даних, наведених у таблиці 5, випадок ПДС прогнозує більші прогини порівняно з випадком ПНС, за виключенням матеріалів з мартенситними перетворен-

нями (25X5ФМС). Для цих матеріалів мають місце більші прогини за рахунок об'ємних ефектів перетворення. Необхідно також відзначити, що при наплавленні з зазором між пластиною і зварювальним столом спостерігаються більш значні прогини, ніж в разі щільного притиснення пластини до столу.

Аналогічні розрахунки та експерименти були проведені для випадку двошарового наплавлення. Зокрема, при розрахунку двошарового наплавлення сталлю Св-08А отримано такі результати щодо прогинів за умов гладкого опирання: схеми без перекриття валиків (рис. 3, а) – для випадку ПДС – 1,02 мм, ПНС – 0,91 мм. Схема послідовного одночасного наплавлення шарів дає такі значення прогинів: за випадком ПДС – 1,00 мм, ПНС – 0,91 мм. Експериментальне значення прогину – 0,8 мм. Результати розрахунку прогинів для випадку наплавлення валиків з перекриттям і без перекриття мають розбіжність менше, ніж 10%.

Розбіжність наведених розрахункових та експериментальних результатів визначається, з одного боку, неточністю математичної моделі щодо не врахування контактної взаємодії пластини з поверхнею опору за умов гладкого опирання, з іншого боку – технічними труднощами в забезпеченні при експериментальних дослідженнях всіх умов закріплення кромки пластин та виміру прогинів, а також кількістю використаних зразків.

#### **Висновки.**

Проведено розрахунки поточних та залишкових прогинів пластин із сталі Ст3сп при нарощуванні сталями Св-08А, Х18Н9Т і 25Х5ФМС за умов вільної границі та гладкого опирання на нижній поверхні елементу. Встановлено, що за гладких умов має місце менший залишковий прогин порівняно з умовами вільної границі.

При нарощуванні матеріалів з мартенситними перетвореннями мають місце більші прогини за рахунок об'ємних ефектів.

Випадок ПДС прогнозує більші прогини порівняно з випадком ПНС, за виключенням матеріалів з мартенситними перетвореннями (25Х5ФМС).

За винятком сталі з мартенситними перетвореннями (25Х5ФМС) модель одночасного нарощування шару прогнозує більший прогин порівняно з моделлю поваликового нарощування і може використовуватися для оцінки верхньої границі прогину.

Прогини при двошаровому нарощуванні і з перекриттям, і без перекриття валиків в послідовних шарах відрізняються несуттєво.

Результати розрахунків задовільно корелюються з експериментальними даними.

**РЕЗЮМЕ.** Досліджено поточні і залишкові прогини листових елементів при одно і двошаровому нарощуванні трьома сталями за різних умов опирання. Сформульовано математичну модель процесу, яка базується на теорії нарощування тіл, уніфікованій моделі в'язкопластичної течії, а також термкінетичних діаграмах для мікроструктурних перетворень при охолодженні. Розроблено методику чисельного моделювання процесу нарощування, яка базується на скінченно-елементному підході. Виявлено суттєвий вплив мікроструктурних перетворень і умов опирання на залишковий прогин наплавлених листових елементів. Отримано задовільну кореляцію розрахункових і експериментальних даних. Отримані результати можуть бути використані при визначенні параметрів технологічних процесів наплавлення листових елементів.

**КЛЮЧОВІ СЛОВА:** листові елементи, багатошарове нарощування, наплавлення, залишковий прогин, мікроструктурні перетворення, уніфікована модель в'язкопластичної течії, нарощувані тіла.

1. Арутюнян Н.Х., Дроздов А.Д., Наумов В.Э. Механика растущих вязкоупругопластических тел. – Москва: Наука, 1987. – 472 с.
2. Безухов Н.И., Бажанов В.Л., Гольденблат И.И., Николаенко Н.А., Синюков А.М. Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур. – Москва: Машиностроение, 1965. – 434 с.
3. Марочник сталей и сплавов. 2-е издание доп. и исп. (Под ред. А.С.Зубченко). – Москва: Машиностроение, 2003. – 784 с.

4. *Махненко В.И.* Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. – Киев: Наук. думка, 2006. – 619 с.
5. *Мотовиловец И.А., Козлов В.И.* Механика связанных полей в материалах и элементах конструкций: в 5-ти томах. Т.1. Термоупругость. – Киев: Наук. Думка, 1987. – 264 с.
6. *Рябцев И.А., Сенченков И.К.* Теория и практика наплавочных работ. – Киев: Екотехнологія, 2013. – 400 с.
7. *Рябцев И.А., Сенченков И.К., Турык Э.В.* Наплавка. Материалы, технологии, математическое моделирование. – Гливице (Gliwice): Изд. Силезского политехнического ин-та (Wydawnictwo Politechniki Śląskiej), 2015. – 590 с.
8. *Сенченков И.К., Лобанов Л.М., Червинко О.П., Пащин Н.А.* Закономерности относительных продольных смещений пластин при стыковой электросварке // Доп. НАН України. – 1998. – № 6. – С. 66 – 70.
9. *Сенченков И.К., Рябцев И.А., Турык Е., Табиева Г.А.* Расчет остаточных напряжений при многослойной спиральной наплавке цилиндрических деталей на основе теории наращивания вязкопластических тел // Сварочное производство. – 2005. – № 9. – С. 18 – 25.
10. *Попов А.А., Попова А.Е.* Изотермические и термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита. Справочник термиста. – Москва-Свердловск: ГНТИ Машлит, 1961. – 430 с.
11. *Шоршоров М.Х., Белов В.В.* Фазовые превращения и изменение свойств стали при сварке. Атлас. – Москва: Наука, 1972. – 220 с.
12. *Юрьев С.Ф.* Удельные объемы фаз в мартенситном превращении аустенита. – Москва: Металлургиздат, 1950. – 48 с.
13. *Bodner S.R.* Unified Plasticity – an Engineering Approach. Final Rep. Technion – Haifa: Israel Inst. Of Tech., Haifa, 2000. – 106 p.
14. *Börjesson L., Lindgren L.-E.* Simulation of multipass welding with simultaneous computation of material properties // ASME J. Eng. Mater. Technol. – 2001. – **123** – P. 106 – 111.
15. *Klingbeil N.W., Beuth J.L., Chin R.K., Amon C.H.* Residual Stress-Induced Warping in Direct Metal Solid Freeform Fabrication // Internet / J. of Mech. Sci. – 2002. – **44**, N 1. – P. 57 – 77.
16. *Koistinen D., Marburger R.* A general equation prescribing the extent of the austenite-martensite transformation in pure-carbon alloys and plain carbon steels // Acta Metallica. – 1959. – **7**. – P. 59 – 60.
17. *Lindgren L.E.* Computational Welding Mechanics. – Thermomechanical and Microstructural Simulations. – Cambridge: CRC Press, 2007. – 222 p.
18. *Radaj D.* Welding Residual Stresses and Distortion. Calculation and Measurement. – Dusseldorf: DVs Verlag GmbH, 2003. – 396 p.
19. *Senchenkov I.K.* Thermomechanical Model of Growing Cylindrical Bodies Made of Physically Nonlinear Materials // Int. Appl. Mech. – 2005. – **41**, N 9. – P. 1059 – 1065.
20. *Shevchenko A.Y., Banyas M.V., Senchenkov I.K.* A Variant of the Equations of Nonisothermal Plastic flow // Int. Appl. Mech. – 2012. – **48**, N 5. – P. 602 – 607.
21. *Senchenkov I.K., Chervinko O.P., Banyas M.V.* Modelling of thermomechanical process in growing viscoplastic bodies with accounting of microstructural transformations // Encyclopedia of Thermal stresses, F. Hetnarski (ed). – Springer Sci-Disness Media Pordrecht. – **6**. – P. 3147 – 3157.
22. *Senchenkov I.K., Oksenchuk N.D.* Modeling of a nonisothermal flow with regard for the dependence of plastic properties on the microstructure of a material / J. of Mathematical Sci. – 2013. – **190**, N 6. – P. 796 – 803.
23. *Senchenkov I.K., Tabieva G.A.* Determination of the Parameters of the Bodner-Partom Model for Thermoplastic Deformation of Materials // Int. Appl. Mech. – 1996. – **32**, N 2. – P. 132 – 139.
24. *Senchenkov I.K., Tabieva G.A., Ryabtsev I.A., Turyk E.* Calculation of residual stresses in multilayer helical surfacing of cylindrical components on the base of the theory of growth of viscoplastic solids // Welding International. – 2006. – **20**, N 2. – P. 150 – 156.

Надійшла 30.11.2021

Затверджена до друку 19.07.2022