

Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ВАЛКІВ СТАНІВ ТЕПЛОЇ ПРОКАТКИ З ВНУТРІШНІМ ДЖЕРЕЛОМ НАГРІВУ

Вступ. Останнім часом достатньо поширеним методом розширення сортаменту готової металопродукції є отримання металопрокату з заданими, часом унікальними, властивостями через використання режимів теплої прокатки в діапазоні температур до початку рекристалізації. Навмисне підвищення температури металу в осередку деформації призводить до відповідної зміни механічних властивостей, що, поряд з аналогічною зміною умов зовнішнього тертя на контактних поверхнях деформуючого інструменту, цілеспрямовано використовується для регулювання структури металу, його геометричних характеристик, рівнів фізико-механічних властивостей тощо [1-3].

Існує два підходи до реалізації процесу теплої прокатки. Перший передбачає безпосереднє нагрівання смуги перед осередком деформації. Не дивлячись на те, що технологічно така схема простіша в реалізації, та гнучкіша в регулюванні, результати математичного моделювання температурного поля смуги показали значний розкид температури по товщині як в самому осередку, так і на виході з нього [4]. Другий підхід передбачає додатковий підігрів листів або смуг безпосередньо в осередку деформації за рахунок контактної теплообміну з попередньо нагрітими до певних температур робочими валками. Такий підхід нерідко передбачає реконструювання діючого обладнання, однак результати математичного моделювання температурного поля смуги показали достатню однорідність на виході з осередку деформації, що дає стабільні механічні властивості металу і можливість їхнього прогнозування з достатньо високою точністю [4].

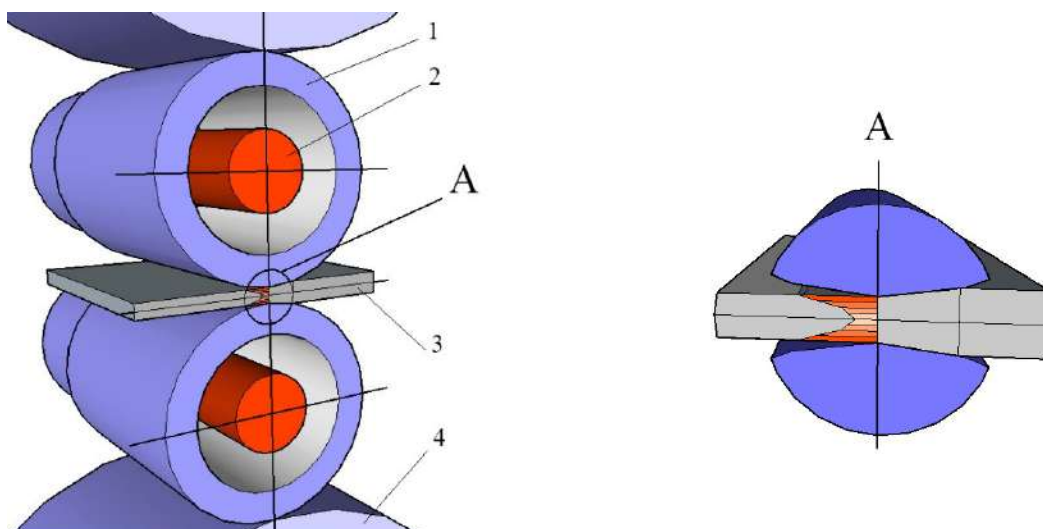
Таким чином, з точки зору реконструкції діючого обладнання, зручності й швидкості регулювання температури нагріву, стабільності роботи і, нарешті, економічності й екологічної чистоти найбільш доцільним є використання внутрішнього нагріву робочих валків. Реалізація цього підходу є ефективною і з точки зору мінімізації окислювальних процесів. Слід зазначити, що валок при такій схемі відіграє значну роль у формуванні результуючого температурного поля смуги, а, отже, значно впливає на кінцеві властивості отриманої продукції. Це робить актуальною мета даної роботи.

Постановка задачі. Метою роботи є розробка математично моделі сталого температурного поля валка теплої прокатки з внутрішнім джерелом нагріву, яке визначається наявністю внутрішнього джерела нагріву, тепловідведенням у навколишнє середовище, а також розігріванням поверхні валка в осередку деформації.

Результати роботи. При реалізації технологічної схеми теплої прокатки з використанням внутрішнього нагріву робочих валків безпосередньо всередині їхнього осьового каналу розміщують, наприклад, електричне джерело нагріву, що має питому потужність q_u (рис. 1).

Нехтуючи довжиною дуги контакту робочого валка зі смугою, тобто, вважаючи температурне поле вісьосиметричним і сталим у часі, відзначимо, що розподіл температури по радіусу $t(r)$ має задовольняти наступному диференціальному рівнянню:

$$\partial^2 t / \partial r^2 + \partial t / (r \partial r) = 0. \quad (1)$$



1 – робочий валок, 2 – джерело нагріву, 3 – смуга, 4 – опорний валок
Рисунок 1 – Розрахункова схема до визначення температурного поля валка

Рішення цього диференціального рівняння має вигляд:

$$t(r) = C_1 - C_2 \ln r, \quad (2)$$

де C_1, C_2 – постійні інтегрування, які визначаються з крайових умов на поверхні осьового каналу радіусом R_o ($q_u = -\lambda_b \partial t / \partial r$) і на зовнішній поверхні робочого валка радіусом R_b ($-\lambda_b \partial t / \partial r = \alpha_b (t_b - t_{en})$); λ_b – коефіцієнт теплопровідності матеріалу робочого валка; α_b – коефіцієнт тепловіддачі від поверхні валка з температурою t_b до навколишнього середовища, що має температуру t_{en} .

Вирішуючи крайові умови, та визначили постійну інтегрування:

$$\tilde{N}_2 = q_u R_o / \lambda_b; C_1 = \frac{q_u R_o}{\alpha_b R_b} + \frac{q_u R_o}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{r} + t_{en}. \quad (3)$$

З урахуванням (3) остаточне розв'язання рівняння (1) при цій постановці завдання має вигляд:

$$t_b(r) = t_{en} + \frac{q_u R_o}{\alpha_b R_b} + \frac{q_u R_o}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{r}. \quad (4)$$

Вважаючи умови теплообміну сталими, та включаючи теплопередачу до опорних валків в тепловідвід від робочих валків охолоджувачем (навколишнім середовищем), а також представляючи охолодження валка відповідно до експоненціальної залежності отримали:

$$t_b(\theta) = t_{en} - \left(t_b \cdot (\theta - \Delta\theta) \cdot \exp \left(- \frac{\alpha_b L_K}{c_b \pi R_b^2 V_b} \right) \right), \quad (5)$$

де $\theta, \Delta\theta$ – час і збільшення часу охолодження, відповідно; V_b – окружна швидкість обертання робочих валків.

Безпосередньо чисельне моделювання температурного поля валка здійснювали на основі суперпозиційного підходу, розбивши поперечний переріз валка на ij -ті вузли й розглядаючи його в θ -й період часу (рис. 2).

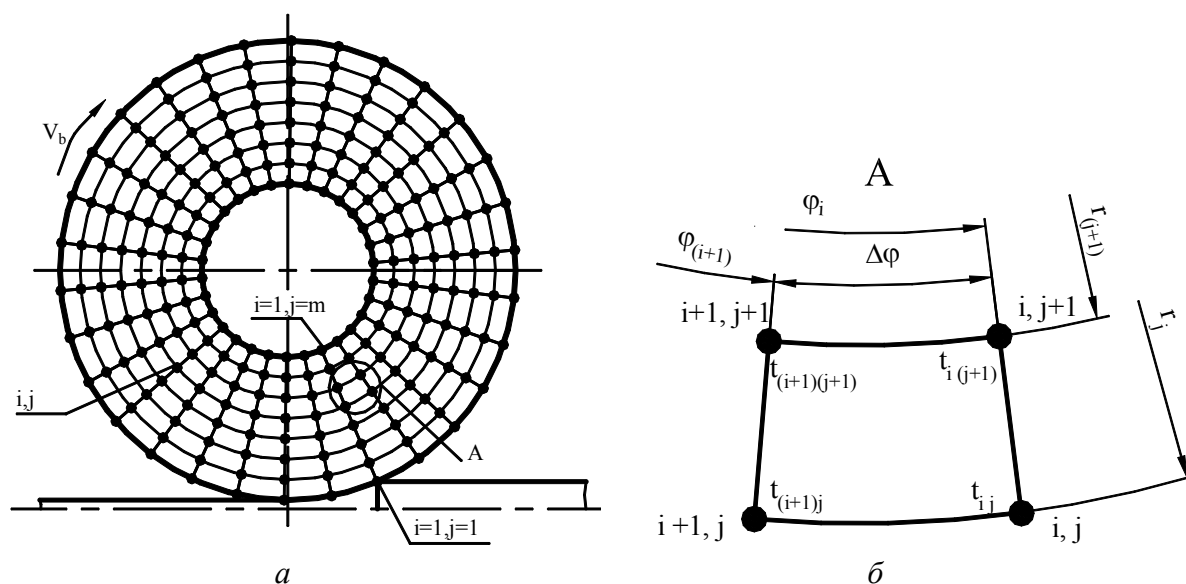


Рисунок 2 - Розрахункова схема поперечного перерізу робочого валка стана теплої прокатки при математичному моделюванні його температурного поля

В рамках моделі було прийнято ряд припущень, основними з яких є наступні: температурне поле від внутрішнього джерела нагріву сталі в часі; розподіл тепла вздовж осі валка незначний, і їм можна знехтувати.

Таким чином, при цій постановці задачі температура в ij -й точці дорівнюватиме

$$t_{ij}(\theta) = t_{uij} + t_{oxij}(\theta) + t_{odij}(\theta) \quad (6)$$

де t_{uij} , $t_{oxij}(\theta)$, $t_{odij}(\theta)$ – температура в ij -й точці, яка визначається внутрішнім джерелом нагрівання, утратами в навколишнє середовище і виділенням тепла в осередку пластичної деформації відповідно.

Виходячи з прийнятої форми запису складові виразу (6) визначаються, як:

$$t_{uij} = t_{en} + \frac{q_u R_o}{\alpha_b R_b} + \frac{q_u R_o}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{r_{ij}}; \quad t_{oxij}(\theta) = t_{en} - t_{oxij}(\theta - \Delta\theta) \exp\left(-\frac{\alpha_b L_k}{c_b \pi \cdot r_{ij} V_b}\right);$$

$$t_{odij} = t_{uij} + \frac{t_{ni} + t_{mij}}{1 + \delta} (X_{bij} + X_{b(i+1)j}) + \frac{Q_{Fbi} \theta}{1 + \delta} (Y_{bij} + Y_{b(i+1)j}) +$$

$$+ \frac{2\delta Q_{tbi} \sqrt{a_b \theta}}{(1 + \delta) \lambda_b} (Z_{bij} + Z_{b(i+1)j}), \quad (7)$$

де $\Delta\theta$ – час повороту валка на кут $\Delta\phi$ (див. рис. 2), що дорівнює $\Delta\theta = 2\pi R_b / (n V_b)$; n – кількість розбиттів валка на i -му вузлі; h_{xi} – поточна за довжиною осередку деформації товщина смуги в місці контакту з i -м перетином робочого валка; α_b , α_n – показники температуропровідності матеріалів валків і смуги відповідно; X_{bij} , Y_{bij} , Z_{bij} – характеристичні функції складових температурного поля, що є функціями аргументів α_{ij} , β_{ij} , які, у свою чергу, дорівнюють:

$$\alpha_{ij} = (r_{ij} - h_{xi}) / (4\sqrt{a_b / \theta});$$

$$\beta_{ij} = \left(r_{ij} - h_{xi} + 2h_{xi} \sqrt{a_b / a_n} \right) / \left(4 \sqrt{a_b / \theta} \right). \quad (8)$$

При розрахунку враховувалось те, що дія джерела від тепловиділення в осередку деформації обмежена довжиною останнього, тобто кутом $\phi = (l_{yn} + l_{тв}) / R_b$ і при кожному збільшенні часу $\Delta\theta$ зміщується на один крок розбиття $\Delta\phi$ проти напрямку обертання робочого валка. У той же час, поверхня, що контактує з навколишнім середовищем, менше на величину $2\pi R_b (1 - \phi / 2\pi)$.

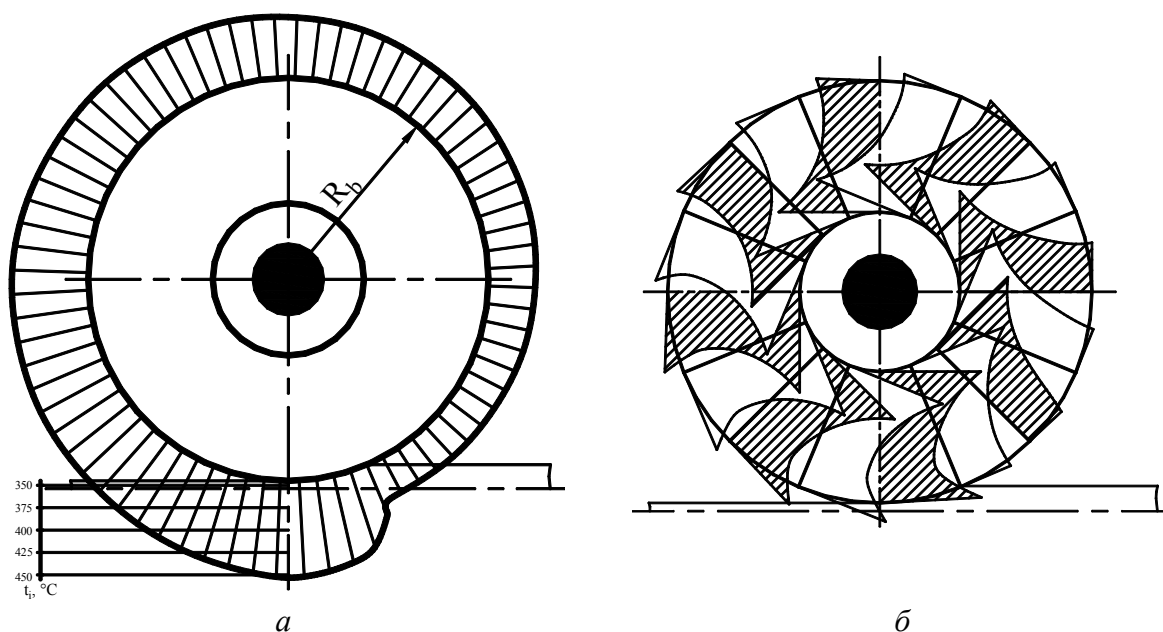


Рисунок 3 - Розрахункові розподіли температури валка стана теплої прокатки по його зовнішній поверхні (а) і по радіусу (б)

У цілому, отриманий комплекс залежностей, спільно з температурним розв'язанням власне процесу прокатки, склали повний алгоритм із розрахунку температурного поля робочого валка станів теплої прокатки. Аналіз отриманих результатів був виконаний на основі чисельної реалізації відповідних програмних засобів. На рисунку 3 показана графічна інтерпретація розрахункових розподілів температури валка в поперечному перерізі.

З отриманих результатів видно, що в загальному випадку розподіл температури, як по зовнішній поверхні, так і по радіусу робочого валка, не є однорідним. Зокрема, розподіл температури по поверхні характеризується максимумом на виході з осередку деформації і мінімумом у перетині перед входом в останній.

Висновки. Розроблено математичну модель температурного поля робочих валків станів теплої прокатки, що мають внутрішнє джерело нагріву. На основі результатів чисельної реалізації даної математичної моделі, виконаної на прикладі спеціалізованого стана 300 для теплої прокатки відносно тонких стрічок з берилію і його сплавів, показана значна неоднорідність розподілу температури як по зовнішній поверхні, так і по радіусу, а також підвищення температури валка на контакті зі стрічкою за рахунок енергії пластичної формозміни металу, що деформується. Причому, розподіл температури по поверхні характеризується максимумом на виході з осередку деформації і мінімумом у перетині перед входом в нього.

Модель може бути використана для подальшого моделювання термо-напруженого стану валків, а також для прогнозування і, відповідно, регулювання температури зовнішньої поверхні валка.

ЛІТЕРАТУРА

1. Impact of Warm Rolling Process Parameters on Crystallographic Textures, Microstructure and Mechanical Properties of Low-Carbon Boron-Bearing Steels / M. Zebarjadi Sar та ін. *Metals-Open Access Metallurgy Journal*. 2018. №8 (11). URL : https://www.researchgate.net/publication/328840684_Impact_of_Warm_Rolling_Process_Parameters_on_Crystallographic_Textures_Microstructure_and_Mechanical_Properties_of_Low-Carbon_Boron-Bearing_Steels.
2. Effect of Hot-Rolling and Warm-Rolling Process on Properties of Cast-Rolling AZ31B Magnesium Alloy Strip / Daheng Mao та ін. *Procedia Engineering*. 2012. № 27. P. 887–894. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.12.535>.
3. Variability in the mechanical properties and processing conditions of a High Strength Low Alloy steel / G. W. Bright etc. *Procedia Engineering*. 2011. № 10. P. 106–111. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.020>.
4. Кулик Т. А. Математическое моделирование температурного поля очага деформации теплокатанной полосы при реализации различных схем ее нагрева. *Вестник Карагандинского государственного индустриального университета*. 2018. № 3 (22). С. 30-34.

Надійшла до редколегії 07.09.2020.

УДК 621.9.02

DOI 10.31319/2519-2884.tm.2020.12

КИНДЕНКО Н.И., к.т.н., доцент

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск

АНАЛИЗ МЕТОДОВ МАГНИТНОЙ ОБРАБОТКИ ОБСЕЧНЫХ МАТРИЦ ДЛЯ ХОЛОДНОЙ И ОБЪЕМНОЙ ШТАМПОВКИ БОЛТОВ И ГАЕК

Вступление. В настоящее время в теоретических работах и практике машиностроения получают развитие вопросы, связанные с технологическим упрочнением поверхностных слоев инструмента и изменением их свойств в нужном направлении.

Причины отказов инструментов чаще всего связаны не с их поломкой, а с утратой ими своей первоначальной поверхностной конфигурации вследствие износа, сколов, смятия, растрескивания, т.е. в связи с разрушением или деформации тонких поверхностных слоев металла [1].

Улучшение качества инструментов можно достичь легированием материалов, а также с применением всех известных механизмов объемного упрочнения при термической обработке. Значительные успехи достигнуты в области упрочнения инструмента поверхностными и объемными покрытиями, в частности, вакуумно-плазменными.

Одним из основных направлений физической технологии является магнитная обработка материалов. При магнитном воздействии вещество изменяет свои физические и механические свойства.

Улучшение свойств у ферро магнитных деталей, которые прошли магнитно-импульсную обработку (МИО), достигается за счет направленной ориентации свобод-