

квазистационарний температурний режим примерно после 120 циклов нагрєва. С целью обеспечения постоянного высокого качества брикетов за счет стабилизации подведенной энергии, с помощью предлагаемой расчетной методики разработана номограмма определения начального давления топливной смеси для конкретного рабочего цикла брикетирования в зависимости от температуры окружающей среды.

**Список литературы:** 1. Lewis, R.W. Three-Dimensional Unstructured Mesh Generation: Part 3. Volume Meshes [Текст] / R.W. Lewis, Y. Zheng, D.T. Gethin // Computer Methods In Applied Mechanics And Engineering. – 1999. – Vol. 134. – P. 285–310. 2. Paik, J.K. CFD simulations of gas explosion and fire actions / J.K. Paik, B. J. Kim, J. S. Jeong etc. // Ships and Offshore Structures – 2010. – vol. 5., issue 1. – P. 3–12. 3. Штиллер, В. Уравнение Аррениуса и неравновесная кинетика [Текст] / В. Штиллер – М.: Мир, 2000. – 176 с. 4. Yungster S. Computation of shock-induced combustion using a detailed methane-air mechanism [Текст] / S. Yungster, M. J. Rabinowitz // Journal of propulsion and power. – 1994. – Vol. 10, No. 5, P. 609–617. 5. Кривцов, В.С. Импульсная резка горячего металла/ В.С. Кривцов, А.Ю. Боташев, А.Н. Застела и др. – Харьков: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2005. – 476 с. 6. Шипуль, О.В. Расчет тепловых потоков при термоимпульсной обработке с форкамерно-факельным поджогом [Текст] / О.В. Шипуль, Е.В. Цегельник, В.Л. Малашенко, С.А. Красовский // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». – Вып. 62. – X., 2013. – С. 89–97.

**Bibliography (translated):** 1. Lewis, R.W. Three-Dimensional Unstructured Mesh Generation: Part 3. Volume Meshes R.W. Lewis, Y. Zheng, D.T. Gethin Computer Methods In Applied Mechanics And Engineering. – 1999. – Vol. 134. – P. 285 – 310. Print. 2. Paik, J.K. CFD simulations of gas explosion and fire actions J.K. Paik, B. J. Kim, J. S. Jeong etc. Ships and Offshore Structures – 2010. – vol. 5., issue 1. – P. 3-12. Print. 3. Shtiller, V. Uravnenie Arreniusa i neravnovesnyia kinetika V. Shtiller – Moscow: Mir, 2000. – 176. Print. 4. Yungster S. Computation of shock-induced combustion using a detailed methane-air mechanism S. Yungster, M. J. Rabinowitz Journal of propulsion and power. – 1994. – Vol. 10, No. 5, P. 609–617. Print. 5. Krivtsov, V.S. Impulsnaia rezka goriachego metalla V.S. Krivtsov, A.Y. Botashev, A.N. Zastela i dr. – KKharkov: Nat. aerokosm. un-t «Khark. aviatic. in-t», 2005. – 476. Print. 6. Shypul, O.V. Raschet teplovykh potokov pri termoiimpulsnoi obrabotke s forkamerno-fakelnym podzhogom O.V. Shypul, E.V. Tsegelnik, V.L. Malashenko, S.A. Krasovskii Otkrytye informatcionnyie i kompiuternye integrirovannye tekhnologii: sb. nauch. tr. Natc. aerokosm. un-ta im. N.E. Zhukovskogo «HAI». – Vyp. 62. – Kh., 2013. – 89–97. Print.

Поступила (recieved) 31.10.2014

УДК 621.771.01

**Р. Я. РОМАНЮК**, канд. техн. наук, ст. викл., ДДТУ;

**А. О. ТОЛОК**, канд. техн. наук, доц., ДДТУ, Дніпродзержинськ

## **СИЛОВА УМОВА СТАЛОСТІ ПРОЦЕСУ ХОЛОДНОЇ ТОНКОЛИСТОВОЇ ПРОКАТКИ**

У роботі проаналізована рівновага сил в осередку деформації при холодній тонколистовій прокатці без врахування натягу. Показано, що поряд з контактними втягуючими та виштовхуючими силами необхідно враховувати і сили, які викликані пластичною деформацією металу. Приведені результати теоретичних досліджень по визначенню граничних умов при тонколистовій прокатці без натягу. Проаналізовані та порівняні відомі умови ведення сталого процесу прокатки. Приведені результати

досліджень по визначенню граничних умов захвату, виходячи із заднього натягу, для промислового стану холодної прокатки 1400 при виробництві жерсті.

**Ключові слова:** осередок деформації, сила, рівняння рівноваги, сталість, холодна тонколистова прокатка, умова.

**Вступ.** В теорії прокатки, при отриманні умови захвату металу в валках, визначенні кута нейтрального перетину, що вважається регулятором рівноваги сил в осередку деформації, випередження та інших параметрів, враховуються тільки контактні втягуючі  $T$  та виштовхуючі  $N$  сили або їх проекції в горизонтальному напрямку  $T_x$  та  $N_x$ .

Результатом цього є деякі протиріччя теорії із практикою, наприклад, в умові настання граничних умов прокатки без натягу. Теорія свідчить про те, що вони настають при  $\alpha_y = nf_y$  ( $\alpha_y, f_y$  – кут захвату та коефіцієнт тертя в сталому режимі,  $n$  – коефіцієнт, що залежить від положення рівнодіючої нормальних контактних напружень) [1]. Знаходженню коефіцієнта  $n$  присвячено багато теоретичних і експериментальних робіт [2]. При цьому теоретичні дослідження зводяться до того, що цей коефіцієнт дорівнює 2 або більше, а експериментальні – менше 2. Наслідком неточності визначення сталого режиму деформації можуть служити як пробуксовки металу в валках, які можуть призвести до браку продукції, так і аварійні ситуації на стані, що небезпечні для працівників.

**Мета дослідження.** Метою роботи є теоретичний аналіз сил, які діють в осередку деформації і розробка силової умови визначення сталості процесу холодної тонколистої прокатки з урахуванням контактних сил та сил пластичної деформації металу.

**Матеріали дослідження.** При аналізі діючих сил при холодній тонколистовій прокатці будемо використовувати допущення, які справедливі саме для цього випадку [1]: напруження по перетину металу розподіляються рівномірно, деформація є плоскою, тобто не враховується поширення металу, напруження по ширині полоси не змінюються, передній та задній натяги відсутні.

Розглянемо виділений поточний об'єм металу в осередку деформації (рис. 1, а). Заміняємо, згідно із законами механіки, дію валка на метал контактними силами, а дію відкинутої частини металу – силами від дії напружень  $\sigma_x$  (рис. 1, б).

В результаті буде справедлива наступна рівність:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} p_x \sin \varphi d\varphi Rb + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} t_x \cos \varphi d\varphi Rb - \sigma_x h_x b = 0, \quad (1)$$

де  $\varphi$  – поточний кут в осередку деформації, рад.

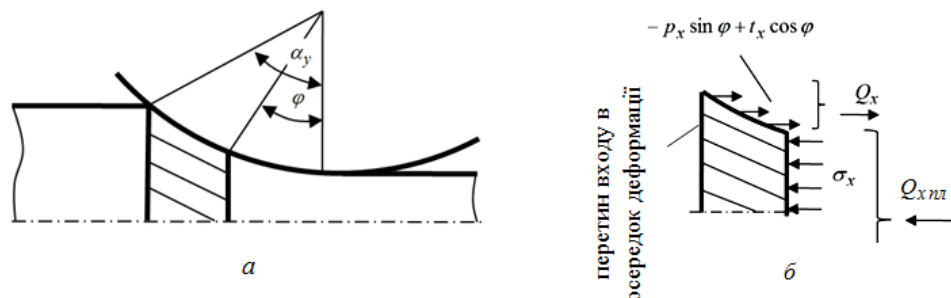


Рис. 1 – Аналіз рівноваги горизонтальних сил при холодній тонколистовій прокатці: а – осередок деформації; б – поточний об'єм металу ( $Q_x$  и  $Q_{x пл}$  – відповідні сили в розмірному вигляді)

З огляду на те, що поточну товщину металу в осередку деформації можна виразити наступним чином:

$$h_x = h_1 + R\varphi^2, \quad (2)$$

тоді отримуємо:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} p_x \sin \varphi d\varphi Rb + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} t_x \cos \varphi d\varphi Rb - \sigma_x (h_1 + R\varphi^2) b = 0. \quad (3)$$

Теоретичний аналіз зручно виконувати у безрозмірній формі, розділивши складові рівності (3) на опір деформації металу  $2k$ , радіус валків  $R$  і ширину полоси  $b$ , тоді:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi - \frac{\sigma_x}{2k} \left( \frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = 0. \quad (4)$$

Необхідно звернути увагу на те, що в перетині входу металу в осередок деформації ніяких сил не діє, – це також допущення, що часто використовується в теорії при побудові епюр контактних напружень при прокатці без натягу [1,3]. Проаналізуємо докладніше складові, які входять у рівність (4):

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi = 2Q_x^* - \text{поточна результуюча горизонтальна}$$

контактна сила, що включає виштовхуючі та втягуючі метал в валки сили;

$\frac{\sigma_x}{2k} \left( \frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = Q_{x пл}^*$  – поточна результуюча сила, що виникає в результаті пластичної деформації металу.

З отриманого виразу (4) випливає, що ці сили протилежно спрямовані та перебувають у рівновазі, тобто:

$$2Q_x^* = Q_{xпл}^* \quad (5)$$

Це підкреслює стаціонарність процесу прокатки. Цифра 2 перед  $Q_x^*$  враховує, що ця сила діє з боку обох валків.

Хоча, як сказано вище, в теорії прокатки багато висновків зроблені і без врахування сил  $Q_{xпл}^*$ , однак це не означає, що їм немає практичного підтвердження.

В [4] приведені експериментальні дослідження плинну металу при прокатці. У зразки по висоті вгвинчували прутки, гвинти або робили насічки на бічній поверхні (рис. 2, а, прямі 1), і піддавали пластичній деформації. Потім процес зупиняли і спостерігали наступну картину. Під дією сил, які виникають в результаті пластичної деформації металу, на певній частині осередку деформації виникає «назадній» рух металу, тобто відбувається, як би, видавлювання металу з осередку деформації і прутки, гвинти або насічки згинаються в напрямок, протилежний руху полоси (рис. 2, а, криві 2).

Варто відмітити, що і теоретично доведено наявність цих сил в осередку деформації. Це впливає з диференціального рівняння рівноваги горизонтальних сил Т. Кармана [1, 3].

Так, проектуючи всі сили, що діють на виділений елемент металу в осередку деформації (рис. 2, б) на вісь  $x$ , маємо:

$$\sum x = 0;$$

$$-2p_x \sin \varphi R d\varphi b + 2t_x \cos \varphi R d\varphi b + (\sigma_x + d\sigma_x)(h_x + dh_x)b - \sigma_x h_x b = 0;$$

$$-2p_x \sin \varphi R d\varphi b + 2t_x \cos \varphi R d\varphi b + d\sigma_x h_x b + \sigma_x dh_x b + d\sigma_x dh_x b - \sigma_x h_x b = 0.$$

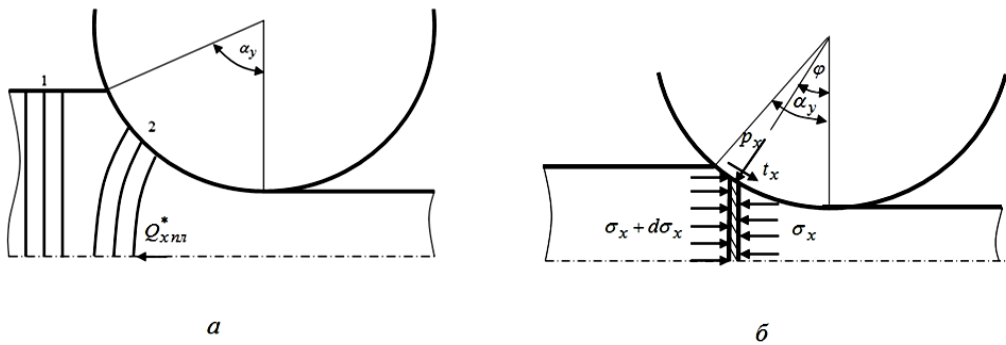


Рис. 2 – Пластичний плин металу: а – при сталому процесі прокатки та б – рівновага поточного елемента металу по Т. Карману

Оскільки  $d\sigma_x dh_x b \approx 0$ , тому:

$$-2p_x \sin \varphi R d\varphi b + 2t_x \cos \varphi R d\varphi b + d\sigma_x h_x b + \sigma_x dh_x b = 0$$

або в безрозмірному вигляді:

$$2kRb \left\{ -2 \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + \frac{1}{R} \left[ \frac{\sigma_x}{2k} dh_x + \frac{d\sigma_x}{2k} h_x \right] \right\} = 0;$$

$$-2 \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + \frac{1}{R} \left[ \frac{\sigma_x}{2k} dh_x + \frac{d\sigma_x}{2k} h_x \right] = 0.$$

Враховуючи, що  $h_x = h_1 + R\varphi^2$  та  $dh_x = 2R\varphi d\varphi$ , у кінцевому вигляді отримуємо:

$$-2 \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + 2 \frac{\sigma_x}{2k} \varphi d\varphi + \frac{d\sigma_x}{2k} \left( \frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = 0. \quad (6)$$

Розглядаючи осередок деформації як сукупність нескінченно малих елементів, буде справедлива інтегральна рівність:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{\sigma_x}{2k} \varphi d\varphi + \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{d\sigma_x}{2k} \left( \frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = c;$$

Оскільки, при  $\varphi = \alpha_y$ ,  $c = 0$ , тоді:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{\sigma_x}{2k} \varphi d\varphi + \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{d\sigma_x}{2k} \left( \frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = 0. \quad (7)$$

Помітимо, що перші два складових виразу (4) и (7) однакові, а при

інтегруванні виразу  $2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{\sigma_x}{2k} \varphi d\varphi + \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{d\sigma_x}{2k} \left( \frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right)$  отримуємо  $-\frac{\sigma_x}{2k} \left( \frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right)$ , отже,

ці рівності є рівнозначними.

Перевага рівності (4) полягає в тому, що за її допомогою можна визначити поточні контактні сили і сили пластичної деформації металу. Це можна зробити по відомим теоретичним та експериментальним епіюрам контактних напружень або вирішивши диференціальне рівняння Т. Кармана.

**Результати дослідження.** В остаточному підсумку, врахування впливу контактних сил та сил пластичної деформації металу, дозволяє теоретично визначити граничну захоплюючу здатність валків при прокатці без натягу, тобто коефіцієнт  $n$ . Ці дослідження приведені в [5]. Їх результати показують, що величина  $n$  дорівнює 1,43–1,44 у всіх випадках тонколистової прокатки, за винятками, коли процес протікає у режимі контактено-гідродинамічного тертя [6]. Тоді  $n=2$ . Даний результат підтверджується експериментальними дослідженнями [2], про які згадувалося раніше.

На основі аналізу даних сил розроблена силова умова існування сталого процесу тонколистової прокатки в поздовжньому напрямку [5, 7].

Як відомо, процес тонколистової прокатки протікає з натягами (переднім та заднім). Тому оперувати коефіцієнтом  $n$ , як показником сталості цього процесу, є не доцільним.

В роботах [3, 5, 7] розроблені умови ведення сталого процесу тонколистової прокатки в поздовжньому напрямку.

Перша з них враховує кінематичні параметри осередку деформації та свідчить про те, що діапазон можливих значень параметру  $\frac{\gamma_c}{\alpha_c}$  (де  $\gamma_c$ ,  $\alpha_c$  – відповідно кут, що характеризує положення нейтрального перетину та кут пружно-пластичного контакту штаби з валком) обмежується довжиною пластичного контакту штаби з валком, точніше наявністю одночасно пластичних зон випередження і відставання. Ця умова має вигляд [3]:

$$\frac{x_{1n}}{l_c} - \frac{x_1}{l_c} < \frac{\gamma_c}{\alpha_c} < 1 - \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0n}}{l_c}, \quad (8)$$

де  $l_c$ ,  $x_1$  – відповідно довжина дуги контакту штаби з валком та її приріст по лінії, яка з'єднує центри обертання валків, мм;

$x_{0n}$ ,  $x_{1n}$  – відповідно збільшення довжини дуги контакту штаби з валком, що є наслідком пружного стиснення та пружного відновлення штаби, мм.

Друга умова отримана в результаті вищенаведеного розгляду силової взаємодії в осередку деформації, але з урахуваннями переднього та заднього натягів при вирішенні рівняння рівноваги Т. Кармана.

В результаті рішення цього рівняння, використовуючи модель тертя [5], одержуємо епюри контактних напружень. За їх допомогою, в остаточному підсумку, визначається коефіцієнт або показник сталості  $K_{ст}$ :

$$K_{ст} = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha_y} Q_x^* d\varphi \quad (9)$$

Умовою сталого процесу прокатки є виконання умови, при якій показник  $K_{ст}$  буде більше нуля [5,7], тобто:

$$K_{ст} > 0. \quad (10)$$

При рівності його нулю настають граничні умови деформації.

Таким чином, можна зробити висновок про те, що обидві умови отримані за допомогою різних підходів. Перша умова не враховує внутрішній напружений стан штаби, а друга отримана з урахуванням як зовнішніх, так і внутрішніх сил, при цьому показником сталості є не кінематичний параметр (кут нейтрального перетину), як в першій умові.

Очевидною перевагою умови (8) є те, що за допомогою формул, які наведені в [3], легко знайти її складові, тоді як для визначення показника сталості  $K_{ст}$  необхідно вирішити рівняння Т. Кармана, отримати епюри розподілу контактних напружень  $\frac{p_x}{2k}$  та  $\frac{t_x}{2k}$  по осередку деформації, визначити

розподіл сили  $Q_x^*$  та розрахувати показник сталості  $K_{ст}$  і порівняти його значення з 0 [5, 7]. Хоча з використанням ЕОМ це робиться не важко.

Порівнюємо граничні умови захвату в сталому режимі з використанням цих двох методів.

Теоретичні дослідження проведемо для випадків деформації за існуючими режимами прокатки жерсті на стані 1400 КарМК.

Обмежимося розглядом 2 та 3 кліті, режими обтисень в цих клітках наведені в табл. 1 [8]. Змінним параметром при аналізі будемо використовувати, наприклад, задній натяг штаби, оскільки при його збільшенні погіршується стійкість процесу прокатки.

Таблиця. Існуючі режими обтисень при виробництві жерсті 0,2x855 мм ( $\sigma_{T0} = 260$  МПа) в 2 та 3 кліті стану 1400 КарМК

№ кліті	$h_0$ , мм	$\varepsilon$ , %	$V$ , м/с	$q_0$ , МПа	$q_1$ , МПа	$f_y$
2	2,06	40,3	5,33	160	140	0,072
3	1,23	39,8	8,86	140	175	0,049

Визначаємо сталість процесу прокатки жерсті в другій кліті за обома теоретичними методами по умовам існуючого режиму.

За кінематичною умовою (8), маємо:

$$\frac{x_{1n} - x_1}{l_c} - \frac{x_1}{l_c} = -0,06 < \frac{\gamma_c}{\alpha_c} = 0,26 < 1 - \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0n}}{l_c} = 0,88.$$

За силовим методом показник сталості є більшим 0 та дорівнює  $K_{ст} = 0,000052$ . Слід відмітити, що коефіцієнт  $K_{ст}$  є малою величиною, оскільки втягуюча поздовжня сила, яку він характеризує, поділена на величину  $2kRb$ .

Таким чином, обидві умови виконуються і теоретично підтверджують сталість процесу прокатки.

Далі збільшуємо задній натяг до того моменту, коли будуть наступати граничні випадки прокатки за цими умовами.

У випадку заднього натягу  $q_0 = 175$  МПа ( $\frac{q_0}{\beta\sigma_{Tcp}} = 0,25$ ,  $\beta\sigma_{Tcp}$  – середня примусова межа текучості) показник сталості приймає нульове значення  $K_{ст} = 0$  і настає граничний випадок деформації за силової умови (10). Зазначимо, що за умови (8) сталій процес є можливим, оскільки:

$$\frac{x_{1n} - x_1}{l_c} - \frac{x_1}{l_c} = -0,06 < \frac{\gamma_c}{\alpha_c} = 0,25 < 1 - \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0n}}{l_c} = 0,88.$$

Збільшуючи задній натяг до значення 372 МПа ( $\frac{q_0}{\beta\sigma_{\text{Тер}}} = 0,53$ ), відмітимо, що умова (10) не виконується, отже, сталій процес неможливий, а за умови (8) наступають граничні умови деформації:

$$\frac{x_{1n} - x_1}{l_c} = -0,0076 < \frac{\gamma_c}{\alpha_c} = -0,0075 < 1 - \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0n}}{l_c} = 0,93.$$

При подальшому збільшенні заднього натягу жодна з умов не виконується.

Таким чином, з проведеного дослідження можна зробити висновки про те, що умова (8) в граничному випадку, напевно, показує, при яких параметрах процесу настає порив штаби і сталій процес прокатки стає неможливим, а умова (10) враховує внутрішній напружений стан металу і тому граничний випадок деформації настає раніше.

Аналогічний висновок можна зробити проаналізувавши процес і в третій клітці даного стану. Граничні випадки наступають: за умови (8) при  $q_0 = 450$  МПа ( $\frac{q_0}{\beta\sigma_{\text{Тер}}} = 0,55$ ), а за умови (10) при  $q_0 = 185$  МПа ( $\frac{q_0}{\beta\sigma_{\text{Тер}}} = 0,23$ ).

Дослідні дані [9] свідчать про оптимальні значення відносних питомих натягів в діапазоні  $0,17 \leq \frac{q}{\sigma_T} \leq 0,49$ , хоча досвід роботи промислових станів показує  $\frac{q}{\sigma_T} = 0,15$  [10], тому граничні умови в діапазоні  $\frac{q_0}{\beta\sigma_{\text{Тер}}} = 0,23 - 0,25$  найбільш можливі на практиці.

Таким чином, силова умова існування сталості процесу холодної тонколистової прокатки, в основі якої лежить рівновага в осередку деформації контактних втягуючих та виштовхуючих сил і сил пластичної деформації металу, доповнює теорію та може застосовуватися як компонент комп'ютерних програм по розрахунку режимів обтиснень тонких та особливо тонких полос і штаб для станів холодної деформації.

**Висновки.** Проведено аналіз силової взаємодії в осередку деформації при холодній тонколистовій прокатці без натягу. Показано, що врахування сил пластичної деформації металу в розгляді рівноваги всіх сил призводить до уточнення положень теорії, наприклад, умови граничного захвату металу валками в сталому режимі в умовах холодної тонколистової прокатки з натягом та без нього. Розроблена силова умова існування сталого процесу холодної тонколистової прокатки.

**Список літератури:** 1. Грудев А. П. Теория прокатки: [учебник для вузов] / А. П. Грудев. – М.: Металлургия, 1988. – 240 с. 2. Грудев А. П. Захватывающая способность прокатных валков / А. П. Грудев. – М.: «СП Интермет Инжиниринг», 1998. – 283 с. 3. Василев Я. Д. Теорія поздовжньої прокатки / Я. Д. Василев, О. А. Мінаєв. – Донецьк: УНІТЕХ, 2009. – 488 с. 4. Курс прокатки / А. П. Чекмарев, А. Ф. Самарин, П. Т. Емельяненко, К. И. Бурцев. – Харьков: ОНТИ, 1936. – 371 с.



5. Романюк Р. Я. Підвищення поздовжньої сталості процесу тонколистової прокатки на основі розвитку теоретичних положень щодо контактної взаємодії полоси з валками: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.03.05 «Процеси та машини обробки тиском» / Р. Я. Романюк. – Дніпропетровськ, 2012. – 19 с. 6. Максименко О. П. Уточнение модели контактно-гидродинамической смазки при прокатке / О. П. Максименко, Н. П. Подберезный // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1997. – №10. – С.53-55. 7. Максименко О. П. Оценка устойчивости процесса прокатки по эпюрам контактных напряжений / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. – №2. – С.110-114. 8. Уточнение методики расчета энергосиловых параметров при холодной полосовой прокатке с большим градиентом удельных натяжений / Я. Д. Василев, Д. В. Коноводов, А. В. Дементуенко [и др.] // Обработка материалов давлением: сб. науч. трудов. – Краматорск: ДГМА. – 2010. – №2 (23). – С.190-194. 9. Кузнецов Л. А. Применение УВМ для оптимизации тонколистовой прокатки / Л. А. Кузнецов. – М.: Металлургия, 1988. – 304 с. 10. Василев Я. Д. Производство полосовой и листовой стали / Я. Д. Василев, М. М. Сафьян // «Вища школа», 1975. – 192 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. Grudev A. P. Teorija prokatki: [учебник для вузов] / A. P. Grudev. – Moscow: Metallurgija, 1988. – 240 p. 2. Grudev A. P. Zachvativajushaja sposobnost` prokatnich valkov / A. P. Grudev. – Moscow: «SP Internet Inzhiniring», 1988. – 283 p. 3. Vasilev J. D. Teoriya pozdovzhnyoi prokatki / J. D. Vasilev, O. A. Minaev. – Doneck: UNITEX, 2009. – 488 p. 4. Kurs prokatki / A. P. Chekmarev, A. F. Samarin, P. T. Emel`janenko, K. I. Burcev. – HKharkov: ONTI, 1936. – 371 p. 5. Romanjuk R. J. Pidvischennya pozdovzhnyoi stalosti procesu tonkolistovoi prokatki na osnjvi rozvitku teoreticnich polozhen shodo kontaktnoi vzayemodii polosi z valkami: avtoref. dis. na zdjbuttya nauk. stupenya kand. techn. nauk: spez. 05.03.05 «Prozesi ta maschini obrobki tiskom» / R. J. Romanjuk. – Dnipropetrovs'k, 2012. – 19 p. 6. Maximenko O. P. Utochnenie modely kontaktno-gidrodinamicheskoyi smazki pri prokatke / O. P. Maximenko, N. P. Podberезnyj // Izv. vusov. Chernaja metallurgija. – 1997. – №10. – P.53–55. 7. Maximenko O. P. Ocenka ustoichivosti processa prokatki po epuram kontaktnih napryazheniy / O. P. Maximenko, R. J. Romanjuk // Metallurgicheskaya i gornorudnaya promischlennost`. – 2010. – №2. – P.110–114. 8. Utochnenie metodiki rascheta energosilovich parametrov pri holodnoy polosovoy prokatke s bolschim gradientom udel`nich natyazheniy / J. D. Vasilev, D. V. Konovodov, A. V. Dementienko [i dr.] // Obrabotka materialov davleniem: sb. nauch. trudov. – Kramatorsk: DGMA. – 2010. – №2 (23). – P.190–194. 9. Kuznecov L. A. Primenenie UVM dlya optimizacii tonkolistovoy prokatki / L. A. Kuznecov. – Moscow: Metallurgiya, 1988. – 304 p. 10. Vasilev J. D. Proisvodstvo polosovoy i listovoy stali / J. D. Vasilev, M. M. Saf`jan // «Vischa skola», 1975. – 192 p.

Надійшла (received) 15.10.2014

УДК 625.143.2

**А. С. РУДЮК**, канд. техн. наук, зам. ген. директора, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь»;

**Я. М. ПЫХТИН**, председатель ТК 2/МТК 327, зав. отд., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь»;

**Л. И. ИВАНИСЕНКО**, ст. науч. сотр., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь»;

**А. С. БЕСПОЯСОВА**, мл. науч. сотр., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков

## **ТЕХНИЧЕСКИЕ ТРЕБОВАНИЯ К ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННЫМ РЕЛЬСАМ ДЛЯ МАГИСТРАЛЬНЫХ ЖЕЛЕЗНЫХ ДОРОГ**

На основании результатов проведенного ранее сравнительного анализа требований европейского стандарта EN 13674-1:2011 «Железные дороги – Путь – Рельсы. Часть 1: Рельсы Виньоля 46 кг/м и более» [1] и российского стандарта ГОСТ Р 51685-2013 «Рельсы железнодорожные. Общие