

- кой теории / Ильюшин А. А. – М. : Изд-во академии наук СССР, 1963. – 272 с.
7. Хирт Дж. П. Теория дислокаций / Дж. П. Хирт, И. Лоте ; пер. с нем. – М. : Атомиздат, 1972. – 599 с.
 8. Теодосиу К. Упругие модели дефектов в кристаллах / Теодосиу К. – М. : Мир, 1985. – 352 с.
 9. Фелтам И. Деформация и прочность материалов / Фелтам И. ; пер. с англ. – М. : Metallurgiya, 1968. – 250 с.
 10. Бухвалов А. Б. Феноменологическое описание упрочнения железа при деформации / А. Б. Бухвалов, Н. Ф. Вильданова, Э. С. Горькунов // Физика металлов и металловедение. – 1999. – № 1. – С. 104–111.
 11. Зубов Л. Теория дислокаций и дисклинаций в упругих пластинах вращения / Л. Зубов, А. Столповский // Прикладная математика и механика. – 2008. – Т. 72. – вып. 6. – С. 996–1013.
 12. Губа А. В. Теория кручения призматических упругих тел, содержащих дислокации : дис. ... кандидата физ.-мат. наук : 01.02.04 / Губа Александр Владимирович. – Ростов-на-Дону, 2008. – 105 с.
 13. Смолин И. Ю. Моделирование деформации и разрушения материалов с явным и неявным учетом их структуры : дис. доктора физ.-мат. наук : 01.02.04 / Смолин Игорь Юрьевич. – Томск, 2008. – 235 с.
 14. Фихтенгольц Г. Курс дифференциального и интегрального исчисления / Фихтенгольц Г. – М. : Наука, 1966. – Т. II. – 800 с.
 15. Лурье А. И. Теория упругости / А. И. Лурье. – М. : Наука, 1970. – 940 с.
 16. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластических деформаций металлов / Н. Н. Малинин. – М. : Машиностроение, 1975. – 400 с.
 17. Гуляев А. И. Металловедение / А. И. Гуляев. – М. : Metallurgiya, 1978. – 646 с.
 18. Ольшанецкий В. Ю. Імовірнісні форми розподілу густини дислокацій в сталі / В. Ю. Ольшанецкий, І. Ю. Нагорна // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2003. – № 5. – С. 96–100.
 19. Ольшанецкий В. Ю. Закон розподілу густини дислокацій у кристалічній структурі корозостійкої сталі / В. Ю. Ольшанецкий, І. Ю. Нагорна // Вісник Черкаського державного технологічного університету. – 2002. – № 3. – С. 104–106.
 20. Кисилева І. Ю. О возможности экспериментального подтверждения распределения плотности дислокаций вейбулловского типа в ОЦК-металлах / І. Ю. Кисилева, В. Е. Ольшанецкий // Нові матеріали та технології в металургії та машинобудуванні. – 2007. – № 2. – С. 53–55.
 21. Качанов Л. М. Основы теории пластичности / Л. М. Качанов. – М. : Наука, 1969. – 420 с.
 22. Нагорная І. Ю. Влияние анизотропии кристаллитов на штампуемость текстурированной стали / І. Ю. Нагорная, В. Е. Ольшанецкий // Вісник Запорізького державного університету. – 2001. – № 2. – С. 110–113.
 23. Нагорная І. Ю. Влияние анизотропии на штампуемость текстурированной коррозионностойкой стали / Нагорная І. Ю. // Вісник Черкаського Державного технологічного університету. – 2002. – № 2. – С. 105–109.

Одержано 20.06.2011

Ольшанецкий В.Е., Кисилева И.Ю. Вариационная задача кручения призматического бруса с учетом дислокационного влияния

Рассмотрена вариационная задача кручения упруго-пластического призматического бруса. Построен функционал дополнительной энергии, который учитывает распределение параметров дислокационной структуры. Для хромистой стали получены уравнения, которые определяют интенсивность напряжений и интенсивность деформаций. Построены зоны пластического влияния.

Ключевые слова: кручение, вариационное уравнение, метод Рунца, распределение плотности дислокаций.

Ol'shanetskiy V., Kysilova I. Variational problem of twisted prism considering dislocation influence

Variational problem of twisted prism considering dislocation influence has been examined. The complementary energy functional considering dislocation density distribution has been obtained. Equation determined tension and deformation intensity for the chromium steel has been obtained. Zones of plastic influence has been constructed.

Key words: torsion, variational equation, Ritz method, dislocation density distribution.

УДК 621.771.(0.75.8)

Д-р техн. наук В. А. Николаев, А. Г. Васильев, Д. А. Матюшенко

Национальный технический университет, г. Запорожье

РАСЧЕТ ПРИРАЩЕНИЯ ТОЛЩИНЫ ПО ДЛИНЕ ПОЛОСЫ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ

Разработана теоретическая модель расчета приращения толщины по длине полосы при горячей прокатке с учетом совместного влияния действующих технологических факторов.

Ключевые слова: горячая прокатка, прокатный стан, продольная разнотолщинность, полоса, задний конец полосы, утолщение.

Введение

Доля листовой малоуглеродистой стали составляет 60...70 % от всего производимого проката [1]. Использование современного оборудования и технологий позволяет получать полосы со следующими отклонениями по толщине на 99 % длины: $\pm 0,025$ мм при $h \leq 12,7$ мм; $\pm 0,05$ мм при $h > 12,7$ мм [2]. Для станов более ранней постройки (I–II поколения) величина отклонения толщины от номинала существенна (до 0,25 мм в зависимости от толщины полосы и применяемого оборудования) и при этом длина заднего утолщенного участка достигает $\sim 30...45$ м при прокатке тонких полос. Применение теоретических моделей для расчета изменения толщины полосы в процессе прокатки в зависимости от различных факторов дает возможность разрабатывать новые эффективные методы уменьшения концевых утолщений полос.

Постановка задачи

На традиционных широкополосных станах горячей прокатки (ШСП) основными причинами появления продольной разнотолщинности является наличие градиента температур по длине промежуточного раската перед чистовой группой и отсутствие заднего натяжения полосы после выхода полосы из каждой предыдущей клетки. Для расчета изменения приращения толщины полосы в процессе ее прокатки известны различные модели [3], в основу которых входит дифференциальное уравнение изменения толщины полосы.

Целью работы является разработка модели расчета толщины по длине полосы на базе проверенных практикой теоретических моделей расчета энергосиловых параметров.

Основная часть исследований

В настоящей статье рассматривается усовершенствованная системная теоретическая модель расчета изменения толщины полосы по ее длине, включающая также расчет и модуля жесткости полосы.

Расчет скоростей прокатки по клетям стана
Скорость прокатки определяли исходя из известного уравнения поступательного движения точки в соответствии с законом постоянства секундных объемов металла по клетям стана. Прокатка в чистовой группе клетей осуществляется в непрерывном режиме. Максимальную скорость прокатки в чистовой клетке стана выбирали при прокатке полос с минимальной толщиной. Скорость прокатки во всех остальных клетях чистовой группы и скорость заднего конца полосы рассчитываем соответственно по формулам:

$$v_i = v_q \frac{h_q}{h_i}, \quad v'_i = v_i (1 + S_i) / \mu_i, \quad (1)$$

где v_q – окружная скорость валков в чистовой клетке, м/с;

h_q – толщина полосы на выходе из чистовой клетки, мм;
 h_i – толщина полосы на выходе из i -й клетки, мм; v'_i и v_i – скорость соответственно заднего конца полосы и окружная скорость рабочих валков первой клетки чистовой группы, м/с; S_i – опережение полосы; μ_i – коэффициент вытяжки полосы в первой клетке чистовой группы ($\mu_i = H_i/h_i$).

Определение температуры полосы

Охлаждение полосы (раската) за счет контакта с валками определяли по формуле Ю. Д. Железнова и Б. А. Цифриновича [4]

$$\Delta t_g = \frac{1,83 \cdot 10^{-2} (t_{i-1} - 60) \sqrt{(1 + S_i) / v_i}}{H_i + h_i} \times \sqrt{R_i \arccos \left(1 - \frac{\Delta h_i}{2R_i} \right)}, \quad (2)$$

где t_{i-1} – температура полосы перед клетью, °С; H_i – толщина полосы перед клетью, мм; h_i – толщина полосы за клетью, мм; R_i – радиус рабочих валков, мм; Δh – абсолютное обжатие, мм; i – номер клетки.

Повышение температуры металла за счет пластической деформации определяли по формуле [4]

$$\Delta t_d = 0,428 p_{cp} \cdot \lg(H_i / h_i), \quad (3)$$

где p_{cp} – среднее нормальное контактное напряжение, Н/мм².

Температура раската на выходе непосредственно из клетки равна

$$t_i = t_{i-1} - \Delta t_g + \Delta t_d, \quad (4)$$

Потери тепла на излучение между клетями определяли по формуле М. А. Зайкова (для малоуглеродистой стали) [5]

$$\Delta t_u = \frac{18 \cdot \tau_i \cdot m}{h_i} \cdot \left(\frac{t_i + 273}{1000} \right)^4, \quad (5)$$

где t_i – время прохождения раската между клетями, с; $m = 1,08...1,1$;

Температура раската перед последующей клетью равна

$$t_{i+1} = t_i - \Delta t_u. \quad (6)$$

Снижение температуры от действия гидросбива перед чистовой группой находим по формуле [4]

$$\Delta t_z = 500 / h_i \cdot v'_i, \quad (7)$$

где v'_i – скорость заднего конца полосы перед первой клетью чистовой группы.

Исследования показывают, что при прокатке полосы толщиной $h = 2,0$ мм (ШСП 1680) без примене-

ния ППУ (Coilbox) температурный градиент находится в пределах $\Delta t_5 = 50 \dots 75$ °С [6], а с применением ППУ – в пределах $\Delta t_5 = 0 \dots 30$ °С. Величина температурного градиента обусловлена главным образом толщиной промежуточного раската и временем нахождения его на промежуточном рольганге. С увеличением толщины промежуточного раската разница температур между передним и задним концом уменьшается. Следует отметить, что температурный градиент по длине промежуточного раската, как правило, изменяется нелинейно из-за неравномерного нагрева слитков в колодце и значительного охлаждения концевых участков раската [6]. Температура по длине раската (полосы) распределяется в виде «треугольника». Максимальную температуру раската имеет середина длины с плавным снижением к краям (рис. 1) (Δt_5 – температурный градиент по длине промежуточного раската перед клетью № 5). Из рис. 1 видно, что температура переднего конца полосы выше заднего во всех случаях. По данным [6] за последнюю клетку черновой группы падение температуры от середины длины раската к его концам в среднем составляет $15 \dots 30$ °С.

Такое распределение температуры по длине раската оказывает негативное влияние на точность продольного профиля полосы. Применение промежуточного перемоточного устройства Coilbox на стане 1680 ОАО «Запорожсталь» позволило в определенной степени выровнять температуру по длине промежуточного раската и повысить, таким образом, качество продольного профиля готовой полосы, однако по-прежнему задний конец полосы прокатывают без натяжения.

Расчет энергосиловых параметров прокатки

Деформация частей рабочей клетки происходит под действием силы, с которой металл давит на валки, а также силы уравнивания валков или их противоизгиба.

Силу прокатки определяли по известной формуле

$$P = p_{cp} \cdot l_c \cdot B,$$

Точность определения силы прокатки главным образом зависит от точности определения нормального контактного напряжения p_{cp} . Среднее нормальное напряжение p_{cp} зависит от коэффициента трения, напря-

жения течения металла, геометрических параметров очага деформации, а также величины внеконтактной деформации.

В работе [7] выполнено сравнение опытных и расчетных данных среднего контактного нормального напряжения по различным моделям. Сравнение расчетных моделей выполняли при одинаковых значениях коэффициента трения и напряжении течения металла. Данные расчета свидетельствуют о том, что почти все исследованные модели показывают достаточную для практики сходимость с опытными данными. Однако наименьшие ошибки показывают формулы В. М. Луговского и В. А. Николаева.

В связи с этим для расчета была принята модель В. А. Николаева [7] ($l_d/h_{cp} \geq 1$):

$$p_{cp} = \sigma_\phi \left(1 + C_n f_n \frac{l_d}{h_{cp}} \right), \quad (8)$$

где σ_ϕ – сопротивление металла деформации, Н/мм²; C_n – коэффициент, зависящий от показателя трения f_n ($C_n = 0,48$ при $f_n > 0,12$; $C_n = 0,17(1+14,7f_n)$ при $f_n \leq 0,12$); l_d – длина дуги контакта, мм (при значениях $p_{cp} > 300$ Н/мм² l_d необходимо заменять на l_c – длину дуги контакта с учетом упругой деформации валков и учитывать влияние натяжения концов полосы); h_{cp} – средняя толщина полосы в очаге деформации ($\sigma_\phi = 1,15 \cdot \sigma_T$); σ_T – напряжение течения металла.

При определении **коэффициента трения** воспользовались моделью [8], полученной на основании лабораторных и промышленных исследований и подтвержденной опытными данными

$$f = f_0 \cdot k_\epsilon \cdot k_m \cdot k_M \cdot k_v \cdot k_e \cdot k_{cm} \cdot k_{ок};$$

$$f_{II} = f(0,92 + 1,27\epsilon), \quad (9)$$

где f_0 – базовый показатель трения; k_ϵ , k_m , k_M , k_v , k_e , k_{cm} , $k_{ок}$ – поправочные коэффициенты, учитывающие соответственно: состояние поверхности валков, твердость поверхности валков, материал полосы, окружную скорость валков, относительное обжатие, тип применяемой смазки и состояние окалины на поверхности полосы.

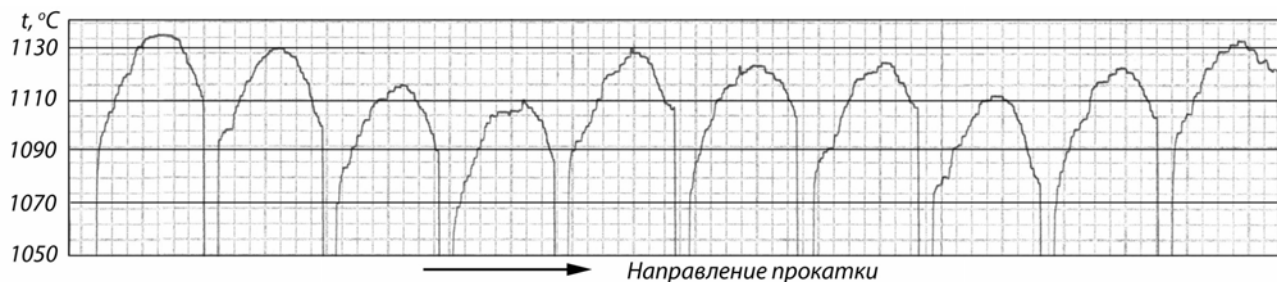


Рис. 1. Температура прокатываемого металла за последней клетью черновой группы при прокатке раскатов двойной массы ($H_p = 23$ мм) (данные ОАО «Запорожсталь»)

Коефіцієнти f_0 , k_m і k_v розраховують так:

$$\left. \begin{aligned} f_0 &= 0,27 - 0,1[(t/400) - 2]^2; & k_r &= 1 + 0,43(1 - HSD/65)^2; \\ k_v &= 0,76 + 0,82(1,02 - 0,102v)^2 & \text{при } v < 10 \text{ м/с;} \\ k_v &= 0,76 & \text{при } v \geq 10 \text{ м/с} \end{aligned} \right\}$$

де t – температура металла, $^{\circ}\text{C}$; HSD – твердість валков по Шору; v – окружна швидкість валков, м/с.

Значення поправочного коефіцієнта k_ϵ приймаються в залежності ступеня деформації ϵ :

$$k_\epsilon = 0,85 + 0,5\epsilon.$$

Поправочні коефіцієнти k_ϵ , k_{cm} , k_m , k_u визначають по таблицях із роботи [8, 9].

Як видно із вираження (9), модель для визначення коефіцієнта тертя враховує основні технологічні фактори і по даним [8] показує хороше співпадіння з опытними величинами.

Напруження течія металла можна визначити по моделі [9] в якій використовують вираження

$$\sigma_T = \sigma_{T0} \cdot k_t \cdot k_\epsilon \cdot k_u, \quad (10)$$

де σ_{T0} – базове напруження течія металла; k_p , k_ϵ , k_u – поправочні коефіцієнти, враховують відповідно температуру полоси, ступінь і швидкість деформації, отримані на основі обробки експериментальних досліджень.

Базове напруження течія в залежності від хімічного складу сталі визначають по формулам:

для $N_1 \leq 5$ (углеродисті, конструкційні, низколегіровані сталі)

$$\sigma_{T0} = 80 + 25 \left\{ 1 - [(5 - N_1) / 4,5]^{1,8} \right\}; \quad (11)$$

для $N_2 > 5$ (легіровані, високолегіровані сталі)

$$\sigma_{T0} = 110 + 38 \left[(N_2 - 2) / 32 \right]^{0,25 N_2}, \quad (12)$$

де N_1 і N_2 – вміст хімічних елементів в сталі, % (крім заліза, сірки і фосфору);

$$k_t = 1,66 - 1,1 \left[(t / 400) - 2 \right]^{0,7},$$

де t – температура металла.

Якщо $N_1 < 5$, а базове напруження $\sigma_{T0} > 108$ Н/мм² то величину σ_{T0} розраховують по вираженню (12) для $N_2 > 5$. Формули для визначення коефіцієнтів k_ϵ , k_u в залежності від марки сталі, величин обжаття і швидкості деформації вибирають по таблицях [7, 9]. Для углеродистих марок сталей, наприклад, при обжатті $\epsilon > 0,1$ і швидкості деформації $u \geq 10$ с⁻¹ маємо:

$$k_\epsilon = 0,8 + 0,2 \left[1 - 178(0,1 - \epsilon)^2 \right];$$

$$k_u = 1,03 + 0,1(\ln u - 2,3)^{1,5}.$$

Модель (10)–(12) дозволяє визначити напруже-

ніе течія для будь-якої марки сталі (по її хімічному складу), а також має просту форму розрахунку і показує високу збіжність з опытними даними. Порівняння опытних величин середнього нормального напруження з розрахованими по різним моделям для визначення p_{cp} і σ_T представлено в роботі [7].

В процесі прокатки під дією сили робочі валки еластично деформуються, що призводить до збільшенню довжини дуги контакту і, відповідно, площі контакту металла і валков. Для розрахунку була прийнята модель, що дозволяє визначити l_c без застосування ітераційного процесу [9]. При $p_{cp} > 300$ Н/мм² довжину дуги контакту розраховували з урахуванням впливу еластичних деформацій валков:

$$\left. \begin{aligned} l_c &= \frac{c + \sqrt{c^2 + 4R\Delta h(1 - cf_n / 2h_{cp})}}{2(1 - cf_n / 2h_{cp})}; \\ c &= n_{cp} \sigma_\phi R / 47500; \quad n_{cp} = 1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_\phi} - \frac{\sigma_3}{\sigma_\phi} \end{aligned} \right\}, \quad (13)$$

де σ_n і σ_3 – напруження переднього і заднього натягів.

Коефіцієнт n_{cp} враховує вплив натягів полоси на середнє нормальне напруження.

Момент прокатки на двох валках з урахуванням переднього і заднього натягів згідно відомих рекомендацій рівний ($B = \text{const}$)

$$M = 2\psi_c \cdot P \cdot l_c + H \cdot B \cdot R \cdot \sigma_3 \cdot 10^{-6} \left(1 - \frac{h}{H} \cdot \frac{\sigma_n}{\sigma_3} \right), \quad (14)$$

де ψ_c – коефіцієнт положення рівнодійствующої з урахуванням еластичного сплюснення валков; H і h – товщина полоси до і після прокатки.

Коефіцієнт плеча моменту визначили по формулі [9]

$$\psi_c = \psi(l_d / l_c)^2. \quad (15)$$

Коефіцієнт положення рівнодійствующої ψ (плеча моменту) при прокатці в жорстких валках (без урахування еластичного сплюснення валков) розраховували по формулам [9]:

$$\left. \begin{aligned} \psi &= 0,51(l_d / h_{cp})^{-0,1} - \text{при } l / h_{cp} = 1 \dots 3,5; \\ \psi &= 0,5(l_d / h_{cp})^{-0,092} - \text{при } l_d / h_{cp} > 3,5 \end{aligned} \right\}.$$

Мощність прокатки визначили по формулі

$$N = 960 \cdot M \cdot v / R, \quad (16)$$

де M – крутячий момент власне пластичної деформації на двох валках з урахуванням натягів полоси, МН·м; v – окружна швидкість валков в даній клітці, м/с; R – радіус робочих валков, м.

Розрахунок товщини полоси. При теоретичному

определении толщины полосы необходимо учитывать, что по ее длине одновременно изменяются толщина, сила прокатки и модуль жесткости полосы.

Определение расчетных значений параметров прокатки по длине полосы осуществляется путем использования итерационного процесса относительно минимальной толщины на участке переднего конца полосы [10].

Изменение толщины полосы на любом участке длины определяется по выражению [10]

$$\delta h_i = \frac{P_i - P_2}{M_k + \delta M_n}, \quad (17)$$

где δh_i – приращение толщины полосы; δM_n – разность модулей жесткости полосы на исследуемом участке и на участке с минимальной толщиной:

$$\delta M_n = M_{ni} - M_{n2}; \quad M_{ni} = \frac{\varphi_i \cdot P_i}{\Delta h_i};$$

$$\varphi_i = (0,57 + 0,62 \cdot \varepsilon_i) \left[1 + 0,023 \cdot \left(\frac{R_i}{H_i} \right)^{0,5} \right],$$

где P_2 и P_i – силы прокатки на участке с минимальной толщиной и на любом другом участке длины; M_{n2} и M_{ni} – модули жесткости полосы на участке с минимальной толщиной и на любом другом участке; Δh_i – текущее обжатие; φ_i – коэффициент, учитывающий нелинейность изменения модуля жесткости полосы при изменении параметров прокатки.

Коэффициент φ получен из графических данных работы [11].

Сила прокатки на участке 2 ниже, чем на участке 4 из-за меньшей температуры и отсутствия заднего натяжения (участок 4 – задний конец полосы, $P_2 < P_4$). Числитель выражения (17) положительный, а модуль жесткости полосы на участке 2 ниже, чем на участке 4. Известно [3, 11], что при установленном межвалковом зазоре, увеличение модуля жесткости полосы приводит к уменьшению обжатия в клети и увеличению выходящей толщины. Помимо того, большая величина силы прокатки вызывает большую деформацию клети. Таким образом, толщина полосы будет увеличиваться ($h_2 < h_4$). В случае, если сила $P_2 > P_4$, например, за счет увеличения температуры при прокатке с ускорением полосы, числитель выражения (17) стано-

вится отрицательным, модуль жесткости полосы на участке 4 будет ниже, чем на участке 2 толщина полосы на участке 4 будет меньше чем на втором ($h_2 > h_4$).

Представленная выше модель реализована в табличном редакторе. Наилучшим образом подходит редактор Microsoft® Excel®, однако могут использоваться и любые табличные редакторы с поддержкой простых математических функций и процедуры итерирования.

Выводы

Представленная модель расчета приращений толщины по длине полосы, позволяет проанализировать теоретическим путем влияние на искомый параметр одновременно изменяющихся всех технологических факторов.

Список литературы

1. Матвеев Б. Н. Новое в производстве горячекатаной рулонной стали // Сталь, 1995. – № 11. – С. 34–40.
2. Николаев В. О. Виробництво плоского прокату / В. О. Николаев, В. Л. Мазур. – Запоріжжя : ЗДІА, 2010. – 320 с.
3. Ткалич К. Н. Точная прокатка тонких полос / К. Н. Ткалич, Ю. В. Коновалов. – М. : Металлургия, 1972. – 176 с.
4. Железнов Ю. Д. Статистические исследования точности тонколистовой прокатки / Ю. Д. Железнов, С. Л. Кочарь, А. Г. Абнев. – М. : Металлургия, 1974. – 240 с.
5. Процесс прокатки / [М. А. Зайков, В. П. Полухин, А. М. Зайков, Л. Н. Смирнов]. – М. : МИСИС, 2004. – 640 с.
6. Исследования и разработка математической модели управления толщиной полос при транзитной прокатке / [Молчанов А. И., Солтан С. Л., Танцюра И. А. и др.] // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1999. – № 4. – С. 57–60.
7. Николаев В. А. Расчет усилия при горячей прокатке / В. А. Николаев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2005. – № 11. – С. 24–30.
8. Николаев В. А. К расчету коэффициента трения при горячей прокатке стали / В. А. Николаев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1994. – № 11. – С. 21–24.
9. Николаев В. А. Теория прокатки / В. А. Николаев. – Запорожье, ЗГИА, 2007. – 228 с.
10. Николаев В. А. Продольная разнотолщинность горячекатаных полос, вызванная изменением толщины промежуточного раската / Николаев В. А., Матюшенко Д. А. // Металлургия. Сб. научн. трудов. – Запорожье : ЗГИА, 2008. – № 18. – С. 151–157.
11. Повышение точности листового проката / [Меерович И. М., Герцев А. И., Горелик В. С., Классен Э. Я.]. – М. : Металлургия, 1969. – 264 с.

Одержано 18.11.2010

Ніколаєв В.О., Васильєв О.Г., Матюшенко Д.О. Розрахунок збільшення товщини по довжині штаби під час гарячого прокатування

Розроблено теоретичну модель розрахунку збільшення товщини по довжині штаби під час гарячого прокатування з урахуванням сукупного впливу діючих технологічних факторів.

Ключові слова: гаряче прокатування, прокатний стан, поздовжня різнотовщинність, штаба, задній кінець штаби, стовщення.

Nikolaev V., Vasiliev A., Matyushenko D. The calculation of strips thickness increasing during hot rolling in its length

The theoretical calculation model of a strips thickness increasing on its length, considering joint influence of technological in hot rolling is developed.

Key words: factors hot rolling, rolling mill, gage interference, strip, strip back-end, thickness increase.