

УДК 621.771.23:669.14.018

Молчанов А.И. – канд. техн. наук, доц., НМетАУ

Коваль С.Н. – нач. группы ЦЛК ОАО ЗМК «Запорожсталь»

Радченко Ю.Н. – канд. техн. наук, доц., НМетАУ

Вехник В.А. – ассистент, НМетАУ

РАСЧЁТ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ МЕТАЛЛА ПРИ ПРЯМОЙ ПРОКАТКЕ СЛЯБОВ В ЧЕРНОВОЙ ГРУППЕ КЛЕТЕЙ ШИРОКОПОЛОСНОГО СТАНА

Разработана математическая модель изменения температуры сляба в процессе прокатки в черновой группе клетей широкополосного стана при неравномерном начальном распределении температуры металла. В модели учитываются: теплообмен излучением и конвекцией между поверхностью сляба и окружающей средой, теплопередача к прокатным валкам, разогрев металла при пластической деформации, теплота окисления поверхности, а также охлаждающее воздействие гидросбива.

Стремление снизить энергоёмкость производства листового проката привело к возникновению идеи прямой прокатки слябов. Прямая прокатка слябов на непрерывном широкополосном стане в начале деформации характеризуется существенно более низкой температурой поверхности металла и значительно более разогретой сердцевиной по сравнению с традиционной технологией, предусматривающей промежуточный подогрев слябов в нагревательных печах /1/. При этом, благодаря достаточно высокому теплосодержанию средних слоёв, и обеспечивается возможность прямой прокатки слябов.

Существенная неравномерность распределения температуры по сечению сляба и впоследствии раската в черновой группе клетей, достигающая 120...150 °С и выше, определяет неоднородность свойств и особенности деформирования металла. Важным при этом является разработка методов расчёта температуры металла и её распределения по толщине раската в черновых клетях, надёжное определение которых необходимо для расчёта силовых условий прокатки и прогнозирования формирования показателей качества горячекатаной широкополосной стали.

Существующие методы исследования температурного поля металла при обработке давлением можно разделить на две группы:

- к первой группе относятся методы, базирующиеся на экспериментальном исследовании процесса с последующей статистической обработкой результатов, при этом получают эмпирические зависимости температуры металла от ряда технологических факторов;
- во вторую группу входят методы, основанные на решении дифференциального уравнения теплопереноса внутри деформируемого объёма металла, что позволяет получить аналитические выражения для расчёта температурного поля раската.

Достоинство методов 1-й группы состоит в том, что они дают относительно простые расчётные выражения, в которые входят конкретные производственные параметры процесса. Например, изменение температуры раската из-за охлаждающего воздействия гидросбива можно рассчитать по формуле /2/

$$\Delta t_2 = \frac{0,0053}{H_n} \cdot \frac{\alpha \cdot (t_0 - t_2)}{\alpha + 117} \cdot \sqrt{\frac{b \cdot d}{V_2}}$$

здесь Δt_2 - снижение температуры полосы в зоне действия гидросбива, °С; H_n - полная толщина полосы, м; t_0 - температура металла, °С; t_2 - температура воды, °С; d - ширина щели гидросбива, м; V_2 - скорость истечения воды, м/с; α - коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·°С).

Для расчёта изменения температуры при деформационном разогреве предлагаются, в частности, формулы /3, 4/

$$\Delta t_0 = 2340 \cdot p_{cp} \cdot \frac{\ln(h_0 / h_1)}{\rho \cdot C},$$

где p_{cp} - среднее контактное давление, Па; h_0, h_1 - начальная и конечная полутолщина раската, м; ρ - плотность металла, кг/м³; C - теплоёмкость металла, Дж/(кг·°С);

$$\Delta t_0 = \frac{I \cdot U}{G} \cdot \tau$$

где I - сила тока, кА; U - напряжение, В; G - масса раската в очаге деформации, кг; τ - время деформации, с.

Таким образом, подбирая необходимые выражения, с учётом имеющейся информации о процессе прокатки, выстраивается расчётная цепочка, которая позволяет определить конечную температуру металла (обычно - среднемассовую).

Недостаток этого подхода состоит в том, что расчётные выражения получены, как правило, либо для условий конкретного прокатного стана, либо конкретного типа станов. Использование теории подобия и размерностей при выводе формул не позволяет получить уни-

версальных зависимостей, и расчёт для условий прокатного стана «А», показавший отличное совпадение с экспериментом, может дать абсолютно нереальные результаты для стана «Б».

Методы, входящие во 2-ю группу, обладают тем преимуществом, что позволяют рассчитывать не только изменение среднемассовой температуры металла при прокатке, но и распределение температуры по сечению раската. Эта информация зачастую имеет большое значение, т.к. позволяет оценить неоднородность свойств металла при прокатке и учесть её влияние на условия деформации.

Кроме того, математические модели, основанные на решении дифференциального уравнения тепломассопереноса, изначально обладают достаточной универсальностью и без особых проблем могут быть использованы для расчёта процессов прокатки как для стана «А», так и для стана «Б».

Например, в работе /5/ представлена математическая модель расчёта температурного поля металла, в основе которой лежит численное решение дифференциального уравнения теплопроводности пластины при переменных граничных условиях. При этом в граничных условиях учитывались: теплообмен при транспортировке сляба от нагревательной печи к стану; теплообмен на участке гидросбива окалины; теплообмен с плитовым настилом рольгангов; теплообмен с прокатными валками и т.п.. Полученные с помощью этой модели результаты использовались для оценки влияния отдельных факторов (начальное температурное состояние металла, режим деформации) на температурный режим прокатки.

При всех положительных сторонах методов 2-й группы, следует отметить, что основным их недостатком являются трудность решения дифференциальных уравнений, громоздкость расчётных выражений и сложность построения вычислительного алгоритма. Кроме того, различные упрощающие допущения, вынужденно принимаемые при описании физики процесса, увеличивают погрешность расчётов.

Тем не менее, с нашей точки зрения, предпочтение следует отдавать методам, основанным на решении дифференциальных уравнений тепломассопереноса. Получаемые на их основе результаты, после проведения процедуры адаптации к условиям конкретного прокатного стана, могут использоваться для проведения численного эксперимента при широком варьировании параметров технологического процесса прокатки.

Задачей данного исследования было создание относительно несложной математической модели изменения температуры сляба в процессе прокатки в черновой группе клетей широкополосного стана.

Модель охватывает путь от нагревательной печи до первой клетки чистой группы стана и учитывает следующие процессы: теплообмен излучением и конвекцией между поверхностью сляба и окружающей средой, теплопередачу к прокатным валкам, разогрев металла при пластической деформации, теплоту экзотермических реакций (окисление поверхности), а также охлаждающее воздействие гидросбива.

Для описания температурного поля металла в линии стана используется следующая система уравнений:

- для межклетьевого промежутка – дифференциальное уравнение теплопроводности без внутренних источников теплоты [6]:

$$\frac{\partial \theta(X, Fo)}{\partial Fo} = \frac{\partial^2 \theta(X, Fo)}{\partial X^2} \quad (1)$$

при краевых условиях

$$\left. \frac{\partial \theta}{\partial X} \right|_{X=0} = 0; \quad (2)$$

$$\left. \frac{\partial \theta}{\partial X} \right|_{X=1} = -Ki_1; \quad (3)$$

$$\theta(X, 0) = f(X), \quad (4)$$

где

$\theta(X, Fo) = \frac{T_1 - T(X, Fo)}{T_1 - T_c}$ - относительная избыточная температура раската

та;

T_1 – температура поверхности сляба перед широкополосным станом, °С;

T_c – температура окружающей среды, °С;

$T(X, \tau)$ – функция распределения температуры раската по сечению и во времени;

$Ki_1 = \frac{q_1}{\lambda \cdot \xi \cdot (T_1 - T_c)}$ – критерий Кирпичёва для поверхности сляба;

q_1 – средняя плотность теплового потока, проходящего через поверхность раската в межклетьевых промежутках, Вт/м²;

h – полутолщина сляба в рассматриваемом межклетьевом промежутке;

λ – коэффициент теплопроводности прокатываемого металла, Вт/(м·°С);

$X = x/h$ – относительная координата по толщине сляба ($-1 \leq X \leq 1$; $-h \leq x \leq h$);

$Fo = \frac{a \cdot t}{h^2}$ – число Фурье;

a – коэффициент температуропроводности, м²/с;

t – текущее время, $(0 \leq t \leq t_1)$ с;

t_1 – длительность прохождения вертикально-поперечным сечением раската межклетьевого промежутка, с;

$f(X) = b_0 + b_1 \cdot X + b_2 \cdot X^2 + \dots + b_8 \cdot X^8$ – распределение температуры по сечению раската в начале межклетьевого промежутка;

$b_0, b_1, b_2, \dots, b_8$ – коэффициенты;

- для очага деформации – дифференциальное уравнение теплопроводности для движущейся среды с внутренними источниками теплоты [7]:

$$\frac{\partial \theta(X, \tau)}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 \theta(X, \tau)}{\partial X^2} - M_1 \cdot \frac{\partial \theta(X, \tau)}{\partial X} - P_0 \quad (5)$$

$(M_1 \cdot \tau \leq X \leq \infty)$

при краевых условиях

$$\left. \frac{\partial \theta}{\partial X} \right|_{X=M_1 \tau} = -Ki_2, \quad (6)$$

$$\theta(\infty, \tau) \neq \infty, \quad (7)$$

$$\left. \frac{\partial \theta}{\partial X} \right|_{X=\infty} = 0, \quad (8)$$

$$\theta(X, 0) = \theta_0 - B_1 \cdot \exp(-F_1 \cdot X) + B_2 \cdot \exp(-F_2 \cdot X), \quad (9)$$

где $\theta(X, \tau) = \frac{T_1 - T(X, \tau)}{T_1 - T_c}$ – относительная избыточная температура раската;

$\theta_0, B_1, B_2, F_1, F_2$ – коэффициенты;

$X = x \cdot \xi$ – относительная координата $(s'_1 \cdot t \leq x \leq \infty)$;

$\xi = \alpha / \lambda$ – относительный коэффициент теплообмена между поверхностью раската и валками, 1/м;

$\tau = a \cdot \xi^2 \cdot t$ – относительное время $(0 \leq t \leq t_2)$;

t_2 – длительность прохождения данного вертикально-поперечного сечения раската через очаг деформации, с;

$M_1 = \frac{s_1}{a \cdot \xi}$ – безразмерная скорость перемещения частиц деформируемого металла в направлении, нормальном граничной поверхности;

$M'_1 = \frac{s'_1}{a \cdot \xi}$ – безразмерная скорость перемещения граничной поверхности в очаге деформации;

$s'_1 = \frac{h_1 - h_2}{t_2}$ – скорость перемещения граничной поверхности, м/с;

s_1 - скорость перемещения частиц деформируемого металла в направлении, нормальном граничной поверхности;

h_0, h_1 - полутолщина сляба, соответственно до и после деформации, м;

$Po = \frac{\omega}{\lambda \cdot \xi^2 (T_1 - T_c)}$ - критерий Померанцева;

ω - удельная мощность тепловыделения в объёме очага деформации, Вт/м³;

$Ki_2 = \frac{q_2}{\lambda \cdot \xi \cdot (T_1 - T_c)}$ - критерий Кирпичёва для очага деформации;

q_2 - средняя плотность теплового потока через поверхность раската в очаге деформации, Вт/м².

Аналитическое решение уравнения (1) с учётом краевых условий (2)-(4) известно /8/ и в наших обозначениях имеет вид

$$\begin{aligned} \theta(X, Fo) = & \int_0^1 f(X) dX + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \cos(\pi n X) \cdot \exp(-\pi^2 n^2 Fo) \int_0^1 f(X) \cos(\pi n X) dX + \\ & + Ki_2 \left[Fo - \frac{1}{6} + \frac{X^2}{2} - 2 \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n+1} \frac{\cos(\pi n X)}{\pi^2 n^2} \cdot \exp(-\pi^2 n^2 Fo) \right]. \end{aligned} \quad (10)$$

Аналитическое решение уравнения (5) с краевыми условиями (6)-(9) приведено в работе /7/ и записывается в виде:

$$\begin{aligned} \theta(X, \tau) = & \theta_0 + Ki \cdot \Phi_1(X, \tau) + B_1 \cdot F_1 \cdot \Phi_2(X, \tau) + B_2 \cdot F_2 \cdot \Phi_3(X, \tau) - \\ & - B_1 \cdot \Phi_4(X, \tau) + B_2 \cdot \Phi_5(X, \tau) - Po \cdot \tau \end{aligned}, \quad (11)$$

где

$$\Phi_1(X, \tau) = 2\sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \exp\left[-\frac{(X - M'_1 \cdot \tau)^2}{4\tau}\right] - (X - M'_1 \cdot \tau) \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{X - M'_1 \cdot \tau}{2\sqrt{\tau}}\right);$$

$$\begin{aligned} \Phi_2(X, \tau) = & \frac{\exp(F_1^2 \cdot \tau)}{2F_1} \left\{ \exp[-F_1(X - M'_1 \cdot \tau)] \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{X - M'_1 \cdot \tau}{2\sqrt{\tau}} - F_1\sqrt{\tau}\right) - \right. \\ & \left. - \exp[-F_1(X - M'_1 \cdot \tau)] \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{X - M'_1 \cdot \tau}{2\sqrt{\tau}} + F_1\sqrt{\tau}\right) \right\}; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Phi_3(X, \tau) = & \frac{\exp(F_2^2 \cdot \tau)}{2F_2} \left\{ \exp[-F_2(X - M'_1 \cdot \tau)] \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{X - M'_1 \cdot \tau}{2\sqrt{\tau}} - F_2\sqrt{\tau}\right) - \right. \\ & \left. - \exp[-F_2(X - M'_1 \cdot \tau)] \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{X - M'_1 \cdot \tau}{2\sqrt{\tau}} + F_2\sqrt{\tau}\right) \right\}; \end{aligned}$$

$$\Phi_4(X, \tau) = \exp[F_1^2 \cdot \tau - F_1(X - M'_1 \cdot \tau)];$$

$$\Phi_5(X, \tau) = \exp[F_2^2 \cdot \tau - F_2(X - M'_1 \cdot \tau)].$$

В модели используются решения задачи тепломассопереноса при граничных условиях II рода в связи с тем, что именно через теп-

ловые потоки удобно учитывать вклад каждого процесса в формирование температурного поля.

Плотность лучисто-конвективного теплового потока на поверхности сляба определяется по выражению

$$q_{\varepsilon-\varepsilon} = \varepsilon_{ia} \cdot C_0 \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_c}{100} \right)^4 \right] + \alpha_{\varepsilon} \cdot (T_1 - T_c), \text{ Вт/м}^2, \quad (12)$$

где ε_{me} - степень черноты окисленной поверхности металла;

C_0 - коэффициент излучения абсолютно чёрного тела, Вт/(м²·К⁴);

α_k - коэффициент теплоотдачи конвекцией, Вт/(м²·°С).

Для небольших скоростей прокатки, что характерно для черновых клетей, значение α_k определяли по выражению /6./

$$\alpha_k = k \cdot \sqrt[4]{T_1 - T_c}, \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{°С)},$$

где k - коэффициент, для верхней поверхности сляба $k=1,32$.

На участках гидросбива на поверхность сляба воздействует конвективный тепловой поток

$$q_2 = \alpha_2 \cdot (T_1 - T_2), \text{ Вт/м}^2, \quad (13)$$

где α_2 - коэффициент теплоотдачи от гидросбива к полосе, Вт/(м²·°С).

Значение α_2 рассчитывали по формуле /2/

$$\alpha_2 = 2,26 \cdot \frac{V_2^{0,8}}{b_2},$$

где $b_2 = 6 \cdot d$ - ширина струи однорядного гидросбива при ударе о полосу, м;

d - ширина щели гидросбива, м;

V_2 - скорость истечения воды, м/с;

$$V_a = 0,9 \sqrt{\frac{2P}{\rho}}, \text{ м/с},$$

где P - давление воды, Па;

ρ - плотность воды, кг/м³.

Плотность теплового потока от металла к валку в произвольном вертикально-поперечном сечении очага деформации рассчитывали с учётом теплового сопротивления слоя окалины /9/

$$q_2 = \alpha(T_1 - T_2), \text{ Вт/м}^2, \quad (14)$$

где T_1 - температура поверхности металла, °С;

T_2 - температура поверхности валка, °С;

α - коэффициент теплоотдачи от металла к окалине, Вт/(м²·°С) /9/;

$$\alpha = \frac{\lambda_{ок}}{\delta_{ок}};$$

$\lambda_{ок}$ – коэффициент теплопроводности окалины, Вт/(м·°С)

$\delta_{ок}$ – толщина слоя окалины, м;

Тепловой поток от окисления поверхности металла определяли через количество образующейся окалины и тепловой эффект реакции окисления железа /6/

$$G_{ок} = (12 \div 17) \cdot \sqrt{t/60} \cdot \exp\left(-\frac{8800}{T_1 + 273}\right), \text{ гр/см}^2 ;$$

$$q_{ок} = \frac{Q_{ок} \cdot G_{ок} \cdot 10^4}{t}, \text{ Вт/м}^2,$$

где t - длительность окисления, с;

$12 \div 17$ – коэффициент, большее значение соответствует более высокой скорости прокатки и усилению текстуры окалины;

$Q_{ок} = 3760$ – тепловой эффект образования окалины, Дж/кг.

Мощность внутренних источников теплоты ω рассчитывали через энергию пластического формоизменения A_d объёма очага деформации V_d при допущении о равномерном выделении теплоты по всему объёму очага

$$A_d = \sigma_d \cdot V_d \cdot \ln(h_0 / h_1);$$

$$\omega = \frac{A_d}{V_d \cdot t_2} = \frac{\sigma_d \cdot \ln(h_0 / h_1)}{t_2}, \text{ Вт/м}^3,$$

где h_0 – полутолщина раската до клетки, м;

h_1 - полутолщина раската после клетки, м;

σ_T – предел текучести стали в очаге деформации /6/, н/мм²

$$\sigma_d = 85,3 \cdot u^{0,124} \cdot (10 \cdot \varepsilon)^{0,167} \cdot \left(\frac{T_1}{1000}\right)^{-2,54},$$

где $u = \frac{v \cdot \Delta h}{l_\alpha \cdot h_0} = \frac{v}{l_\alpha} \cdot \varepsilon = \frac{v}{\sqrt{R_d \cdot \Delta h}} \cdot \varepsilon$, 1/с;

T_1 – температура металла в очаге деформации, °С;

v – линейная скорость полосы, м/с;

l_α – длина очага деформации, м;

R_d – радиус вала, м.

Δh – абсолютное обжатие, м;

$\varepsilon = \Delta h / h_0$ – степень деформации.

Проверка адекватности представленной модели проводилась путём сравнения расчётных и экспериментальных данных о температуре поверхности металла в черновой группе клеток непрерывного широкополосного стана 1680 комбината «Запорожсталь». На рис. 1 приведены расчётные данные об изменении температуры раската в линии «окалиноломатель дуо - черновые клетки - промежуточный роллганг»

при прямой прокатке слябов с размерами $168 \times 1250 \times 4700$ мм из стали 08пс. В расчёте задавались реальные условия деформации в клетях и исходное температурное поле сляба в соответствии с данными работы /10/. На рисунке (см. рис. 1.) вдоль оси ординат отложено текущее время процесса, моменты прохождения расчётным вертикально-поперечным сечением раската рабочих клеток указано штрихпунктирными линиями.

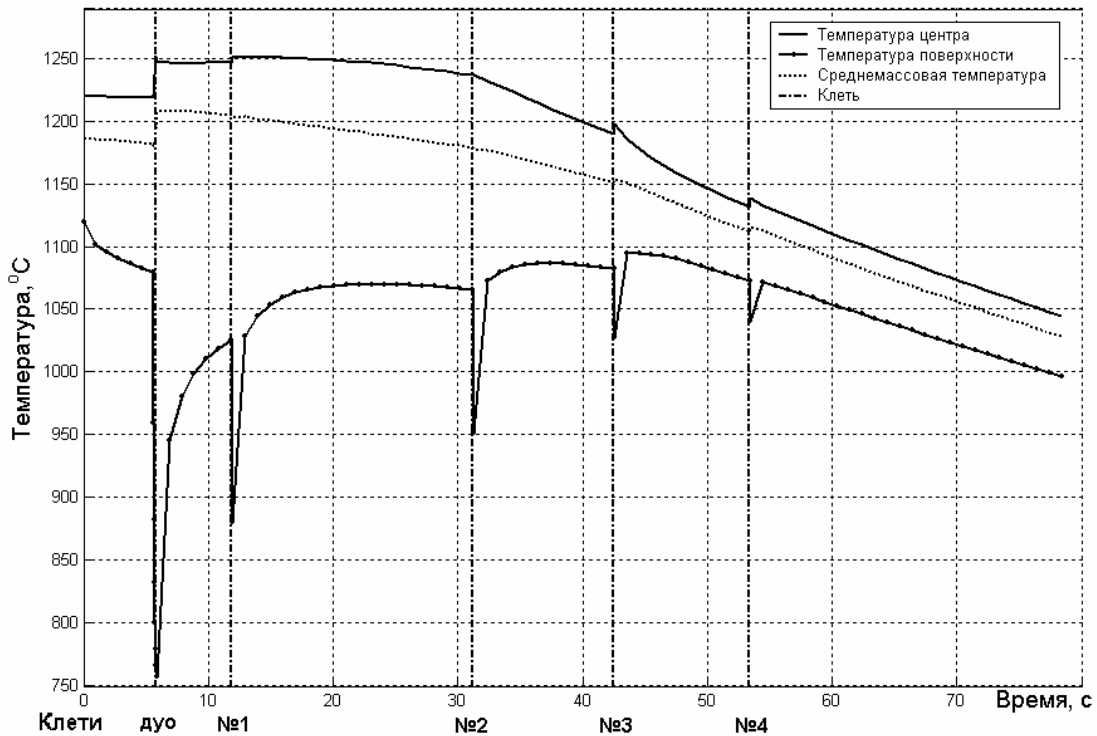


Рис. 1. Температурный режим прямой прокатки на непрерывном широкополосном стане 1680

Из рис.1 видно, что при прямой прокатке в черновой группе клеток стана происходит постепенное снижение среднemasсовой температуры сляба, с небольшим (до $5 \dots 20$ °C) разогревом металла в клетях при пластической деформации. В то же время, температура поверхности раската в линии стана существенно изменяется: понижается при контакте с валками, охлаждающем воздействии гидросбива и вновь повышается из-за притока теплоты из глубинных слоёв раската при прохождении межклетьевых промежутков. Необходимо отметить, что, резкое изменение температуры металла происходит в небольшом приповерхностном слое раската ($5 \dots 20$ мм), в то время как глубинные слои мало изменяют свою температуру. На рис. 2 и 3 показано харак-

терное распределение температуры по сечению раската перед и за четвёртой клетью стана.

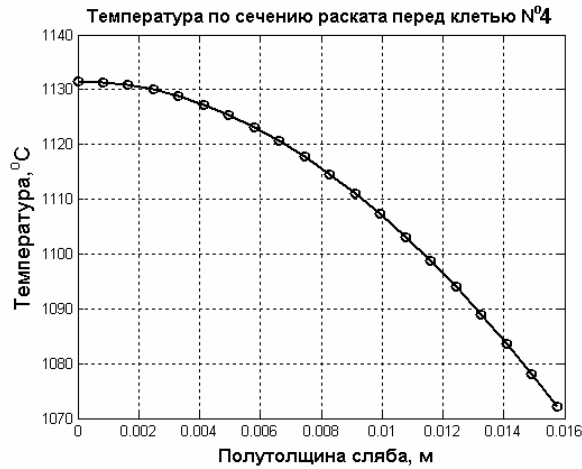


Рис. 2. Распределение температуры по сечению раската перед клетью № 4



Рис. 2. Распределение температуры по сечению раската за клетью № 3

Сопоставление результатов расчёта с экспериментальными данными показало, что значение температуры поверхности раската в клетях черновой группы соответствуют реальным условиям производства. Расчётная температура поверхности раската за клетью № 4 отличается от измеряемой стационарным пирометром не более чем на 1,5...2,0%. Таким образом, разработанная математическая модель адекватно описывает протекающие процессы и может использоваться для расчёта силовых условий прокатки слябов с неоднородными свойствами по толщине и совершенствования режимов деформации.

Список литературы

1. Сафьян М.М., Молчанов А.И., Солтан А.С., Яланский В.П., Мовшович В.С., Тилик В.Т., Коваль С.Н. Исследование и разработка математической модели условий транспортирования слябов к НШПС 1680 при прямой прокатке. Сообщение 1// Теория и практика металлургии.- 1999.- №2.- с.25-28
2. Музалевский О.Г., Бурдин В.М., Кирюхин В.И., Бухвостов Г.И., Воронин Н.И., Аравина Л.В. Расчёт параметров прокатки на непрерывных широкополосных станах с помощью ЭВМ// Сталь.- 1970.- №3.- с.246-250
3. Луговской В.М. Алгоритмы систем автоматизации листовых станов. М.: Металлургия, 1974. -320 с.
4. Сафьян М.М. Прокатка широкополосной стали. М.: Металлургия, 1969. -460 с.
5. Ткалич К.Н., Гончаров Н.В., Бриттов Н.А. Изменение температурного поля сляба в процессе прокатки// Сталь.- 1974.- №1.- с.52-55
6. Коновалов Ю.В., Остапенко А.Л., Пономарёв В.И. Расчёт параметров листовой прокатки. Справочник. М.: Металлургия, 1986. -430 с.
7. Полухин П.И., Заугольников Д.И., Тылкин М.А. и др. Качество листа и режимы непрерывной прокатки. Алма-Ата: Наука, 1974. -399 с.
8. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Высшая школа, 1967. -599 с.
9. Иванцов Г.П. К теории теплообмена прокатных валков и Раскаленного металла//ЖТФ.- 1937.- т.VII.- вып. 10.- с.1114-1125.
10. Сафьян М.М., Молчанов А.И., Солтан А.С., Штехно О.Н., Мовшович В.С., Тилик В.Т., Коваль С.Н. Расчёт температурного состояния транзитных слябов перед деформацией на непрерывном широкополосном стане горячей прокатки// Металлургическая и горнорудная промышленность.- 1999.- №1.- с.23-25.

Рукопись поступила 31. 03. 04.