



The calculation methods of the temperature field of the breakdown, being rolled in lines of the modern high-speed wire mill, is developed on the basis of solving of problem of the contact exchange of hot metal with cold rollers.

С. М. ЖУЧКОВ, Институт черной металлургии НАН Украины,  
В. А. МАТОЧКИН, РУП «БМЗ»,  
А. А. ГОРБАНЕВ, Институт черной металлургии НАН Украины,  
И. В. КОШЕЛЕВ, ОАО «Миттал Стил», Кривой Рог

УДК 621.771.25.06М:658.26.004.18

## МЕТОДИКА РАСЧЕТА ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ РАСКАТА В ЛИНИИ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ПРОВОЛОЧНОГО СТАНА

Высокие требования к качеству проката могут быть выполнены только при условии поддержания температуры прокатки в заданных пределах, начиная от температуры нагрева заготовок и заканчивая температурой конца прокатки. В теории теплопроводности решение задач как при стационарном, так и при нестационарном режиме сводится к составлению уравнения, выражающего изменение температуры в любой точке нагреваемого или охлаждаемого тела в зависимости от времени. Такое уравнение получают, пользуясь методами математической физики, которая рассматривает протекание процесса не во всем изучаемом пространстве, а в элементарном объеме в течение бесконечно малого отрезка времени. В результате получается дифференциальное уравнение, устанавливающее взаимосвязи координат и всех физических величин, участвующих в процессе. Интегрируя дифференциальное уравнение, получаем аналитическую зависимость между величинами для всей области интегрирования и всего рассматриваемого промежутка времени [1–4].

Решение задачи контактного обмена горячего металла с холодными валками сводится к нахождению зависимости вида

$$T = \varphi(x, y, z, \tau), \quad (1)$$

где  $T$  – температура тела в точке с координатами  $x$ ,  $y$  и  $z$  в момент времени  $\tau$ .

Уравнение (1) – математическая запись нестационарного температурного поля, которое определяется решением дифференциального уравнения теплопроводности [5]:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = a \nabla^2 T,$$

где  $a$  – коэффициент температуропроводности ( $a = \frac{\lambda}{C\rho}$ );  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности;  $C$  – удельная теплоемкость;  $\rho$  – плотность;  $\nabla^2$  – оператор Лапласа.

Если внутри тела имеется источник тепла, то уравнение теплопроводности принимает вид

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \nabla^2 T + \frac{w}{C\rho}, \quad (2)$$

где  $w$  – удельная мощность внутреннего источника тепла.

Левая часть уравнения (2) характеризует скорость изменения температуры искомой точки тела во времени, правая часть – распределение температуры вблизи этой точки.

Пространственное распределение температуры в уравнении (2) характеризуется через вторые производные. При одномерном процессе это уравнение приобретает вид

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{w}{C\rho}. \quad (3)$$

Производная  $\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right)$  определяет интенсивность изменения первой производной от температуры по направлению оси  $x$ .

В [1] показано, что при  $P_e > 10$  без большой погрешности распределение тепла можно учитывать только в направлении, нормальном к поверхности соприкасающихся тел. Здесь  $P_e$  – число Пекле:

$$P_e = \frac{v\ell}{\alpha}, \text{ где } v \text{ – скорость прокатки; } \ell \text{ – длина очага деформации; } \alpha \text{ – коэффициент теплоотдачи.}$$

При прокатке в клетях проволочного стана  $P_e > 700$ , что позволяет перейти от рассмотрения объемной тепловой задачи к решению дифференциального уравнения теплопроводности для одномерного температурного поля [6], т.е. уравнение Фурье для рассматриваемых случаев прокатки можно записать в виде уравнения (3).

Задача контактного теплообмена горячего металла с валками для различных случаев прокатки решалась многими авторами, при этом принимались различные граничные условия. Обычно при решении этих задач принимаются граничные условия третьего или четвертого рода [6]. При граничных условиях третьего рода валок в тепловом отношении отождествляется с охлаждающей средой, взаимодействующей с раскатом по закону Ньютона:

$$q = \alpha(T_n - T_c), \quad (4)$$

где  $q$  – тепловой поток от нагретого тела к охлаждающей среде;  $T_n$ ,  $T_c$  – соответственно температура охлаждаемой поверхности и охлаждаемой среды;  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи.

Решения при условии (4) получены П.И. Полухиным, Н.И. Яловым, Н.Ю. Тайцем, В.И. Губинским, В.А. Жучиным и Я.С. Шварцбартом [6–9] и др. Данные решения получены для интегральной оценки теплосодержания во время деформации и дают хорошее совпадение с экспериментальными данными при расчете энергосиловых параметров, уширения и других параметров, когда не требуется знание температуры в каждой точке сечения раската. При прокатке на высокоскоростных проволочных станах возможны переохлаждение поверхности раската и появление поверхностных дефектов, а также перегрев центральных слоев, что может привести к расплавлению легкоплавких эвтектик, появлению внутренних дефектов и даже разрушению раската при прокатке в непрерывных группах стана, расположенных до чистового блока, особенно при деформации высоколегированных сталей и сплавов (жаропрочных, быстрорежущих, химически стойких и др.) [10].

Более точная формулировка температурной задачи контактного теплообмена требует принятия граничных условий четвертого рода, заключающихся в равенстве температур соприкасающихся поверхностей и тепловых потоков, проходящих через эти поверхности [11]:

$$T_{(o,\tau)п} = T_{(o,\tau)в}, \quad (5)$$

$$-\lambda \frac{\partial T_{(o,\tau)п}}{\partial x} = -\lambda \frac{\partial T_{(o,\tau)в}}{\partial x}, \quad (6)$$

где  $T_{(o,\tau)}$  – температура поверхности ( $x=0$ ) в любой момент времени  $\tau$ ;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности; п, в – индексы, относящиеся к полосе и валку.

К наиболее ранним решениям задачи контактного теплообмена прокатываемой полосы с валками при граничных условиях четвертого рода относятся решения, полученные Г.П. Иванцовым [12], однако они не учитывают выделение тепла пластической деформации и тепла трения на контактной

поверхности. Влияние слоя окалины на поверхности металла учитывалось коэффициентом  $K = \frac{\lambda_{ок}}{S_{ок}}$ , где

$\lambda_{ок}$  – коэффициент теплопроводности окалины;  $S_{ок}$  – толщина слоя окалины.

В работе С.И. Булата [13] учитывается действие положительных источников тепла в раскате – тепло пластической деформации и внешнего трения, однако не учтено влияние на теплообмен оксидной пленки на поверхности контакта металла с валками, влияние которой возрастает с уменьшением времени деформации [14], т.е. принят идеальный контакт металла с валками. В работе П.И. Полухина, В.А. Николаева, В.П. Полухина и др. [15] приведены теоретические решения, учитывающие выделение тепла пластической деформации и наличие на граничной поверхности металл–валок слоя окалины, в то же время они не учитывают влияния тепла контактного трения на температурное поле раската.

В работах Н.Ю. Тайца, В.И. Губинского и др. [7, 8, 15, 16] приведены решения, учитывающие

наличие слоя окалины с помощью коэффициента  $K = \frac{\lambda_{ок}}{S_{ок}}$ , при этом в ряде случаев толщиной слоя окалины задаются [7, 15].

При выводе аналитических зависимостей для определения температуры раската при прокатке, как правило, предполагают наличие равномерного температурного поля по сечению раската в момент начала деформации в клетях, что зависит от интенсивности процесса выравнивания температуры по сечению раската, которая определяется длиной межклетьевого промежутка, площадью поперечного сечения и скоростью перемещения раската. Принятие допущения о равномерности поля для условий деформации металла в клетях современного высокоскоростного проволочного стана не всегда справедливо, а при прокатке в чистовом блоке не соблюдается во всех клетях блока. Иногда построение теплодеформационной модели производят путем усредненной по площади поперечного сечения температуры металла [9]. В работах [7, 8, 16] определяются средняя по сечению температура раската на выходе из клетей стана и по длине межклетьевых промежутков и средняя температура поверхности, а коэффициенты теплоотдачи от металла к валкам и в окружающую среду через слой окалины принимаются в достаточной степени произвольно, т.е. данная методика не позволяет рассчитать изменение температурного поля по длине очагов деформации и межклетьевых промежутков и учесть неравномерность температуры на входе в клетку непрерывного стана и на выходе из клетки, что увеличивает погрешность расчета температурного поля при высокоскоростной деформации металла, особенно при прокатке в высокоскоростных чистовых блоках.

Учитывая отмеченные недостатки существующих методик расчета температурного поля при горячей прокатке и используя сложившиеся подходы к математическому описанию тепловых процессов, Д.А. Деркачем впервые выполнено моделирование и дан анализ теплового процесса высокоскоростной деформации с учетом особенностей этого процесса [17–19]. Достоинством разработанной математической модели является возможность определения изменения температурного поля по длине высокоскоростного проволочного блока в любом сечении очагов деформации и межклетьевых промежутков. К недостаткам следует отнести то, что модель не учитывает влияния массовых сил на параметры прокатки и в первую очередь на тепло пластической деформации и внешнего трения, усилия прокатки и мощности пластической деформации, и мощность прокатки. Не учтены также особенности изменения сопротивления деформации по клетям блока, имеются неточности в определении толщины слоя окалины по длине блока. Не рассмотрены вопросы влияния принудительного водяного охлаждения с помощью турбулентных вставок, устанавливаемых в четных межклетьевых промежутках блоков последних поколений. Поэтому данная модель применима для расчетов теплового режима прокатки при скоростях до 70 м/с. Не рассмотрены также вопросы изменения температурного поля раската при прокатке в непрерывных группах клетей, расположенных перед блоком высокоскоростного современного проволочного стана с типовой схемой расположения оборудования.

Для расчета рациональных режимов прокатки, обеспечивающих стабильность процесса и высокое качество конечной продукции, и выбора схемы расположения и состава оборудования проволочного стана, рассчитанного на прокатку со скоростью 100–150 м/с, необходима разработка температурно-деформационной модели, учитывающей особенности процесса прокатки во всех непрерывных группах стана, включая чистовые блоки клетей. Такая модель должна давать возможность определить изменение температурного поля раската по всей длине стана, оценить влияние различных факторов на параметры процесса и температуру конца прокатки, определяющую с двухстадийным охлаждением на линии Стелмор структуру и механические свойства катанки из углеродистых и легированных сталей, а также выбрать рациональные регулирующие воздействия на температурно-деформационные режимы прокатки в непрерывных группах и чистовом блоке для управления качеством конечного продукта.

Аналогично работам [17–19] представим прокатываемый раскат цилиндром бесконечной длины, окруженным тонким слоем воздушной окалины (рис. 1). При использовании калибров ребровой овал-круг, а также прямоугольных калибров, применяемых в первых клетях черновой группы, рассчитываются эквивалентный диаметр и отношения контактной площади к объему металла в очаге деформации по методике, приведенной в работе [16]. Охлаждение цилиндра и тонкой оболочки окалины в валках происходит теплопроводностью. Выделение тепла отождествляем с действием равномерно распределенного положительного объемного источника тепла мощностью  $W_g$ , а выделение на граничной поверхности тепла контактного трения – с действием плоского источника тепла  $q_{тр}$ . Пространственное и временное распределение температур в металле и валке, разделенных тонким слоем окалины, описывается системой дифференциальных уравнений теплопроводности. Прокатный валок в тепловом отношении отождествляется с полуограниченным телом, тонкую оболочку окалины считаем плоской. Для определения температурного поля раската в соответствии с условиями сформулированной задачи необходимо решить систему дифференциальных уравнений теплопроводности для раската, слоя окалины и валка:

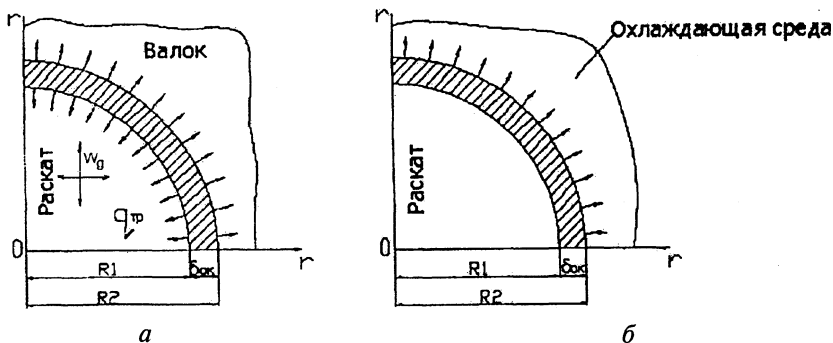


Рис. 1. Схема действия факторов, влияющих на температурное поле раската в клетях (а) и межклетевых промежутках (б)

$$\left. \begin{aligned} T_{p(r,\tau)} &= a_p \left( \frac{\partial^2 T_{p(r,\tau)}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{T_{p(r,\tau)}}{\partial r} \right) + \frac{W_g}{C_p \gamma_p} \text{ при } 0 \leq r \leq R_1, \\ \frac{\partial T_{ок(r,\tau)}}{\partial \tau} &= a_{ок} \frac{\partial^2 T_{p(r,\tau)}}{\partial r^2} \text{ при } R_1 \leq r \leq R_2, \\ \frac{\partial T_{в(r,\tau)}}{\partial \tau} &= a_v \frac{\partial^2 T_{в(r,\tau)}}{\partial r^2} \text{ при } R_2 \leq r \leq \infty, \end{aligned} \right\} \quad (I)$$

где  $a_p$ ,  $a_{ок}$ ,  $a_v$  – коэффициенты теплопроводности для раската, слоя окалины и вала.

Для решения системы (I), характеризующей теплообмен при деформации металла в валах, приняты следующие граничные условия:

- в момент входа в  $i$ -ю клеть непрерывной группы или блока раскат имеет заданное радиальное распределение температур, определяемое деформацией в предшествующих клетях и теплообменом в межклетевых промежутках:

$$T_{p(r,\tau)} = \Phi_{(r,o)i}, \quad (7)$$

где вид функции  $\Phi_{(r,o)}$  определяется решением системы дифференциальных уравнений (I) для всех предыдущих клетей и межклетевых промежутков;

- валок в момент начала контакта с металлом имеет в радиальном направлении равномерное распределение температуры

$$T_{в(r,o)} = T_{в,o}; \quad (8)$$

- теплообмен между металлом и окалиной, окалиной и валком происходит при граничных условиях четвертого рода

$$q_{тр} - \lambda_p \frac{\partial T_{p(R_1,\tau)}}{\partial r} = -\lambda_{ок} \frac{\partial T_{ок(R_1,\tau)}}{\partial \tau}, \quad (9)$$

$$\lambda_{ок} \frac{\partial T_{ок(R_2,\tau)}}{\partial r} = -\lambda_v \frac{\partial T_{в(R_2,\tau)}}{\partial \tau}, \quad (10)$$

где  $\lambda_p$ ,  $\lambda_{ок}$  и  $\lambda_v$  – коэффициенты теплопроводности металла, окалины и вала;

- температуры поверхностей контактирующих тел одинаковы

$$T_{p(R_1,\tau)} = T_{ок(R_1,\tau)}, \quad (11)$$

$$T_{ок(R_2,\tau)} = T_{в(R_2,\tau)}; \quad (12)$$

- раскат и валок имеют симметричные температурные поля

$$\frac{\partial T_{p(o,r)}}{\partial r} = 0, \quad (13)$$

$$\frac{\partial T_{в(+\infty, r)}}{\partial r} = 0. \quad (14)$$

Для определения температурного поля раската в  $i$ -й паузе между проходами  $i$  и  $i+1$  решаем совместно два первых уравнения системы (I) при следующих граничных условиях [17]:

металл и покрывающий его слой воздушной окалины в начальный момент времени имеют заданное радиальное распределение температур

$$T_{p(r,0)} = \varphi_{(r,0)i}, \quad (15)$$

где функция  $\varphi_{(r,0)i}$  описывает температурное поле цилиндра в сечении выхода из валков  $i$ -й клетки

$$\varphi_{(r,0)i} = \Phi_{(r,\tau_g)i}, \quad (16)$$

где  $\tau_g$  — время деформации в  $i$ -й клетки;

теплообмен между цилиндром и оболочкой окалины происходит теплопроводностью, между оболочкой и окружающей средой имеет место контактный теплообмен по закону Ньютона с коэффициентом теплоотдачи  $\alpha$ :

$$-\lambda_p \frac{\partial T_{p(R_1,\tau)}}{\partial r} = -\lambda_{ок} \frac{\partial T_{ок(R_1,\tau)}}{\partial \tau}, \quad (17)$$

$$T_{p(R_1,\tau)} = T_{ок(R_1,\tau)}, \quad (18)$$

$$-\lambda_{ок} \frac{\partial T_{ок(R_2,\tau)}}{\partial r} + \alpha [T_c - T_{ок(R_2,\tau)}] = 0; \quad (19)$$

в паузах между проходами раскат имеет симметричное температурное поле

$$\frac{\partial T_{p(0,\tau)}}{\partial r} = 0. \quad (20)$$

Решение системы дифференциальных уравнений теплопроводности с учетом начальных и граничных условий выполнено конечно-разностным способом по неявной схеме с последующим решением на ПЭВМ методом прогонки с неравномерной сеткой.

В отличие от известных решений, учитывающих наличие на поверхности раската слоя окалины

с помощью отношения  $\frac{\lambda_{ок}}{\delta_{ок}}$ , в системе (I) влияние окалины учитывается с помощью второго дифференциального уравнения, что методически более правильно, так как дает возможность по известным теплотехническим свойствам металла, окалины и валка проанализировать влияние окалины на процесс теплообмена и исключить из расчетов неизвестный коэффициент теплоотдачи от металла к валку через слой окалины, а также получить значения температуры на поверхностях раздела металл-окалина и окалина-валок.

Современные проволочные станы оборудованы установками гидросбива окалины струями воды высокого давления, поэтому температура поверхности заготовок на входе в первую клетку стана примерно на 150 °С меньше, чем центра заготовок. Эту неравномерность температурного поля заготовки следует учитывать при расчетах температурно-деформационных режимов прокатки в черновой группе стана.

При прокатке на металле образуется тонкий слой воздушной окалины, представляющей собой вюстит, обладающий высокой пластичностью и адгезионной способностью. При прокатке толщина слоя окалины уменьшается пропорционально вытяжке в клетки. При изменении направления обжатия или после кантовки раската окалина отпадает, а при прохождении раскатом межклетьевых промежутков вновь образуется, толщина слоя в основном определяется временем и температурой раската, а также маркой стали [20].

Исследования поверхности образцов из стали 80, отобранных до и после блока и охлажденных до 20 °С в очищенном от влаги нейтральном газе, показали, что перед чистовым блоком толщина слоя воздушной окалины при прокатке высокоуглеродистых сталей составляет 8–10 мкм, а после блока — 2,5–3,0 мкм. В процессе прокатки в блоке поперечная площадь слоя окалины уменьшается

пропорционально вытяжке, а толщина слоя рассчитывается по уравнению  $\delta_i = \frac{\delta_{i-1}}{\sqrt{\mu_i}}$ .

Теплофизические свойства контактирующих тел определяются по справочным данным [21–23].

При прокатке в непрерывных группах клетей, расположенных перед чистовым блоком, и при отсутствии между группами устройств принудительного водяного охлаждения или подогревательных устройств коэффициенты теплоотдачи в межклетевых промежутках, входящие в уравнение (19), рассчитываются по известным методикам как суммы коэффициентов теплоотдачи лучеиспусканием и конвекцией ( $\alpha_n$  и  $\alpha_k$ ), при этом, чем дальше промежуток от первой клетки, тем больше потеря тепла конвекцией в связи с увеличением скорости раската.

Для решения системы дифференциальных уравнений (1) необходимо иметь зависимости параметров прокатки от различных факторов. Такие зависимости получены для условия трения на контактной поверхности по Зибелю и замене дуги захвата хордой. Условие трения по Зибелю выражается в виде  $\tau_x = f' \sigma_s$ , где  $\tau_x$  – удельная сила трения;  $f'$  – показатель сил трения;  $\sigma_s$  – сопротивление деформации металла с учетом среднего главного нормального напряжения, определяется как:  $\sigma_s = \sigma_{s0} K_r K_\epsilon K_u$  по графикам, приведенным в работе [24]. Здесь  $\sigma_{s0}$  – базовое значение сопротивления деформации, коэффициенты  $K_r, K_\epsilon, K_u$  определяют зависимость  $\sigma_s$  от температуры, степени и скорости деформации.

Средний показатель сил трения в очаге деформации  $f'$  рассчитывается как:  $f' = f \frac{P_{cp}}{\sigma_s}$ , где  $f$  – коэффициент трения на контактной поверхности, определяется по уточненной формуле Эжелунда в зависимости от температуры прокатки, материала и состояния поверхности валков, химического состава прокатываемой стали и скорости прокатки [25];  $\frac{P_{cp}}{\sigma_s}$  – средний в очаге деформации коэффициент напряженного состояния.

Параметры прокатки в клетях черновой и промежуточных групп стана, необходимые для расчета температурного поля раската, определяются следующим образом. На современных проволочных станах клетки черновой и промежуточных групп имеют индивидуальные приводы, регулировкой частоты вращения которых достигается режим свободной прокатки. Поэтому при выводе формул для расчета параметров прокатки в клетях этих групп влияние продольных усилий в раскате между клетями и группами не учитывалось.

Средний коэффициент напряженного состояния в  $i$ -й клетке черновой и промежуточных групп определяется как:

$$\frac{P_{cpi}}{\sigma_{Si}} = \frac{F_{ni}}{\Delta F_i} \left[ (1 + \delta_i) \ln \frac{F_{ni}}{F_{li}} + (\delta_i - 1) \ln \frac{F_{ni}}{F_{oi}} + \delta_i \left( \frac{F_{oi}}{F_{ni}} + \frac{F_{li}}{F_{ni}} - 2 \right) \right], \quad (21)$$

где  $F_{oi}, F_{li}, \Delta F_i$  – начальная, конечная и обжимаемая площади поперечного сечения раската в  $i$ -й клетке;  $\delta_i = \frac{f'}{\alpha_i}$ ;  $\alpha_i$  – угол захвата при деформации металла в  $i$ -й клетке;  $F_{ni}$  – площадь раската в нейтральном сечении  $i$ -й клетки:

$$F_{ni} = F_{li} \mu_i, \quad (22)$$

где  $\mu_i$  – коэффициент вытяжки в  $i$ -й клетке.

Мощность тепла деформации (постоянного источника тепла) в  $i$ -й клетке рассчитывается по уравнению

$$W_{gi} = \frac{\sigma_{Si} \ln \frac{H_i}{h_i}}{\tau_i}, \quad (23)$$

где  $H_i$  и  $h_i$  – приведенная высота раската на входе и выходе металла из  $i$ -й клетки;  $\tau_i$  – время деформации в  $i$ -й клетке.

Плотность теплового потока от действия контактных сил трения определяется по разности работ прокатки и деформации:

$$q_{tpi} = \left( \frac{P_{cpi}}{\sigma_{Si}} - 1 \right) \frac{A_{gi}}{S_{ki} \tau_i}, \quad (24)$$

где  $S_{ki}$  – контактная площадь;  $A_{gi}$  – работа деформации в  $i$ -й клетке:

$$A_{gi} = \sigma_{Si} V_{gi} \ell n \frac{H_i}{h_i}, \quad (25)$$

где  $V_{gi}$  – объем металла в очаге деформации  $i$ -й клетки.

При расчете температурного поля раската при прокатке в чистовых и редуционно-калибрующих блоках современных проволочных станах необходимо учитывать влияние массовых (инерционных) сил, продольные усилия в раскате между клетями и характер изменения сопротивления деформации металла при увеличении скорости прокатки.

Рассматривая процесс прокатки катанки в блоках чистовых клетей современных проволочных станов, В. Швенцфайер делает вывод о необходимости учета массовых сил при скоростях прокатки 60 м/с, т.е. при скоростях, которые давно достигнуты на проволочных станах. Массовые силы, необходимые для создания ускорения металла в очаге деформации при увеличении скорости от  $V_{\Delta}$  на входе до  $V_i$  на выходе металла из клетки, при прокатке в чистовых современных блоках достигают большой величины и оказывают влияние на все параметры процесса прокатки. В. Швенцфайером показано, что при прокатке со скоростью 100 м/с, которая уже достигнута на современных проволочных станах, ускорение в последних клетях блока составляет 120 000 м/с<sup>2</sup>, т.е. более чем в 10 000 раз превышает ускорение при свободном падении тела [26–28]. Для создания такого ускорения требуются дополнительные затраты энергии на деформацию металла. Методика расчета массовых сил при высокоскоростной прокатке приведена в работах [29, 30]. Показано, что массовые силы возрастают по ходу прокатки, достигая наибольших значений в последних клетях чистовых блоков.

Второй особенностью процесса прокатки в высокоскоростных блоках является наличие межклетевых усилий в раскате. Процесс прокатки в блоках стараются вести с небольшим натяжением, не допуская усилий подпора в раскате, которые могут приводить к нарушению продольной устойчивости раската и созданию аварийных ситуаций. Влияние натяжения также необходимо учитывать при расчете параметров прокатки в блоках.

В работах С.М. Жучкова, А.А. Горбанева, В.А. Тищенко и др. получены уравнения для расчета энергосиловых, деформационных и скоростных параметров при прокатке в высокоскоростных чистовых блоках с учетом массовых сил и межклетевых продольных усилий [31–34].

Коэффициент напряженного состояния в очаге деформации  $i$ -й клетки чистового высокоскоростного блока рассчитывается по уравнению

$$\begin{aligned} \frac{P_{cpi}}{\sigma_{Si}} = \frac{F_{ni}}{\Delta F_i} \left[ (1 + \delta_i) \ell n \frac{F_{ni}}{F_{li}} + (\delta_i - 1) \ell n \frac{F_{ni}}{F_{oi}} + \delta_i \left( \frac{F_{oi}}{F_{ni}} + \frac{F_{li}}{F_{ni}} - 2 \right) \right] - \\ - \frac{F_{ni}}{\Delta F_i} \left[ \Psi_{oi} \left( \frac{F_{oi}}{F_{ni}} - 1 \right) + \Psi_{li} \left( 1 - \frac{F_{li}}{F_{ni}} \right) \right] - \frac{0,5\rho V_{li}^2}{\sigma_{Si}} \frac{F_{li}}{\Delta F_i} \left[ 2 \left( \frac{\mu_i - 1}{\mu_i} \right) - \frac{F_{ni}}{F_{li}} \left( 1 - \frac{1}{\mu_i^2} \right) \right], \end{aligned} \quad (26)$$

где  $\Psi_{oi} = \frac{\sigma_{oi}}{\sigma_{Si}}$ ;  $\Psi_{li} = \frac{\sigma_{li}}{\sigma_{Si}}$ ;  $\sigma_{oi}$  и  $\sigma_{li}$  – заднее и переднее удельные натяжения;  $\mu_i$  – коэффициент вытяжки в  $i$ -й клетке;  $V_{li}$  – скорость прокатки в  $i$ -й клетке;  $\rho$  – плотность металла.

Положение нейтрального сечения определяется следующим образом:

$$\frac{F_{ni}}{F_{li}} = \mu_i^{\frac{\delta_i - 1}{2\delta_i}} \exp \left[ \frac{\Psi_{li} - \Psi_{oi} - \frac{0,5\rho V_{li}^2}{2\delta_i \sigma_{Si}} \left( 1 - \frac{1}{\mu_i^2} \right)}{2\delta_i} \right]. \quad (27)$$

Мощность тепла деформации в  $i$ -й клетке блока рассчитывается по уравнению:

$$W_{gi} = (1 + K_{AMi}) \frac{\sigma_{Si} \ell n \frac{H_i}{h_i}}{\tau_i}, \quad (28)$$

где  $K_{AMi}$  – коэффициент работы массовых сил при прокатке в  $i$ -й клетке блока, равный:

$$K_{AMi} = \frac{\rho}{\sigma_{Si}} \left( \frac{\frac{H_i}{h_i} + 1}{2 \frac{H_i}{h_i}} \right) V_{li}^2. \quad (29)$$

Работа деформации с учетом массовых сил при прокатке в  $i$ -й клетки блока равна

$$A_{gi} = (1 + K_{AMi}) \sigma_{si} V_{gi} \ln \frac{H_i}{h_i} \quad (30)$$

Мощность прокатки в  $i$ -й клетки блока равна

$$N_{pi} = P_{срi} F_{li} V_{li} \ln \mu_i + \sigma_{si} F_{li} V_{vi} (\psi_{oi} - \psi_{li}) (1 + S_i) + \rho F_{li} \left( \frac{\mu_i + 1}{2\mu_i} \right) V_{li}^3 \ln \mu_i, \quad (31)$$

где  $V_{vi}$  – скорость вращения валков  $i$ -й клетки блока;  $S_i$  – опережение металла при прокатке в  $i$ -й клетки блока.

Как видно из уравнений (29)–(31), с увеличением скорости прокатки существенно возрастает влияние динамического эффекта – работа на преодоление массовых сил возрастает пропорционально квадрату, а мощность прокатки – пропорционально кубу скорости прокатки.

Плотность теплового потока от действия контактных сил трения определяется по уравнению (24), где работа деформации с учетом массовых сил рассчитывается по уравнению (30), а при расчете работы прокатки используется формула (26).

На рис. 2 и 3 показано влияние скорости прокатки на мощность тепла пластической деформации и плотность теплового потока, рассчитанные с учетом и без учета массовых сил при прокатке в чистовом блоке стана 150 РУП «БМЗ». Этот блок является блоком стандартного типа, степень деформации принята равной  $\epsilon=0,38$ , температура металла на входе в блок 1000 °С, марка стали – Ст80. Как показали расчеты, работа на преодоление массовых сил в последней клетки чистового блока стана 150 РУП «БМЗ» составляет около 40% от работы, затраченной на деформацию металла, что необходимо учитывать при расчете теплообмена в клетях блока.

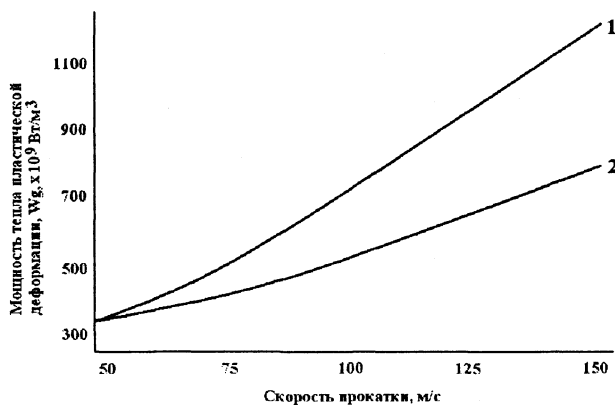


Рис. 2. Влияние скорости прокатки на мощность тепла пластической деформации при прокатке катанки диаметром 6,5 мм из стали 80 в чистовом блоке стана 150 РУП «БМЗ»: 1 – с учетом массовых сил; 2 – без учета массовых сил

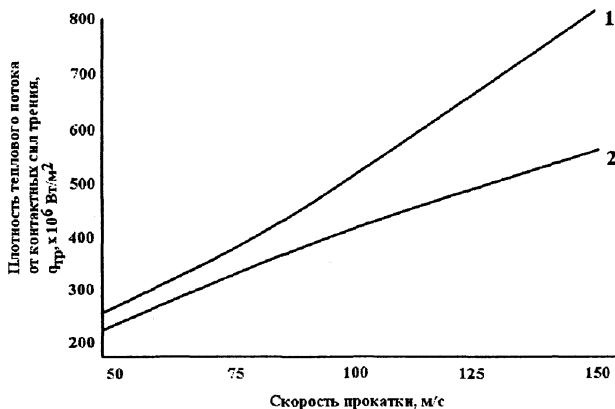


Рис. 3. Влияние скорости прокатки на плотность теплового потока от контактных сил трения при прокатке катанки диаметром 6,5 мм из стали 80 в чистовом блоке стана 150 РУП «БМЗ»: 1 – с учетом массовых сил; 2 – без учета массовых сил

При расчете температурного поля раската по длине современного высокоскоростного стана необходимо знать сопротивление деформации в клетях стана. При деформации металла в клетях черновой и промежуточных групп используют данные, полученные М.Я. Бровманом, В.И. Зюзиным, Я.С.Шварцбартом и другими при испытании образцов на кулачковых пластометрах. Полученные данные устанавливают зависимость сопротивления деформации от температуры, степени и скорости деформации и приведены в работе [24]. Скорость деформации изменялась в пределах  $10^{-2}$ – $10^2$  1/с.

На современных проволочных станах, например стана 150 РУП «БМЗ» при прокатке в чистовом блоке со скоростью 100 м/с скорость деформации увеличивается от 170 в первой клетки до 2000 1/с. Широкое распространение высокоскоростных станом потребовало уточнения зависимости  $\sigma_s = \Phi(u)$  для скоростей деформации  $u > 200$  1/с. Такие исследования были выполнены в Институте черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины (г. Днепропетровск). В связи с тем что проведение исследований на существующих конструкциях пластометров для достигнутых в высокоскоростных блоках скоростей невозможно, в основу был положен метод базисных давлений, впервые примененный В.Ф. Пушкаревым. Исследования выполнены на высокоскоростном стане с максимальной скоростью прокатки 80 м/с. Прокатывали образцы из углеродистых, подшипниковой и коррозионностойкой сталей с различными температурами, скоростями и степенями деформации [35].

Из полученных данных следует, что при увеличении скорости деформации до 200 1/с сопротивление деформации интенсивно возрастает, что свя-



зано с деформационным упрочнением (нарастанием плотности дислокации), эффект от которого значительно больше, чем эффект динамического разупрочнения (возврат, полигонизация, рекристаллизация). При увеличении скорости от 200 до 350 1/с сопротивление деформации повышается в меньшей степени, а при  $u > 350-400$  1/с сопротивление деформации с увеличением скорости остается постоянным или несколько снижается. Переход от одного участка к другому происходит при достижении критической скорости деформации (точки рекристаллизационного перегиба), зависящей от температуры прокатки, степени деформации и химического состава стали. В точке рекристаллизационного перегиба происходит лавинообразное образование новых зерен, эффекты упрочнения и разупрочнения выравниваются и второй участок кривой  $\sigma_s = \Phi(u)$  носит пологий характер.

Аналогичные данные получены К.Селларсом, А. Хензелем и В. Ленертом при прокатке образцов из ряда высоколегированных сталей на высокоскоростном стане Горной академии (г. Фрайберг, Германия) [25].

Указанный характер изменения сопротивления деформации в зависимости от скорости, существенно влияющий на температурное поле раската, был учтен при разработке математической модели теплообменных процессов, происходящих при деформации металла в клетях высокоскоростных блоков современных проволочных станов.

Натяжения между клетями чистового и редуционно-калибрующего блоков, входящие в расчетные уравнения теплообмена, определяются по методике, приведенной в работе [36].

Чистовой и редуционно-калибрующий блоки имеют общие электроприводы рабочих клетей. Из условия постоянства секундных объемов металла при прокатке в двух клетях блока, имеющих общий привод, можно записать

$$\frac{D_i i_{i+1}}{D_{i+1} i_i} \left[ (1 + S_{oi}) (\mu_{o(i+1)} + K_{\mu(i+1)}^n \sigma_{(i+1)-(i+2)} + K_{\mu(i+1)}^3 \sigma_{i-(i+1)}) + \mu_{o(i+1)} (K_{si}^n \sigma_{i-(i+1)} + K_{si}^3 \sigma_{(i-1)-i}) \right] = 1 + S_{o(i+1)} + K_{s(i+1)}^n \sigma_{(i+1)-(i+2)} + K_{s(i+1)}^3 \sigma_{i-(i+1)}, \quad (32)$$

где  $i_p, i_{i+1}$  – передаточные числа от общего электропривода к валкам клетей  $i$  и  $(i+1)$ ;  $S_{oi}$  и  $S_{o(i+1)}$  – опережение металла при свободной прокатке в клетях  $i$  и  $(i+1)$ ;  $\mu_{o(i+1)}$  – коэффициент вытяжки при свободной прокатке в клетях  $(i+1)$ ;  $D_p, D_{i+1}$  – катающие диаметры валков в клетях  $i$  и  $(i+1)$ ;  $\sigma_{(i-1)-i}, \sigma_{i-(i+1)}, \sigma_{(i+1)-(i+2)}$  – удельные натяжения в промежутках между клетями блока  $(i-1)-i, i-(i+1), (i+1)-(i+2)$ ;  $K_{si}^n$  и  $K_{si}^3$  – технологические коэффициенты влияния переднего и заднего удельных натяжений на опережение в клетях  $i$ ;  $K_{s(i+1)}^n$  и  $K_{s(i+1)}^3$  – технологические коэффициенты влияния переднего и заднего удельных натяжений на опережение в клетях  $(i+1)$ ;  $K_{\mu(i+1)}^n$  и  $K_{\mu(i+1)}^3$  – технологические коэффициенты влияния переднего и заднего удельных натяжений на коэффициент вытяжки в клетях  $(i+1)$ .

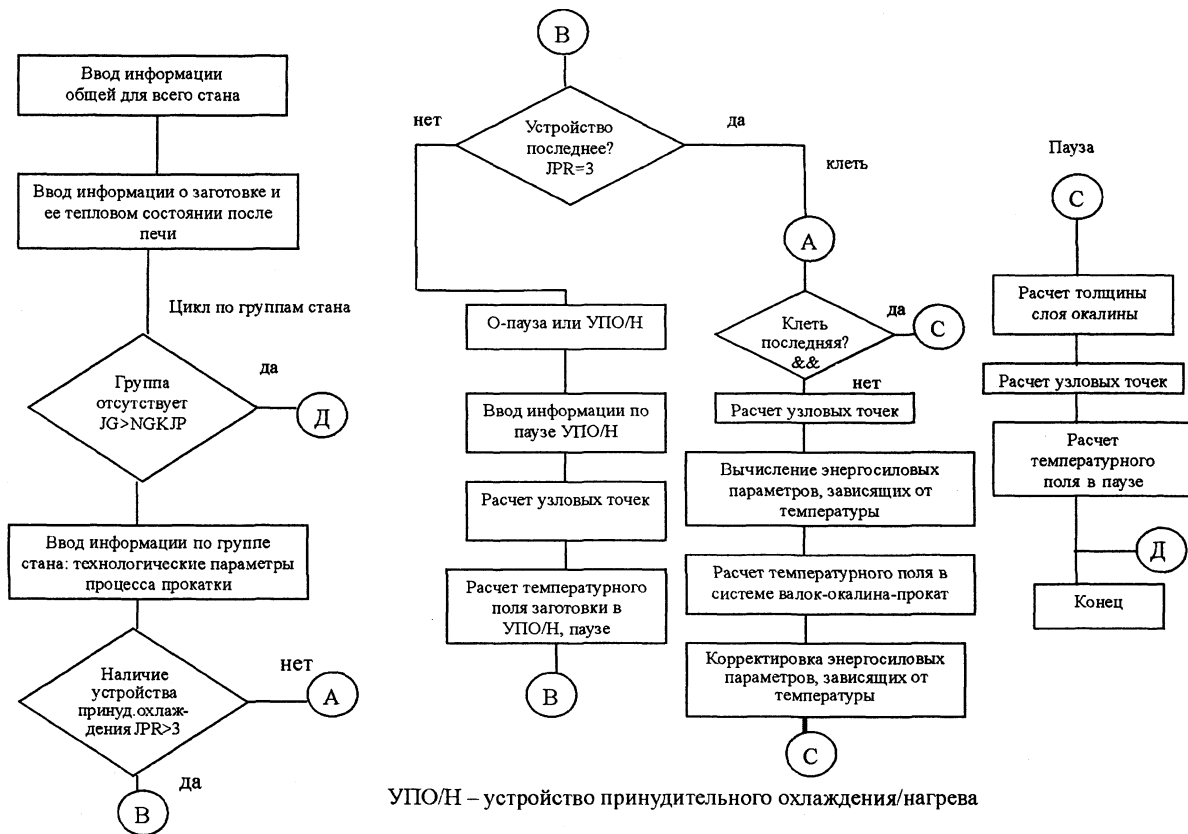
Технологические коэффициенты отражают количественную меру влияния натяжения на изменение параметров прокатки – опережения и вытяжки, принимаем прямолинейную зависимость  $S$  и  $\mu$  от удельного натяжения, что подтверждено экспериментальными данными А.П. Чекмарева, В.Н. Выдрана и др. Опережение при свободной прокатке  $S_o$  с учетом массовых сил рассчитывается по формулам, приведенным в работе [32], коэффициент вытяжки при свободной прокатке  $\mu_o$  в клетях блоков принимается по калибровке, катающие диаметры рассчитываются по методу приведенной полосы.

Составляя уравнения типа (32) для каждой пары клетей блоков 1 и 2, 2 и 3, 3 и 4 и т.д., получаем систему уравнений, решая которую определяем удельные натяжения во всех межклетевых промежутках чистового и редуционно-калибрующего блоков. Так, при прокатке катанки диаметром 5,5 мм используются все десять клетей чистового блока, поэтому система для расчета натяжений состоит из девяти уравнений, при прокатке катанки диаметром 8 мм используется восемь клетей и система состоит из семи уравнений и т.д. При прокатке в редуционно-калибрующем блоке система уравнений для расчета натяжений в межклетевых промежутках состоит из трех уравнений для всего размерного сортамента стана.

Программа реализации разработанной модели изменения температурного поля раската и параметров прокатки в линии современного высокоскоростного проволочного стана написана на языке Фортран-4, блок-схема программы приведена на рис. 4.

Физическая привязка модели осуществлена к геометрическим и деформационно-скоростным условиям прокатки, соответствующим действующей калибровке клетей непрерывных групп и чистового блока стана 150 Белорусского металлургического завода.

На рис. 5 показано экспериментальное распределение температур металла по длине стана 150 РУП «БМЗ». Измерения выполнены пирометром при устойчивой работе проволочного стана. Прокатывалась катанка диаметром 5,5 мм из кордовой стали 70 со скоростью 75 м/с, настройка стана соответствовала



УПО/Н – устройство принудительного охлаждения/нагрева

Рис. 4. Блок-схема расчета температурного поля раската и параметров прокатки в линии современного проволочного стана

таблице калибровки, режим нагрева заготовок в печи был постоянным. Каждая точка на рисунке соответствует среднеарифметическому значению, полученному при прокатке 30–40 заготовок. Среднеквадратическое отклонение измеренных в каждой точке температур не превышало 8 °С, коэффициент варианта находился в пределах 0,0089–0,017 [37].

Сравнение расчетных значений температур, полученных с помощью разработанной температурно-деформационной модели, с экспериментальными выполнено при отключенной установке гидросбива окалины. При расчетах принято равномерное распределение температуры по сечению заготовки на входе в стан,  $T_0=1000$  °С. Расстояние от установки принудительного водяного охлаждения, расположенной после второй промежуточной группы, до чистового блока составляет 25 м, охлаждаемый раскат имеет форму круга диаметром 17 мм при скорости движения 8 м/с. Время прохождения раскатом расстояния от секции водяного охлаждения до чистового блока более 3 с, т.е. достаточное для выравнивания температуры по сечению. Поэтому можно принять, что установка предварительного охлаждения понижает среднеинтегральную по сечению раската температуру на 20 °С, а распределение температуры по сечению раската на входе в блок можно принять равномерным. Сравнение расчетных и измеренных температур раската по длине стана показало, что разработанная модель дает удовлетворительную сходимость с измеренными температурами как качественно, так и количественно и может быть использована при расчете температурно-деформационных параметров прокатки в линиях современных проволочных станов. С помощью моделирования были определены температурно-деформационные и энергосиловые параметры прокатки на стане 150 при реконструкции мелкосортно-проволочного стана 320/150 с разделением его на два стана –

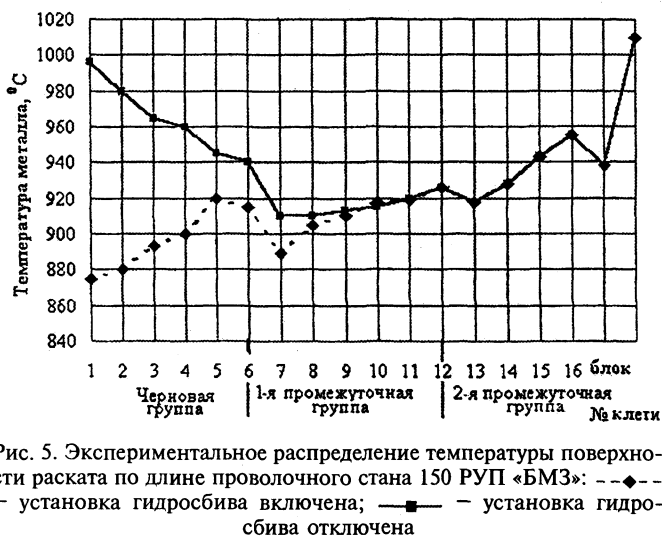


Рис. 5. Экспериментальное распределение температуры поверхности раската по длине проволочного стана 150 РУП «БМЗ»: ---◆--- установка гидросбива включена; —■— установка гидросбива отключена

мелкосортный 320 и проволочный 150, исследовано влияние различных факторов на параметры процесса, в том числе на температуру конца прокатки, показана необходимость дальнейшей модернизации стана 150 с установкой редуционно-калибрующего блока для повышения точности, улучшения структуры и механических свойств и расширения размерного и марочного сортамента стана. Модернизация стана 150 была осуществлена в 2006 г.

### Литература

1. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Высш. шк., 1967.
2. Гребер Г., Эрк С., Григуль У. Основы учения о теплообмене. М.: Изд-во иностр. лит., 1958.
3. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. М.: Энергия, 1977.
4. Прикладные задачи металлургической теплофизики / В.И. Тимошпольский, Н.М. Беляев, А.А. Рядко и др. Мн.: Наука и техника, 1991.
5. Flaха А., Spitel Т. Energiesparung beim Warmwalzen von Halbzeugen und Profilen // Neue Hutte. 1987. N. 10. S. 367–377.
6. Тепловые процессы при обработке металлов и сплавов давлением / Н.И. Яловой, М.А. Тылкин, П.И. Полухин и др. М.: Высш. шк., 1973.
7. Тайц Н.Ю., Сабельников А.Г., Губинский В.И. Определение температуры при прокатке // Изв. вузов. Черная металлургия. 1965. № 2. С.156–160.
8. Температурный режим прокатки металла на непрерывных мелкосортных и проволочных станах // Н.Ю. Тайц, В.И. Губинский, В.В. Гетманец и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. 1964. № 7. С. 147–152.
9. Расчет усилий при непрерывной горячей прокатке / В.А. Жучин, Г.С. Никитин, Я.С. Шварцбарт и др. М.: Металлургия, 1986.
10. Budenbender G. Temperaturverlauf beim Walzen kleiner Querschnitte auf einer kontinuierlichen Drahtstrahl // Kalibreur. 1977. N. 27. S. 31–78.
11. Kajtoch J. Wybrane problemy technologii walcowania walcburki. Charakterystyka eiagow technologicznych // Hutnik 1984. Vol. 51. N. 12. С. 456–473.
12. Иванцов Г.П. К теории теплообмена прокатных валков и раскаленного металла // ЖТФ. 1937. Т. 7. Вып. 10. С. 1114–1125.
13. Булат С.И. Обработка металлов давлением специальных сталей и сплавов // Сб. науч. тр. ЦНИИЧМ. М.: Металлургия, 1967. С. 64–71.
14. Павельски О., Брунс Э. Теплопередача и температурные поля при горячей прокатке стали с учетом влияния окисления // Черные металлы. 1977. № 18. С. 8–13.
15. Контактное взаимодействие металла и инструмента при прокатке / П.И. Полухин, В.А. Николаев, В.П. Полухин и др. М.: Металлургия, 1974.
16. Губинский В.И., Минаев А.Н., Гончаров Ю.В. Уменьшение окисления при производстве проката. Киев: Техніка, 1981.
17. Деркач Д.А. Разработка технологических основ высокоскоростной прокатки в чистовых блоках проволочных станков. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Днепропетровск, 1987.
18. Деркач Д.А., Горбанев А.А., Панчоха Г.В. Температурные режимы горячей прокатки на непрерывных проволочных станах // Сб. науч. тр. ИЧМ НАН Украины «Фундамент. и приклад. проблемы черной металлургии. Киев: Наукова думка, 1995. С. 144–152.
19. Деркач Д.А., Горбанев А.А., Панчоха Г.В. Теплопередача и температурные поля при высокоскоростной горячей прокатке // ИЧМ, Днепропетровск: Деп. во ВИНТИ, 1983.
20. Северденко В.П., Макушок Е.М., Равим А.Н. Окисление при горячей обработке давлением. М.: Металлургия, 1977.
21. Теплофизические свойства веществ / Под общ. ред. Н.Б. Варгафтика. М.: Госэнергоиздат, 1956.
22. Справочник по машиностроительным материалам / Под ред. Т.И. Погодина-Алексеева. В 4-х т. Т. 1. М.: Машгиз, 1958.
23. Стали и сплавы. Марочник: Справ. / Под ред. В.Г. Сорокина, М.А. Гервальева. М.: Интернет-инжиниринг, 2003.
24. Теория прокатки: Справ. / А.И. Целиков, А.Д. Томленов, В.И. Зюзин и др. М.: Металлургия, 1982.
25. Хензель А., Шпиттель Т. Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением: Справ. М.: Металлургия, 1982.
26. Schwenzfeier W. Untersuchung der die Erhebung der Formun-gegsschwindigkeit einshrenkenden Faktoren bei plastischen Formungprozessen/Nehesipart Muszaki Eguctem Kozi emengei // kot.31.1970. S.351–363.
27. Schwenzfeier W. Moglichkeiten und Grenzen neuzeitlicher Walswerkstechik/Archiv fur das Eisenhutenwesen // kot.10.1971. S. 707–712.
28. Schwenzfeier W. Jedrken zur Wirtschaftlichen Walzdraht – herstellung / Mitteilungsblatt Technische Universitsst Clausthal // kot.25.1971. S. 10–11.
29. О массовых силах в зонах деформации при прокатке на современных проволочных и мелкосортно-проволочных станах / В.В. Филиппов, А.А. Горбанев, В.А. Тищенко и др. // Литье и металлургия. 2001. № 3. С. 75–78.
30. Inertial forces at deformation site by rolling in modern high-speed finishing mill stands / E.V.Binkevich, A.A. Gorbanev, J.Mamuzic et al // Zagreb.: Metalurgija. 1997. Vol. 36. S. 235–238.
31. Давление и момент прокатки в высокоскоростных чистовых блоках проволочных станков с учетом массовых сил в зонах деформации / А.А. Горбанев, С.М. Жучков, В.В. Филиппов, В.А. Тищенко и др. // Литье и металлургия. 2001. № 3. С. 70–74.
32. Нейтральный уголь и опережение при высокоскоростной прокатке в чистовых блоках проволочных станков / А.А. Горбанев, В.В. Филиппов, С.М. Жучков, В.А. Тищенко и др. // Литье и металлургия. 2001. № 4. С. 113–118.
33. Предельные скорости прокатки в чистовых блоках клетей современных проволочных станков / А.А. Горбанев, С.М. Жучков, В.В. Филиппов, В.А. Тищенко и др. // Производство проката. 2002. № 10. С. 22–26.
34. Коэффициент плеча момента при прокатке в высокоскоростных чистовых блоках проволочных станков./ В.В. Филиппов, А.А. Горбанев, В.А. Тищенко и др. // Металлургия: Республ. межведом. сб. науч. тр. Мн.: Вышэйш. шк., 2002. № 26. С. 167–172.
35. Исследование сопротивления деформации при высокоскоростной прокатке / А.А. Горбанев, Д.А. Деркач, Б.Н. Колосов и др. // Сталь. 1997. № 12. С. 36–37.
36. Межклетевые усилия при прокатке в чистовых блоках клетей проволочных станков / А.А. Горбанев, Е.В. Бинкевич, Д.А. Деркач и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. 1998. № 4. С. 25–28.
37. Производство высокоуглеродистой катанки на металлургических агрегатах высшего технического уровня / В.И. Тимошпольский, Н.В. Андрианов, С.М. Жучков, В.А. Маточкин и др. Мн.: Беларуская наука, 2004.