

УДК 621.77.014 : 621.771.65

Бобух И. А.
Бобух А. И.
Клеваник Е. А.

ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ РЕДУЦИРОВАНИЯ СЛЯБОВ

Использование литых слябов вместо катанных вызвало практический интерес к уменьшению типоразмеров литых слябов для широкого спектра проектных типоразмеров полос конкретных станов горячей прокатки.

Установлено [1–6], что при прокатке полос в вертикальных валках развивается значительное приконтактное уширение (утолщение). При последующей прокатке в горизонтальных валках в очаг деформации сначала попадают зоны развитого утолщения (у боковых кромок полосы). При этом большая часть объема утолщений идет в уширение, так как течению металла в направлении прокатки препятствует объем основного металла, который находится еще вне зоны деформации.

Промышленные исследования по изучению особенностей деформации заготовок при последовательной прокатке в вертикальных и горизонтальных валках были проведены на стане 2300/1700 г. п. Челябинского металлургического комбината, в черновой группе стана 2000 г. п. Новолипецкого металлургического комбината, в черновой группе стана 1700 г. п. металлургического комбината им. Ильича. Экспериментальные данные позволили получить ряд зависимостей, описывающих указанные выше особенности [1].

Исследования клетей с вертикальными валками на Череповецком металлургическом комбинате подтвердили полученные зависимости по течению металла при прокатке широких полос в вертикальных валках [6].

Неэффективность существующего способа прокатки слябов по ширине с последующим обжатием в горизонтальных валках стала очевидной. Кроме того, появились работы, в которых в той или иной мере решались задачи редуцирования в рамках существующего способа прокатки слябов по ширине с последующим обжатием утолщенной кромки в горизонтальных валках при прокатке последними сляба по толщине [2, 3].

В промышленных условиях на блюминге 1300 Челябинского металлургического завода был проведен масштабный эксперимент по прокатке слябов с толщиной 280 мм и начальной шириной 980 мм на блюмы для НЗС (непрерывно заготовленного стана) только с обжатием в калибрах [2], причем со стесненным обжатием в последних проходах.

В технологическом плане, а именно, получении заготовок для НЗС, результаты промышленного эксперимента были положительными. Но чрезмерных износ калибров в пересчете на производительность широкополосного стана и последующее их восстановление оказалось сложной и дорогой задачей.

В способе редуцирования слябов по ширине [7], включающего прокатку сляба с регламентированным обжатием в вертикальных валках, определяемых по математическим зависимостям с учетом обжатий в валках последующей универсальной клетки, имеется возможность по математическим моделям найти оптимальные режимы обжатий, обеспечивающие максимально возможное редуцирование по ширине. Однако рекомендации по величине обжатия сляба во второй клетки больше чем в первой противоречит принципу: эффективность обжатий вертикальными валками уменьшается по мере уменьшения толщины раската перед вертикальными валками. В противном случае имеет место увеличение силовых параметров при редуцировании исходных слябов на требуемую ширину раскатов. Поэтому с точки зрения экономии энергозатрат более приемлемым является способ, предложенный в техническом решении [8].

При развитии способа прокатки [8] предложен способ редуцирования слябов по ширине [9], в котором для выравнивания вытяжки по ширине сляба, обжатого в калибрах валков по ширине и ребордами горизонтальных валков по утолщенным кромкам до первоначальной толщины сляба, центральная часть сляба прокатывается бочками горизонтальных валков с коэффициентом вытяжки, равным $0,9 \dots 1,05$ коэффициента вытяжки кромок сляба.

При трех и более обжатиях в калибрах вертикальных валков при двух последовательных пропусках коэффициент заполнения калибров находится на уровне $0,75 \dots 0,96$, максимальная толщина сляба у кромочной зоны после прокатки в ребордах горизонтальных валков не превышает $1,05h_0$, а ее расположение от кромки сляба составляет $1,2h_0$, где h_0 – толщина сляба редуцируемого по толщине, мм.

В способах редуцирования слябов по ширине важная роль отводится калибровке вертикальных валков. Калибровка вертикальных валков должна решить, как минимум следующие задачи:

- максимально возможное обжатие;
- исключение потери устойчивости сляба против продольного скручивания;
- прокатку нескольких типоразмеров слябов по толщине;
- минимальный износ катающей поверхности;
- минимальное утолщение прикромочной зоны сляба.

В реальных случаях калибровка конкретных вертикальных валков удовлетворяет двум, максимум трем из вышеперечисленных требований.

Так использование калибра дугообразной формы с выпуклостью в средней части [10] привело к быстрому износу выпуклого участка, частых перевалок вертикальных валков для их переточки и к потере устойчивости при относительном обжатии более 4 %.

Для расширения сортамента прокатываемых слябов по толщине [11] на рабочем участке калибров (дну калибров) выполняют проточку шириной $(0,6 \dots 0,7)$ длины рабочего участка, глубиной $0,015$ радиуса валка, что позволяет центрировать сляб относительно рабочего участка, препятствует лыжеобразованию на переднем конце раската и исключает скручивание раската при интенсивных обжатиях.

Но это техническое решение не обеспечивает необходимую величину обжатия литых слябов из-за значительной величины приконтактного уширения – утолщения кромки слябов.

В техническом решении [12] на основе результатов исследования течения металла в очаге деформации вертикальных валков с учетом приконтактного уширения и глубины проникновения интенсивной деформации [1, 6], а также синтеза перераспределения объемов металла по техническому решению [9] предложен калибр вертикальных валков следующих размеров:

- ширина катающей поверхности калибра $s_k = (1,01 \dots 1,04) h_0$;
- глубина калибра $t_k = (0,48 \dots 0,60) h_0$; где h_0 – исходная толщина сляба перед прокаткой в вертикальных валках;
- угол наклона образующей калибра $\varphi_k = 1 \dots 3$;
- выпуск образующей калибра $tg \varphi_k$.

В работе [13] выполнены расчеты и определены параметры вертикальных валков, их калибров, горизонтальных валков, их реборд при редуцировании литых слябов усредненной ширины 1500 мм на 360 мм за три пропуска при толщине слябов $200 \dots 250$ мм, что учитывает переход широкополосных станков 1680, 1700 горячей прокатки в перспективе на литые слябы.

Получены также зависимости параметров очага деформации при прокатке в калибрах вертикальных валков с учетом прилипания части металла в калибре, то есть наличия в очаге деформации зоны металла, движущегося с одинаковой угловой скоростью вертикального валка. Предложена методика расчета коэффициентов вытяжек в характерных зонах по ширине деформируемых раскатов после каждого пропуска и усредненного коэффициента вытяжки с учетом реальной площади раската после редуцирования. Усредненные коэффициенты вытяжки в трех пропусках равны соответственно:

$$h_0 = 200 \text{ мм}, \lambda_{cp200} = 1,32; \quad h_0 = 250 \text{ мм}, \lambda_{cp250} = 1,328,$$

где λ_{cp} – усредненный коэффициент вытяжки.

При редуцировании на 360 мм за три пропуска, величины усредненной вытяжки слоев по ширине раскатов предложенный способ редуцирования слябов по ширине превосходит способ редуцирования слябов по ширине с использованием обжимного пресса, установленного в черновой группе стана 1730 г.п. № 1 фирмы «China Steel» [13].

Основные характеристики пресса:

- максимальное обжатие – 350 мм;
- скорость транспортировки слябов при их обжатии – 0,3 м/с;
- максимальное усилие – 2200 т;
- мощность основного двигателя – 3900 кВт.

Для сравнения эффективности редуцирования слябов по ширине по способу [9] и с установкой пресса необходимо определить, в первую очередь, энергосиловые параметры привода вертикальных валков.

Цель настоящей работы – определение технических параметров редуцирования слябов по ширине прокаткой в вертикальных валках с калибрами.

Для решения поставленной цели нужны экспериментальные данные по силам и моментам прокатки, полученные на промышленных станах. Такие данные последние 25 лет не публиковались. Ранние работы по экспериментальному определению среднего давления в очаге деформации (p_{cp}), представленные в функции обобщенного параметра очага деформации l/h_{cp} , где l – длина очага деформации, h_{cp} – средняя высота очага деформации, могут быть использованы для расчета аналогичных станков [14]. Причем в условиях сравнительно высоких температур механические свойства прокатываемого металла относительно стабильны [15].

Значения истинных сопротивлений деформации (σ_u) при прокатке [16] в черновой группе стана 2000 были выше на 15–25 % по сравнению с приведенными в работе [17] и относительно лучше согласуются с данными работы [18].

Данные, получаемые по методике предложенной Л. В. Андрюком [18], с использованием растяжения образцов, не могут быть перенесены на процесс прокатки без ограничений, так как в методике [18] полностью отсутствует геометрическое подобие, критерии которого [2] являются определяющими, кроме этого, не учитывается объем деформируемого металла.

Обработка экспериментальных данных [16] показала, что величина среднего давления (p_{cp}) в очаге деформации клетей растет с увеличением номера клетки, начиная с отдельно стоящей вертикальной клетки и кончая пятой горизонтальной клетью, а именно с 55,5 МПа до 112,8 МПа. Среднее квадратичное значение истинного сопротивления (σ_u) прокатываемых раскатов растет, соответственно с 40,9 МПа до 92,8 МПа. Изменения среднего давления и истинного сопротивления деформации σ_u по клетям черновой группы приведены в табл. 1 для марки стали 17Г2СФ и в табл. 2 для марки стали 3сп.

Данные промышленных исследований по величине средних давлений от силы прокатки в вертикальных валках первых черновых клетей пригодны к использованию для предварительного определения силы редуцирования ($P_{ред}$) в калибрах вертикальных валков:

$$P_{ред} = P_{cp} \cdot F_{деф}, \quad (1)$$

где $P_{cp} = 57,4$ МПа, эта величина максимальна из данных, приведенных в таблицах, и соответствует первому пропуску и температуре редуцирования.

$$F_{деф} = l_{ев} \cdot \left(h_0 + \frac{\Delta b_k}{0,6} \right), \quad (2)$$

где $l_{ев}$ – длина дуги захвата;

$h_0 + \frac{\Delta b_k}{0,6}$ – ширина очага деформации, равная проекции габаритов калибра на катающую поверхность.

Таблица 1

Значения среднего квадратичного давления $p_{ср}$, МПа и средней квадратичной величины σ_u , МПа по клетям для марки стали 17Г2СФ

Клеть		ВК	1	2	3	4	5
t_n/t_k		1203	1199	1186	1165	1156	1151
		1200	1197	1176	1158	1150	1149
Вертикальные валки	$p_{ср}$, МПа	57,4	–	65,4	74,75	82,8	98,7
	σ_u , МПа	42,5	–	49,5	57,5	73,0	84,0
Горизонтальные валки	$p_{ср}$, МПа	–	58,4	74,25	98,5	108,32	141,0
	σ_u , МПа	–	63,48	81,16	95,85	100,3	116,3

Таблица 2

Значения среднего квадратичного давления $p_{ср}$, МПа и среднего квадратичного истинного сопротивления σ_u , МПа по клетям для марки стали 3сп

Клеть		ВК	1	2	3	4	5
t_n/t_k		1203	1199	1186	1165	1156	1151
		1200	1197	1176	1158	1150	1149
Вертикальные валки	$p_{ср}$, МПа	55,5	–	68,6	72,2	74,4	86,5
	σ_u , МПа	40,9	–	51,5	53,8	59,7	74,4
Горизонтальные валки	$p_{ср}$, МПа	–	40,1	58,4	83,5	99,8	112,8
	σ_u , МПа	–	44,11	64,46	82,43	89,72	92,75

Для толщины литого сляба $h_0 = 250$ мм: $l_{ев} = 268,33$ мм, $h_0 + \frac{\Delta b_k}{0,6} = 260$ мм,

$$F_{деф} = 0,6977 \text{ м}^2, P_{ред} = 4,0045 \text{ Мн} = 4004,5 \text{ Кн} = 400,45 \text{ Тс.}$$

Для получения силы редуцирования $P_{ред}$ с привязкой к параметрам очага деформации вертикальных валков с калибрами, необходимо учитывать коэффициент напряженного состояния n_σ , величина которого зависит от обобщенного параметра $l/2h_{нл}$, где:

l – длина дуги захвата;

$h_{нл}$ – глубина проникновения пластической деформации в зоне деформации вертикального валка.

$$h_{нл} = 1,68 \left(\frac{l_e}{b_{ср}} \right)^{3/2} \left[2,5 + 6 \left(\frac{h_0}{l} - 0,7 \right) \right] \frac{b_e}{2}, [1, 6]. \quad (3)$$

Для значений $l_g/2h_{нл} \leq 0,51$:

$$n_{\sigma_1} = 1,5 - (l/2h_{нл})^{3/2}. \quad (4)$$

Для значений $l_g/2h_{нл} \geq 0,51$ значения n_{σ} определяются по известной зависимости:

$$n_{\sigma_2} = 1 + \frac{h_0}{4l_g}, [19]. \quad (5)$$

Графическая зависимость представлена на рис. 1.

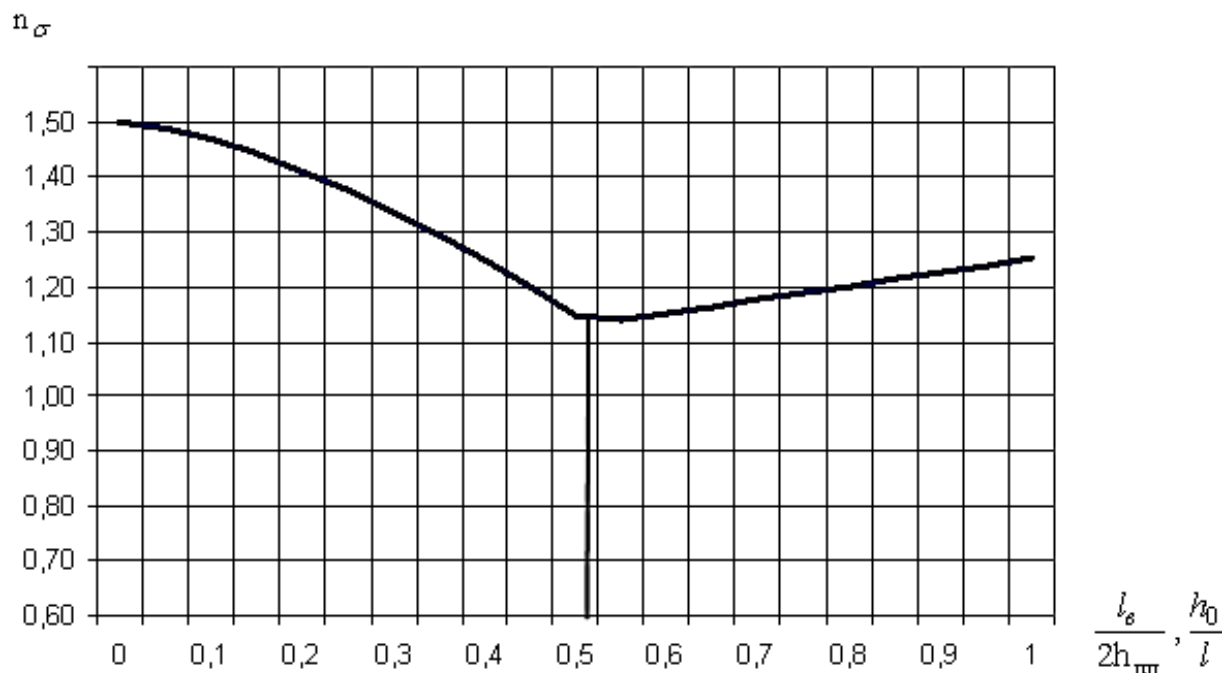


Рис. 1. Зависимость коэффициента напряженного состояния n_{σ} от параметров очага деформации вертикальных валков

Для первого редуцирующего пропуска с учетом наличия в очаге деформации зоны металла, движущейся с одинаковой угловой скоростью вертикальных валков: $l_g = 289,33$ мм; $l/b_{cp} = 0,2$; $h_{нл} = 361,8$ мм; $l_g/2h_{нл} = 0,4$; $n_{\sigma_1} = 1,25$; $p_{cp} = n_{\sigma_1} \cdot \sigma_u = 1,25 \cdot 42,5 = 53,12$ МПа; $P_{ред} = 3990$ Кн = = 399 Тс.

Видим, что определение силы редуцирования через принятое к расчету p_{cp} и через σ_u с определением n_{σ} согласно параметрам очага деформации показывают близкое значение $P_{ред} = 4$ Мн (400 Тс).

Момент редуцирования определяется по следующей зависимости [16]:

$$M_{ред} = \psi \cdot P_{ред} \cdot l_B, \quad (6)$$

где $\psi = 0,65 - 0,25(0,65 - l/2h_{нл})$, [16]. (7)

В нашем случае $\psi = 0,5878$, момент редуцирования $M_{ред} = 680$ Кнм.

С учетом передачи крутящего момента двумя шпинделями с коэффициентом неравномерной их загрузки равном 0,4...0,6 [16], крутящий момент, передаваемый одним шпинделем $M_{ин} = 408 \text{ КНм}$ (40 Тм).

Суммарная номинальная мощность электродвигателей определяется [20]:

$$N_{эн} = \frac{M_{см} \cdot n}{975 \cdot \lambda \cdot \eta_{пер}}, \text{ кВт}, \quad (8)$$

где $M_{см} \cdot K_{дон} = 850 \text{ КНм}$ (85000 кгм);

$K_{дон}$ – коэффициент не учтенных моментов трения, принимается на стадии эскизного проекта 1,25;

λ – допустимая нагрузка по току, $\lambda = 1,25$;

n – частота вращения валков, соответствующая номинальной частоте вращения электродвигателя, об/мин.

$$n = \frac{60v_{пр}}{\pi D_в}, \quad n = 15,9235 \text{ об/мин, при } v_{пр} = 1 \text{ м/с, } D_в = 1,2 \text{ м};$$

$\eta_{пер}$ – коэффициент полезного действия передачи, $\eta_{пер} = 0,85$ с двухступенчатым редуктором и роликовыми универсальными шпинделями.

$$N_{эн} = 1306,544 \text{ кВт}.$$

К установке принимаются два электродвигателя [20] марки МПВ2-М-630-154-8, $N = 1120 \text{ кВт}$, $n = 315/500 \text{ об/мин}$, $U = 600 \text{ в}$, $V = 1 \text{ м/с}$. Передаточное число привода 21,9.

В третьем редуцирующем пропуске с обжатием на максимальную величину $\Delta \varepsilon_g = 120 \text{ мм}$ параметры очага деформации следующие:

$$\text{– длина дуги захвата } l_g = 278,72 \text{ мм; } \frac{l_g}{v_{ср}} = 0,2323; \quad h_{пл} = 269,41 \text{ мм; } l_g/2h_{пл} = 0,51;$$

$$n_\sigma = 1,14; \quad \sigma_u = 53,5 \text{ МПа, } p_{ср} = 65,55 \text{ МПа; } P_{ред} = 4,59 \text{ Мн} = 4590 \text{ Кн (459 Тс)},$$

$$\text{– } M_{ред} = 740 \text{ КНм; } M, M_{ин} = 410 \text{ КНм}.$$

Номинальная мощность устанавливаемых электродвигателей остается на уровне 2240 кВт.

ВЫВОДЫ

Определены энергосиловые параметры редуцирования литых слэбов толщиной 250 мм и шириной 1500 мм на раскаты с шириной 1140 мм за три пропуска с обжатием по 120 мм за пропуск.

Сила прокатки находится в пределах 4590 Кн. Момент прокатки находится в пределах 740 КНм. Момент статический для расчета мощности привода принят равным 850 КНм. Момент крутящий одного шпинделя принят равным 410 КНм. К установке приняты два электродвигателя, освоенные производством МПВ2-М-630-154-8 мощностью 1120 кВт. Установлена мощность 2240 кВт.

Принятые на основе расчета энергосиловые параметры редуцирования литых слэбов в вертикальных валках с калибрами конкурентны с параметрами редуцирующего пресса, установленного на стане 1730 г.п. № 1 фирмы «China Steel».

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пономарев В. И. Эффективность бокового обжатия вертикальными валками в универсальных клетях / В. И. Пономарев, В. Ф. Потапкин, И. А. Бобух // Оборудование для прокатного производства. – М. : НИИИИформтяжмаш, 1971 г. – № 21. – С. 14–20.

2. Методика расчета параметров наплывов и приведенной толщины раскатов при деформации в вертикальных валках / [Ю. В. Коновалов, Е. А. Руденко, И. А. Бобух и др.] // *Известия вузов. Черная металлургия.* – 1991. – № 2. – С. 31–34.
3. Коновалов Ю. В. К расчету настройки горизонтальных валков / Ю. В. Коновалов, Е. А. Руденко, И. А. Бобух // *Металлургическая и горнорудная промышленность.* – 1991. – № 4. – С. 3–5.
4. Загрузка клетей с вертикальными валками стана 2000 Череповецкого металлургического комбината / [Пономарев В. И., Набатов Г. И., Тинков В. Я. и др.] // *Прокатка широкополосной стали.* – М. : Металлургия (МЧМ СССР), 1985 г. – С. 30–33.
5. Чижиков Ю. М. Редуцирование и прокатка металла непрерывной разливки / Ю. М. Чижиков. – М. : Металлургия, 1974 – 382 с.
6. Бобух И. А. Исследование течения металла при прокатке широких полос в вертикальных валках / И. А. Бобух, В. И. Пономарев, Л. М. Белкин // *Металлургия и коксохимия. Обработка металлов давлением.* – Киев : Техника, 1983 г. – Выпуск 80. – С. 48–54.
7. А. с. 1799648 СССР МКН В1/26. Способ редуцирования слябов по ширине / В. В. Оробцев, А. А. Остапенко, О. Е. Таллер, И. А. Бобух и др. – № 4871969/27 ; заявл. 05.10.90 ; опубл. 07.03.93, Бюл. № 9.
8. А. с. 418232 СССР МКНВ21 в 1/38. Способ прокатки слябов / В. Ф. Потанкин, И. А. Бобух. – № 1629013/22-2 ; заявл. 01.03.1971 ; опубл. 05.03.1974, Бюл. № 9.
9. Пат. на корисну модель № 55900 Україна МПК(2009) В21В 1/22. Спосіб редуціювання слябів по ширині / Бобух І. О., Федорінов В. А., Бобух В. І., Бобух О. І., Бекленищев О. П., Мацко С. В. – № u201008221 ; заявл. 01.07.2010 ; опубл. 27.12.2010, Бюл. № 24.
10. А. с. 1708458 СССР МКН В21В27/02. Прокатный валок вертикальной клетки. В. В. Оробцев, Е. А. Руденко, И. А. Бобух и др. Заяв. № 4758541/02 от 17.11.89 опубл. 30.01.92. Бюл. № 4.
11. А. с. 1091954 СССР МКН В21В27/02. Комплект вертикальных валков / Ю. В. Коновалов, А. Л. Остапенко, В. В. Оробцев и др. – № 3585255/22-02 ; заявл. 27.04.83 ; опубл. 15.05.84, Бюл. № 18.
12. Пат. на корисну мадель № 60586 Україна МПК В21В 27/02 (2006.01). Комплект вертикальных валков для редукування сляба по ширині / Бобух І. О., Бобух О. І., Грігор'єв К. О. та ін. – № u201013856 ; заявл. 22.11.2010 ; опубл. 25.06.2011, Бюл. № 12.
13. Федоринов В. А. Редуцирование литых слябов перед горячей прокаткой полос / В. А. Федоринов, И. А. Бобух, В. И. Бобух, С. В. Мацко / *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр.* – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 3 (24). – С. 138–144.
14. Рокотян Е. С. Вопросы обработки давлением / Е. С. Рокотян. – Изд-во АН УССР, 1958. – 46 с.
15. Чельшиев Н. А. Напряженно-деформированное состояние на боковой поверхности образцов различной формы при прокатке высоких образцов / Н. А. Чельшиев, Ю. А. Алюшин, Б. Н. Березовский // *Теория прокатки.* – М. : Металлургия, 1975. – С. 160–62.
16. Бобух И. А. Исследования, обобщения опыта и разработка инженерной методики расчета параметров черновой группы широкополосных станов горячей прокатки на стадии создания. Заключительный отчет по теме Н.80.2.006. № Гос. регистр. 0182.3054832., Инв. №0284.0024363 / И. А. Бобух, В. Г. Грибиник, А. С. Журвлев, В. И. Пономарев и др. / Краматорск : ПАО «НКМЗ», 1983. – 132 с.
17. Зюзин В. И. Сопроотивление деформации сталей при горячей прокатке / В. И. Зюзин, М. Я. Бровман. – М. : Металлургия, 1964. – 232 с.
18. Андреев Л. В. Определение давления металла на валки при горячей прокатке сталей и сплавов широкого сортамента / Л. В. Андреев // *Теория прокатки.* – М. : Металлургия, 1975. – С. 383–385.
19. Нотанкин В. Ф. *Известия вузов. Черная металлургия.* – 1971. – № 11. – С. 116.
20. Переходиенко В. А. Расчет мощности электродвигателей широкополосных станов горячей прокатки / В. А. Переходиенко. – Х. : Фарт, 2009. – 384 с.

Бобух И. А. – ст. преп. кафедры АММ ДГМА;

Бобух А. И. – вед. специалист ПАО «НКМЗ»;

Клеваник Е. А. – ассистент кафедры ПМ ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

ПАО «НКМЗ» – Публичное акционерное общество «Новокраматорский машиностроительный завод», г. Краматорск.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

Статья поступила в редакцию 23.03.2012 г.