

КАПЛАНОВ В.И., докт. техн. наук, проф., ПГТУ, Мариуполь
ПРИСЯЖНЫЙ А.Г., ст. препод., ПГТУ, Мариуполь

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЗАВИСИМОСТИ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КОНТАКТНОГО ТРЕНИЯ ОТ ФАКТОРОВ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ТОНКОЛИСТОВОЙ СТАЛИ С ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ СМАЗКАМИ

В статье на основе современной молекулярно-физической теории граничного трения и динамики холодной тонколистовой прокатки предложен и реализован применительно к конкретным условиям деформации алгоритм математического моделирования изменения показателей контактного трения в зависимости от основных факторов. Также уточнена методика количественной оценки мощности сил контактного трения при холодной прокатке тонких полос.

Ключевые слова: поверхностно-активные вещества, сила, трение, модель, опережение, давление, сопротивление деформации, мощность.

У статті на основі сучасної молекулярно-фізичної теорії граничного тертя і динаміки холодного тонколистового прокатування запропонований і реалізований стосовно конкретних умов деформації алгоритм математичного моделювання зміни показників контактного тертя залежно від основних чинників. Також уточнена методика кількісної оцінки потужності сил контактного тертя при холодній прокатці тонких штаб.

Ключові слова: поверхнево-активні речовини, сила, тертя, модель, випередження, тиск, опір деформації, потужність.

In the article on the basis of modern the molecular-physical theory of border friction and dynamics of the cold thin-sheet rolling offered and realized as it applies to the concrete terms of deformation algorithm of mathematical design of change of indexes of contact friction depending on basic factors. The method of quantitative estimation of power of forces of friction is also specified at the cold rolling of thing bars.

Keywords: superficially active matters, force, friction, model, passing, pressure, resistance deformation, power.

Введение. Контактное трение существенно влияет на процесс холодной тонколистовой прокатки, определяя его деформационные, кинематические и энергосиловые параметры, воздействующие на точность геометрических размеров проката, устойчивость работы прокатного стана и др. Поэтому важной задачей является математическое моделирование зависимости показателей контактного трения от основных факторов и определение на его основе оптимальных условий деформации металла.

Анализ последних публикаций и постановка проблемы. Изучению контактного трения при обработке металлов давлением посвящены фундаментальные работы [1,2], в которых отсутствуют данные по высокоскоростной холодной прокатке тонких полос с технологическими смазками, отвечающей современной мировой тенденции развития производства проката [3]. При этом анализ монографии [3] показывает, что решение задачи по определению показателей контактного трения на основе использования классических математических моделей контактных касательных напряжений,

представленных в публикации [4], и дифференциального уравнения равновесия совместно с условием пластичности, рассмотренных авторами издания [5], не обеспечивает получение результатов, учитывающих особенности высокоскоростной холодной тонколистовой прокатки. Также следует отметить необходимость в дальнейшем уточнении приведенных в литературе [6] формул для расчета работы и мощности сил контактного трения, позволяющих оценить эффективность режима холодной прокатки тонких полос с позиций снижения затрат энергии на сопротивление металла пластической деформации. Кроме того, при объяснении механизма контактного трения в очаге деформации при обработке металлов давлением с технологическими смазками целесообразно исходить из положений молекулярно-физической теории граничного трения, разработанной автором работы [7].

Формулировка цели статьи. Целью данной публикации является уточнение на основе молекулярно-физической теории граничного трения и динамики высокоскоростной холодной прокатки тонких полос качественных и количественных математических моделей показателей контактного трения, а также разработка и реализация алгоритма математического моделирования этих показателей применительно к конкретным условиям деформации металла с последующим анализом полученных результатов.

Изложение основного материала статьи. Поверхностно-активные вещества, входящие в состав технологических смазок, играют основную роль в создании режимов граничного трения при холодной тонколистовой прокатке. При этом в соответствии с молекулярно-физической теорией, изложенной в литературе [3,7], действие смазки в процессе трения объясняется формированием на поверхности валков и прокатываемой полосы граничных слоев, обладающих достаточно высокой прочностью и, таким образом, повышенным сопротивлением к нормальному давлению и легкостью тангенциального скольжения, в результате чего сдвиговая деформация локализуется в тончайшем поверхностном слое. Варьируя содержанием в смазке поверхностно-активных компонентов, можно определить ее оптимальный состав и управлять процессом трения, оказывая заметное влияние на деформационные, кинематические, энергосиловые и физические параметры, в конечном счете определяющие эффективность прокатки.

Прокатка тонких полос на непрерывных станах осуществляется, когда в каждом очаге деформации при контакте рабочих валков с полосой происходит ее обжатие под влиянием смазки с полярными молекулами, создающими в условиях установившегося режима деформации равновесную динамическую систему при постоянной миграции полярных молекул по поверхности валков и полосы [3]. При этом прокатка полос во всех рабочих клетях осуществляется в режиме гетерогенного (неоднородного) трения. Представление о молекулярно-физической модели граничного трения [7] позволяет классифицировать режим гетерогенного трения по его основным видам (см. рис.1) при пластической деформации на контактной поверхности между металлом и валками, в результате которого формируется общее сопротивление движению частиц металла по

поверхности валков. Силу трения такого сопротивления можно представить в следующем виде [3]:

$$F = x_1 F_{\text{гд}} + x_2 F_{\text{р.гд}} + x_3 F_{\text{ккр}} + x_4 F_{\text{плс}} + x_5 F_{\text{р.гр}} + x_6 F_{\text{юв}} + x_7 F_{\text{мол}}, \quad (1)$$

где $F_{\text{гд}}$ – сила гидродинамического трения;

$F_{\text{р.гд}}$ – сила рубежного гидродинамического трения;

$F_{\text{ккр}}$ – сила трения в квазикристаллическом граничном слое;

$F_{\text{плс}}$ – сила трения в пластифицированном граничном слое;

$F_{\text{р.гр}}$ – сила рубежного граничного трения;

$F_{\text{юв}}$ – сила трения ювенильных поверхностей;

$F_{\text{мол}}$ – сила молекулярного сцепления металла с инструментом;

$x_1, x_2, x_3, \dots, x_7$ – соответственно часть площади от общей контактной площади, на которой осуществляется конкретный режим трения.

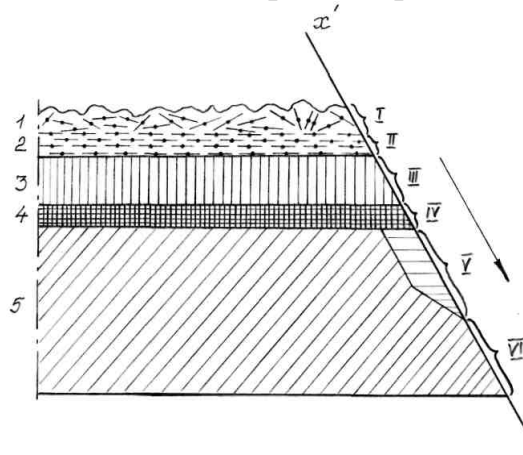


Рис. 1. Модель структуры граничного слоя, образованного на металлической поверхности, промасленной активной смазкой [3,7]:

1 – жидкая фаза смазки, 2 – слой молекул нематического скольжения;

3 – квазикристаллический слой молекул; 4 – пластифицированный слой металла; 5 – металлическая основа.

Режимы трения: гидродинамический (I); рубежный гидродинамический (II); граничный, который состоит из трения в квазикристаллическом слое молекул (III) и в пластифицированном слое металла (IV); рубежный граничный (V) и ювенильный (VI); $x-x$ – условная линия движения инструмента по стрелке

Приведенная многофункциональная зависимость контактного трения может быть полезная для качественного описания механизмов взаимодействия твердых тел в присутствии третьей фазы между ними – технологической смазки, содержащей поверхностно-активные компоненты, и претендует на систематизацию строения структуры приконтактного слоя, что придает более определенное содержание понятию о граничном трении.

Количественная оценка контактного трения при холодной прокатке тонких полос возможна по очень многим показателям, основными из которых являются: опережение S_{on} ; коэффициент опережения k_{on} ; показатель условий контактного трения δ_p или δ ; показатель протяжности зоны опережения очага деформации γ/α ; коэффициент контактного трения f_p или f ; среднее давление металла на валки p ; работа и мощность сил контактного трения A_{TP} и N_{TP} соответственно. При этом индекс в обозначениях коэффициента контактного трения и показателя условий

контактного трения значит, что за основу при их определении взят закон Г.Амонтона.

Следует обратить внимание на то, что к основным факторам, от которых зависит контактное трение при холодной тонколистовой прокатке, в первую очередь относятся интенсивность деформации, окружная скорость валков и вид технологической смазки. Другие факторы, влияющие на условия трения в очаге деформации, в той или иной мере связаны с уже отмеченными выше, а потому их можно считать второстепенными.

Указанные ранее показатели контактного трения при холодной прокатке тонких полос рассчитываются на основе теоретических положений современной динамики листопрокатного производства, детально изложенных в работах [3,8], по заданному в необходимых пределах, полученному экспериментальным путем или определенному аналитическим способом опережению в соответствии со следующим алгоритмом (для упрощения математического описания алгоритма принято, что напряжения переднего и заднего натяжения полосы равны нулю; влияние динамического эффекта на процесс прокатки с относительно небольшими скоростями мало и им можно пренебречь):

1) определяются деформационные параметры: коэффициент обжатия, абсолютное обжатие, интенсивность деформации за пропуск, суммарная интенсивность деформации, относительное обжатие за пропуск, суммарное относительное обжатие, а также средняя арифметическая толщина полосы в очаге деформации соответственно по формулам:

$$\lambda = \frac{H_i}{h_i}, \quad (2)$$

$$\Delta h = H_i - h_i, \quad (3)$$

$$e_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{H_i}{h_i}, \quad (4)$$

$$e_{ic} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{H_0}{h_i}, \quad (5)$$

$$\varepsilon = \frac{H_i - h_i}{H_i} 100, \quad (6)$$

$$\varepsilon_c = \frac{H_0 - h_i}{H_0} 100, \quad (7)$$

$$h_{cp} = \frac{H_i + h_i}{2}, \quad (8)$$

где i – номер пропуска;

H_i – толщина полосы до пропуска, мм;

h_i – толщина полосы после пропуска, мм;

H_0 – толщина подката, мм.

2) определяются показатель протяженности зоны опережения очага деформации (показатель протяженности зон очага деформации), а также скорость прокатки соответственно по формулам:

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \sqrt{\frac{S_{on}}{\lambda - 1}} \quad (9)$$

$$v = v_e (1 + S_{on}) \quad (10)$$

где S_{on} – опережение;

v_e – линейная скорость валков, м/с.

3) определяются коэффициент опережения (коэффициент обжатия в зоне опережения очага деформации), а также показатели условий контактного трения на основе закона трения Г. Амонтона и условия трения Э.Зибеля соответственно по формулам:

$$k_{on} = 2 - \sqrt{1 - \frac{1}{\delta_p} [(\delta_p - 1) \ln \lambda]} \quad (11)$$

$$\delta_p = \frac{1}{1 - 2\sqrt{\frac{S_{on}}{\lambda - 1}}} \quad (12)$$

$$\delta = \delta_p [2,3 - 0,19(\lg v + 1) \lg e_{ic}] \quad (13)$$

4) определяется сопротивление полосы деформации до прокатки:

$$2k_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_{T0} \quad (14)$$

где σ_{T0} – предел текучести материала полосы до пропуска, МПа.

5) определяется среднее сопротивление полосы деформации при прокатке в данном пропуске:

$$2k_{cp} = 2k_0 + \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{n+1} \frac{\Pi}{n+1} \frac{\left(\ln \frac{H_0}{h_i}\right)^{n+1} - \left(\ln \frac{H_0}{H_i}\right)^{n+1}}{\ln \frac{H_i}{h_i}} \quad (15)$$

где Π – модуль упрочнения материала полосы, МПа;

n – показатель интенсивности упрочнения материала полосы.

6) определяются среднее давление металла на валки, показатель геометрической формы очага деформации по толщине, а также коэффициент трения на основе условия трения Э.Зибеля (коэффициент пластического трения) соответственно по формулам:

$$p = \frac{2k_{cp}}{\lambda - 1} \left\{ \delta(\lambda + 1) - k_{on} \left[\ln \lambda^{\delta-1} + 2\delta(1 - \ln k_{on}) \right] \right\} \quad (16)$$

$$\Pi_\phi = \frac{l_{\phi c}}{h_{cp}} \quad (17)$$

$$f = \frac{\alpha_c \delta}{2} \quad (18)$$

где $l_{\phi c}$ – длина дуги контакта металла с валками с учетом упругой деформации последних;

α_c – угол контакта металла с валками с учетом упругой деформации последних.

Угол и длина дуги контакта полосы с валками с учетом упругой деформации последних определяются по уточненной методике, предложенной в литературе

[9]. Сила, момент, работа, а также мощность прокатки, значение которых может быть использовано при оценке энергетической эффективности процесса холодной прокатки тонких полос, рассчитываются по классическим формулам теории прокатки, которые изложены в работах [3,5,8].

Работа сил контактного трения при холодной прокатке тонких полос может определяться по уточненным математическим моделям, выведенным в публикации [9] и соответствующим реальным условиям получения холоднокатаной тонколистовой стали. Для количественной оценки мощности сил контактного трения использовали следующее общее уравнение теории пластической деформации металлов [6]:

$$N_T = 2 \iint_F \tau_k \Delta \mathcal{V} dF, \quad (19)$$

где F – площадь контактной поверхности;

τ_k – контактное касательное напряжение (напряжение силы контактного трения);

$\Delta \mathcal{V}$ – скорость скольжения металла по контактной поверхности;

dF – дифференциал площади контактной поверхности.

При этом контактное касательное напряжение и скорость скольжения металла по контактной поверхности в самом общем случае определяются так [6]:

$$\tau_k = \sqrt{\tau_x^2 + \tau_y^2}, \quad (20)$$

$$\Delta \mathcal{V} = \sqrt{(\Delta \mathcal{V}_x)^2 + \mathcal{V}_y^2}, \quad (21)$$

где τ_x – продольная составляющая контактного касательного напряжения;

τ_y – поперечная составляющая контактного касательного напряжения;

$\Delta \mathcal{V}_x$ – продольная составляющая скорости скольжения металла по контактной поверхности;

\mathcal{V}_y – поперечная составляющая скорости скольжения металла по контактной поверхности.

При холодной тонколистовой прокатке ширина полосы остается постоянной (уширение полосы отсутствует), поэтому $\tau_y=0$, $\mathcal{V}_y=0$, $\tau_k=\tau_x$, $\Delta \mathcal{V}=\Delta \mathcal{V}_x$. Тогда с учетом того, что дифференциал площади контактной поверхности

$dF = BR_c d\varphi = B \frac{l_{oc}^2}{\Delta h} d\varphi$, формула (19) преобразуется к виду:

$$N_T = 2B \frac{l_{oc}^2}{\Delta h} \int_0^{\alpha_c} \tau_x \Delta \mathcal{V}_x d\varphi, \quad (22)$$

где B – ширина полосы;

R_c – радиус упругодеформированного рабочего вала, определяемый в соответствии с методикой [9];

Δh – абсолютное обжатие полосы;

$d\varphi$ – дифференциал текущего угла в очаге деформации.

Переменное по длине очага деформации напряжение силы контактного трения в функции от текущей по длине деформационной зоны валков интенсивности деформации металла (или текущего коэффициента обжатия) равно [3,8]:

$$\tau_x = f \left[2k_0 + \frac{2}{\sqrt{3}} \Pi \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \ln \lambda_x \right)^n \right], \quad (23)$$

где λ_x – текущий коэффициент обжатия полосы.

С помощью уравнения (23) получаются математические модели для расчета среднеинтегральных значений контактных касательных напряжений в зонах отставания и опережения очага деформации. При этом продольная составляющая скорости скольжения металла по контактной поверхности при холодной прокатке тонких полос может быть определена на основе условия постоянства секундных объемов или уравнения движения массы металла [3,5,6,8].

После соответствующих математических преобразований получаются следующие модели для расчета мощности сил контактного трения в зонах опережения и отставания очага деформации:

$$N_{\tau,от} = 4fk'B\mathcal{V}'_s \frac{l_{oc}}{\Delta h} \left\{ \Delta h - \sqrt{h\Delta h} \left[\sqrt{k_{on}-1} + k_{on} \cos \left(\frac{\sqrt{h\Delta h}(k_{on}-1)}{l_{oc}} \right) \left(\arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - \arctg \sqrt{k_{on}-1} \right) \right] \right\}, \quad (24)$$

$$N_{\tau,оп} = 4fk''B\mathcal{V}''_s l_{oc} \sqrt{\frac{h}{\Delta h}} \left\{ k_{on} \cos \left(\frac{\sqrt{h\Delta h}(k_{on}-1)}{l_{oc}} \right) \arctg \sqrt{k_{on}-1} - \sqrt{k_{on}-1} \right\}, \quad (25)$$

где h – толщина полосы после пропуска, мм.

При этом средние значения сопротивления металла деформации в зонах отставания и опережения деформационной зоны будут равны:

$$2k' = 2k_0 + \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+1} \cdot \frac{\Pi}{n+1} \cdot \left(\ln \frac{H}{h_\gamma} \right)^n, \quad (26)$$

$$2k'' = 2k_0 + \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+1} \cdot \frac{\Pi}{n+1} \cdot \frac{\left(\ln \frac{H}{h} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{H}{h_\gamma} \right)^{n+1}}{\ln \frac{h_\gamma}{h}},$$

где H – толщина полосы до пропуска.

Приведенные выше многофункциональные математические модели (24)-(26) могут быть применены для определения мощности сил контактного трения в зависимости от всех основных факторов холодной тонколистовой прокатки с учетом неравномерности распределения напряжений сил контактного трения по длине деформационной зоны валков.

При апробации описанного выше алгоритма в качестве исходных были взяты данные холодной прокатки полос размером $H \times B = 3,09 \times 60,0$ мм из конструкционной стали марки 08кп на лабораторном стане 300 со скоростью 18 м/с [3]. На рис. 2 и 3 в качестве примера приведены результаты математического моделирования изменения показателя условий контактного трения и показателя протяженности зоны опережения очага деформации от суммарной интенсивности деформации.

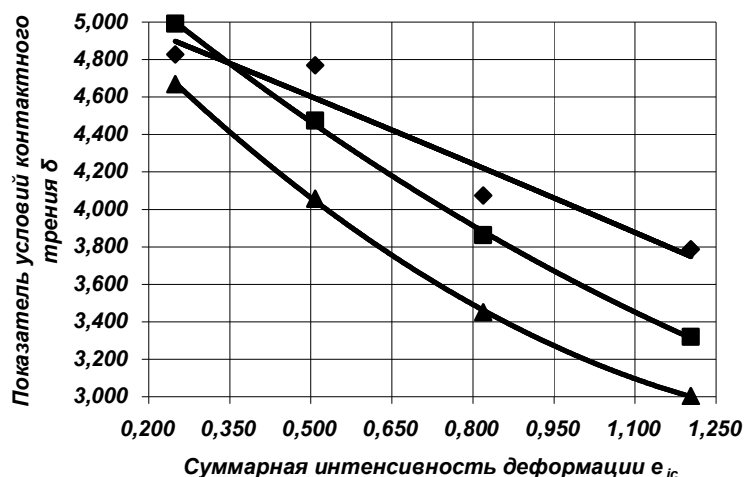


Рис.2. Зависимость показателя условий контактного трения от суммарной интенсивности деформации при прокатке на стане 300 со скоростью 18м/с полос стали 08кп размером НхВ=3,09х60 мм с водной эмульсией концентрации 2,5%(◆—◆), 5,0% (■—■) и 10% (▲—▲)

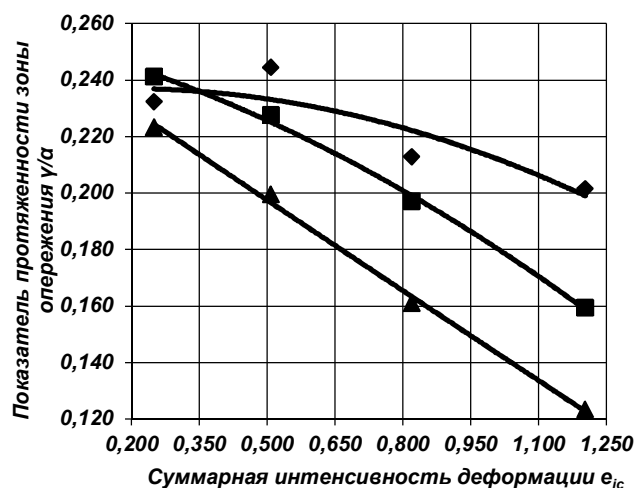


Рис. 3. Зависимость показателя протяженности зоны опережения от суммарной интенсивности деформации при прокатке на стане 300 со скоростью 18м/с полос стали 08кп размером НхВ=3,09х60 мм с водной эмульсией концентрации 2,5%(◆—◆), 5,0% (■—■) и 10%(▲—▲)

Анализ полученных результатов математического моделирования основных показателей контактного трения позволяет сделать следующие выводы:

1)увеличение концентрации водной эмульсии приводит к уменьшению показателей контактного трения;

2)коэффициент контактного трения по условию трения Э.Зибеля при увеличении суммарной интенсивности деформации уменьшается;

3)для условий прокатки с более концентрированной водной эмульсией (5 и 10%) увеличение суммарной интенсивности деформации приводит к уменьшению опережения; для условий прокатки с водной эмульсией 2,5%-ой концентрации наблюдается противоположный характер зависимости опережения от суммарной

інтенсивності деформації; близький к вище описанному характер залежності коефіцієнта опереження от суммарної інтенсивності деформації;

4) збільшення суммарної інтенсивності деформації приводить к зниженню показателів протяженності зони опереження и умов контактної тертя для умов прокатки с водними емульсіями всіх дослідованих концентрацій;

5) зменшення показателя протяженності зони опереження очага деформації за счет використання технологічної смазки сприяє зниженню середнього тиску металу на валки

Висновки: Розроблено алгоритм математичного моделювання залежності основних показателів контактної тертя от факторів холодної прокатки с технологічними смазками; уточнено методика розрахунку потужності сил контактної тертя; Проаналізовано вплив інтенсивності деформації тонких листів на умови контактної тертя в очага деформації.

Список літератури: 1. Грудев А.П. Тертя и смазки при обробці металів тиском : Справочник / А.П. Грудев, Ю.В. Зильберг, В.Т. Тилик. – М. : Металлургия, 1982. – 312с. 2. Контактное тертя в процесах обробки металів тиском / А.Н. Леванов, С.П. Буркин, Б.Р. Кортак [и др.] – М. : Металлургия. – 1976. – 416с. 3. Капанов В.И. Динамика и трибоника высокоскоростной тонколистової прокатки. Мировая тенденция и перспектива : монографія / В.И. Капанов. – Мариуполь : Изд-во Рената, 2008. – 456с. 4. Зильберг Ю.В. Закон и модели пластического тертя / Ю.В. Зильберг // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2000. – №11. – С.22-24. 5. Процесс прокатки / М. А. Зайков, В. П. Полухин, А. М. Зайков, Л. Н. Смирнов. – М. : МИСИС, 2004. – 640 с. 6. Процесс непрерывной прокатки / В.Н. Выдрин, А.С. Федосиенко, В.И. Крайнов. – М. : Металлургия. – 1970. – 456с. 7. Ахматов А.С. Молекулярная физика граничного тертя / А.С. Ахматов. – М.: Физматгиз, 1963. – 472с. 8. Капанов В.И. Теория высокоскоростной тонколистової холодної прокатки металлов : Учеб. пособие/ В.И. Капанов. – К. : УМК ВО, 1991. – 72с. 9. Капанов В.И. Комплексная математическая модель работы сил контактної тертя при холодної прокатке тонких листів / В.И. Капанов, А.Г. Присяжний // Вестник Национального технического университета «ХПИ». Сборник научных трудов. Тематический выпуск : Новые решения в современных технологиях / НТУ «ХПИ». – Харьков, 2010. – Вып. 42. – С.59-63.

УДК 621.789

СМИРНОВ Є.М., докт. техн. наук, проф. ДонНТУ, Донецьк
БЕЛЕВІТІН В.О., докт. техн. наук, проф. ЮрГУ, Челябінськ
ІГНАТКОВ Р.С., магістр ДонНТУ, Донецьк
ГАЛУХІНА І.М., аспірантка ДонНТУ, Донецьк
ДОМБРОВСЬКИЙ Є.О., інженер ПАТ «ДМПЗ», Донецьк

К ПИТАННЮ ЩОДО ВПЛИВУ СУМАРНОЇ ВИТЯЖКИ НА ЗМІНУ МЕЖІ ПЛИНУ СТАЛІ 45 ПРИ ПРОКАТЦІ БЕЗПЕРЕРВНОЛИТИХ ЗАГОТОВОК В ПЕРШИХ ПРОХОДАХ

Наведені результати експериментального дослідження впливу величини сумарної витяжки μ_{Σ} на межу плинності $\sigma_{0,2}$ сталі 45 при прокатці безперервнолитих заготовок. В якості базового методу дослідження був прийнятий метод вивчення розподілу твердості НВ по перерізу темплетів вихідної заготовки і підкатів. Отримана графічна залежність $\sigma_{0,2} = f(\mu_{\Sigma})$. Встановлено, що до величини $\mu_{\Sigma} \approx 3,0$ спостерігається зростання величини $\sigma_{0,2}$ в середньому на 12,0 ... 20,0%.