

P A S S D E S I G N . R U



ЭЛЕКТРОННЫЙ ЖУРНАЛ
КАЛИБРОВОЧНОЕ БЮРО

ВЫПУСК 13

Разработка и внедрение
обучающих систем для
подготовки студентов ВУЗов, ССУЗов
и повышения квалификации кадров

SiKE

SOFTWARE



МЫ ПРЕДЛАГАЕМ ГОТОВЫЕ РЕШЕНИЯ

3D АТЛАСЫ ОБОРУДОВАНИЯ
3D СБОРКА/РАЗБОРКА
АНИМАЦИОННЫЕ ФИЛЬМЫ
ТРЕНАЖЕРЫ ИМИТАТОРЫ
ЭЛЕКТРОННЫЕ КУРСЫ
ЭЛЕКТРОННЫЕ ПЛАКАТЫ

- Проблемы с текучкой кадров?
 - Неоправданные затраты на обучение?
 - Сотрудники долго и некачественно выполняют ремонт?

КОМПАНИЯ SIKE ПРЕДЛАГАЕТ УНИКАЛЬНОЕ РЕШЕНИЕ

ОБУЧАЮЩАЯ СИСТЕМА «ВИРТУАЛЬНЫЙ МЕХАНИК»



Быстрая подготовка
квалифицированного ремонтного
и обслуживающего персонала на
виртуальном оборудовании



Россия, г. Магнитогорск, 455023
Тел.: 8 (3519) 22-22-44, 22-04-05
E-mail: info@sike.ru
Сайт: sike.ru
Интернет-магазин: shop.sike.ru

«КАЛИБРОВОЧНОЕ БЮРО» Электронный научный журнал. Выпуск 13

Дата опубликования: 30.12.2018.

Издается в авторской редакции

УЧРЕДИТЕЛЬ И ИЗДАТЕЛЬ: Кинзин Дмитрий Иванович.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор:

Д.И. Кинзин – кандидат технических наук, доцент.

Технический редактор:

С.А. Левандовский – кандидат технических наук, доцент.

Адрес редакции: 455000, г.Магнитогорск, ул. Ломоносова, 34, 8.

Адрес в Интернет: www.passdesign.ru.

Издание зарегистрировано в Федеральной службе по надзору в сфере связи, информационных технологий и массовых коммуникаций и входит в базу данных Российского индекса научного цитирования (РИНЦ)

Свидетельство о регистрации ЭЛ № ФС 77–51759 от 23.11.2012

ISSN 2308-6440

СОДЕРЖАНИЕ

Сортопрокатное производство	5
<i>Д.И.Кинзин</i>	
ОПЫТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ТРЕНАЖЕРА-ИМИТАТОРА «ПРОКАТКА МЕТАЛЛА В РЕВЕРСИВНОЙ КЛЕТИ КРУПНОСОРТНОГО СТАНА» ДЛЯ ПОДГОТОВКИ СПЕЦИАЛИСТОВ ПО ОБРАБОТКЕ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ	5
Листопрокатное производство	10
<i>А.Н.Колыбанов</i>	
ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ВОСПРОИЗВЕДЕНИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ НЕСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ	10
<i>А.Н.Колыбанов</i>	
ОДИН ИЗ ВОЗМОЖНЫХ ВАРИАНТОВ ВОСПРОИЗВЕДЕНИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ НЕСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ	15
Производство специальных видов проката	20
<i>В.Ю.Рубцов, О.И. Шевченко</i>	
ОСВОЕНИЕ ПРОИЗВОДСТВА МЕЛЮЩИХ ШАРОВ ПЯТОЙ ГРУППЫ ТВЕРДОСТИ В УСЛОВИЯХ АО «ЕВРАЗ-НТМК»	20
Производство гнутых профилей	23
<i>А.В.Филимонов, С.Р.Дзханаев, Е.Д.Кондратьев, В.И.Филимонов</i>	
FORCE DISTRIBUTION AT FLANGE FORMING OF ROLL-FORMED SECTIONS WITH MULTIPLE RIGIDITY ELEMENTS	23
Сведения об авторах	31

Д.И.Кинзин

ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И.Носова»

ОПЫТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ТРЕНАЖЕРА-ИМИТАТОРА «ПРОКАТКА МЕТАЛЛА В РЕВЕРСИВНОЙ КЛЕТИ КРУПНОСОРТНОГО СТАНА» ДЛЯ ПОДГОТОВКИ СПЕЦИАЛИСТОВ ПО ОБРАБОТКЕ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

Аннотация. В статье рассматривается опыт использования тренажера-имитатора реверсивной обжимной двухвалковой клетки крупносортовых или рельсобалочных станов в процессе подготовки специалистов в области обработки металлов давлением.

Ключевые слова: тренажер-имитатор, обжимная реверсивная клетка, обучение специалистов, обработка металлов давлением.

В 2017-18 годах автор преподавал на курсах профессиональной переподготовки сотрудников АО «ЕВРАЗ Нижнетагильский металлургический комбинат» по программе «Обработка металлов давлением», при этом в учебном процессе активно использовался тренажер-имитатор «Прокатка металла в реверсивной клетке крупносортового стана», в разработке которого автор принимал участие (Рис. 1.).

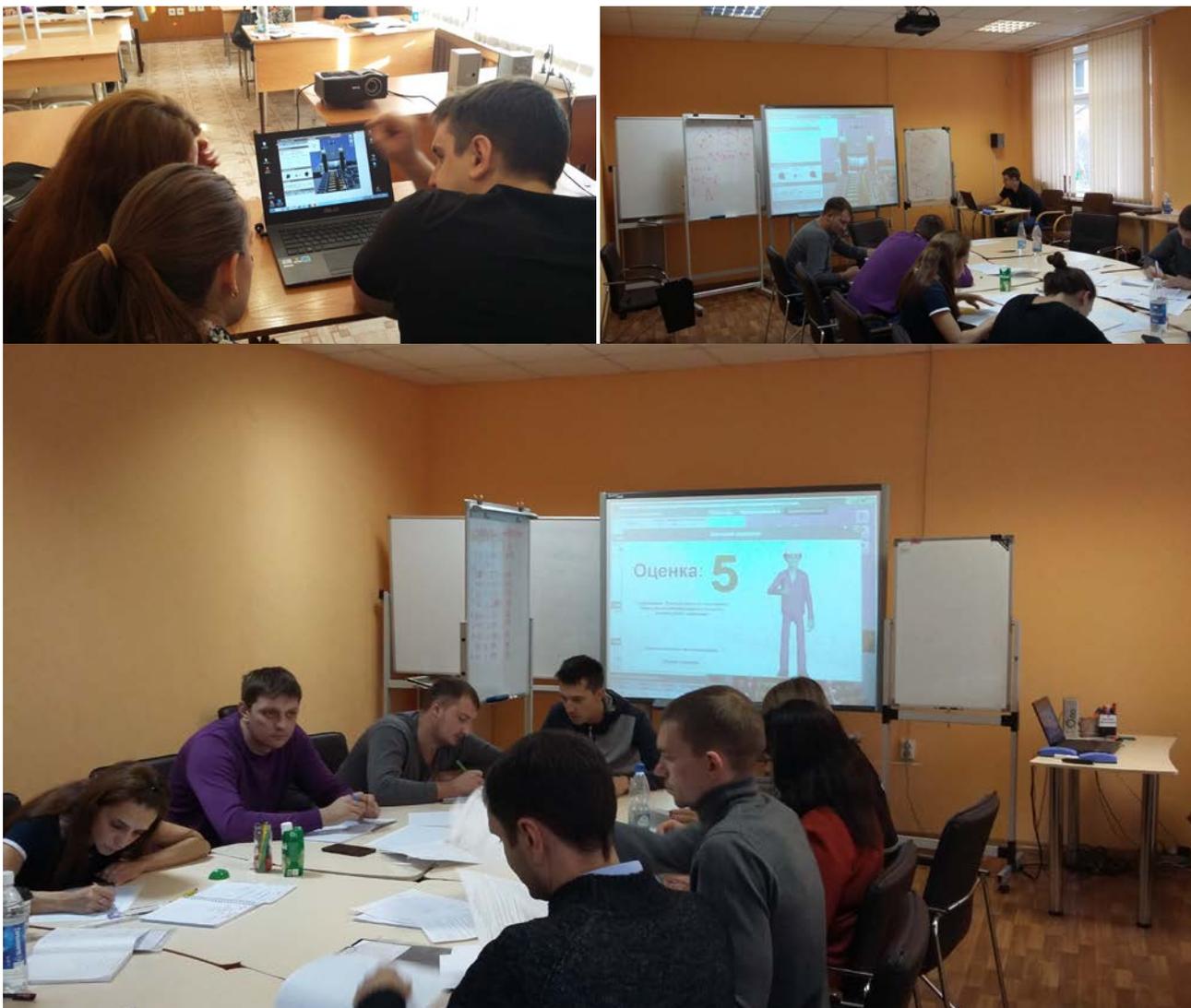


Рис. 1. Обучение специалистов АО «ЕВРАЗ-НТМК» на тренажере-имитаторе

Данный тренажер разработан компанией SIKE и его подробное описание представлено в одиннадцатом номере журнала «Калибровочное бюро» [1].

При разработке данного тренажера было принято решение максимально упростить концепцию и математическую модель программы, и, как показал опыт использования тренажера, это оказалось весьма плодотворным.

В программе реализован процесс прокатки прямоугольных заготовок из блюмов в реверсивной двухвалковой клети, которые часто используются в качестве обжимных на крупносортных или рельсо-балочных станах. При этом у пользователя есть только один вариант калибровки валков и ограниченный выбор размеров блюма и готовой заготовки, температуры нагрева и марки стали (Рис. 2).

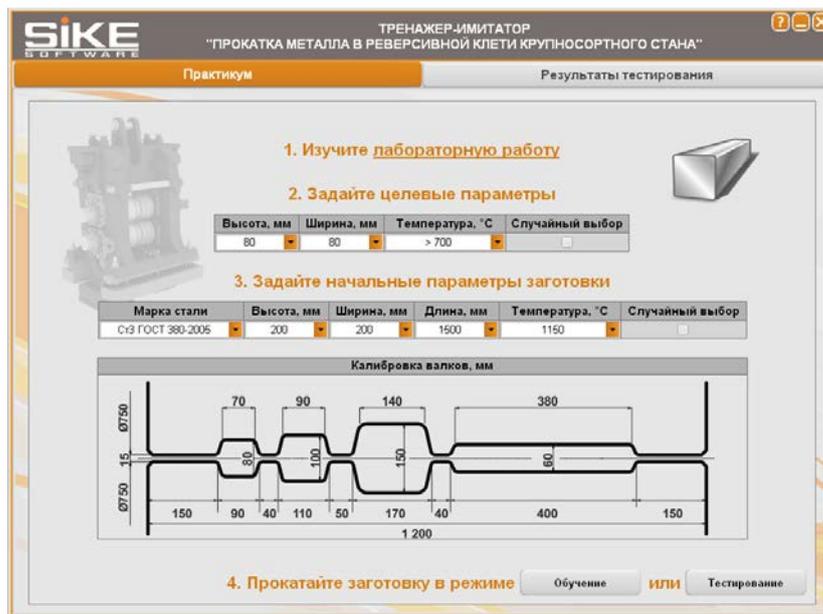


Рис. 2. Окно выбора начальных параметров прокатки

После выбора начальных параметров пользователь может реализовать прокатку выбранного сечения, управляя рольгангами, направляющими линейками с крючковыми кантователями, направлением вращения валков и межвалковым зазором (Рис. 3).

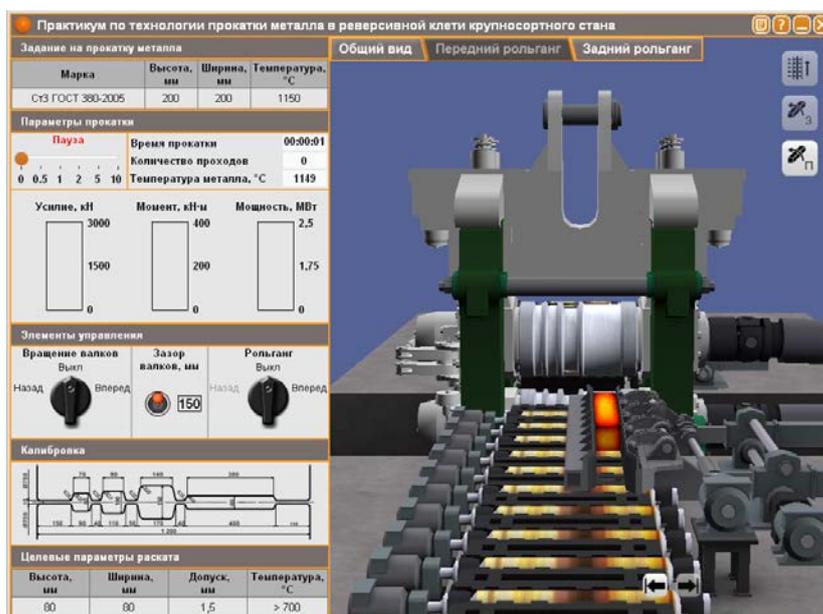


Рис. 3. Рабочее окно тренажера

Но при этом на действия пользователя наложены определенные ограничения, например, нельзя задать раскат в валки, если его ширина больше ширины калибра или угол захвата металла больше допустимого, также есть ограничения по прочности оборудования и мощности двигателя и т.д. Реализуемый процесс протекает во времени, скорость течения которого также можно варьировать.

Пользователь самостоятельно выбирает, какие калибры задействовать, зазор между валками, количество проходов и кантовок. При осуществлении одного прохода программа вычисляет геометрические размеры раската, температуру и энергосиловые параметры, которые в дальнейшем используются как исходные данные для следующего прохода. Данный расчет был реализован в программе на основе простейшей концептуальной причинно-следственной модели (Рис. 4).

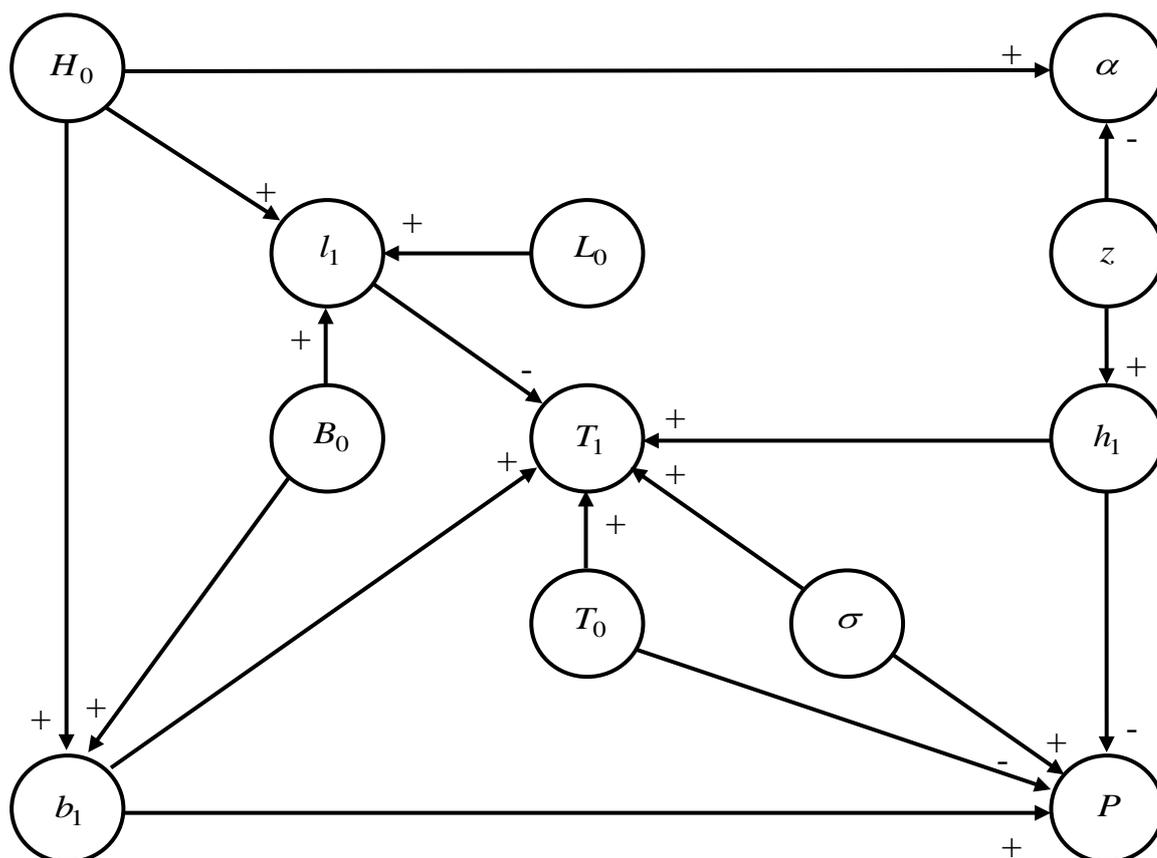


Рис.1. Концептуальная причинно-следственная модель

На рисунке в кружках представлены числовые расчетные или управляемые параметры:

- H_0 – высота раската на входе в валки;
- α – угол контакта металла с валком;
- l_1 – длина раската на выходе из валков;
- L_0 – длина раската на входе в валки;
- z – зазор между валками;
- B_0 – ширина раската на входе в валки;
- T_1 – температура раската на выходе из валков;
- h_1 – высота раската на выходе из валков;
- T_0 – температура раската на входе в валки;

- σ – сопротивление металла пластической деформации;
 b_1 – ширина раската на выходе из валков;
 P – усилие прокатки.

Стрелочками на рисунке показана взаимосвязь между параметрами, а знак «+» или «-» на конце стрелочки показывает, увеличивается или уменьшается параметр на конце стрелочки с увеличением параметра в начале стрелочки. Например, увеличение зазора между валками приводит к увеличению высоты раската на выходе из валков, и т.д. Другие взаимосвязи, кроме тех, что указаны на рис. 4 не рассматриваются. При этом данные взаимосвязи реализованы на основе самых простых формул.

Изменение температуры раската за время прокатки в калибре и перемещения его к следующему калибру рассчитывались на основе метода А.И.Целикова, учитывающего понижение температуры вследствие отдачи теплоты излучением и повышение температуры раската вследствие перехода механической энергии деформации в теплоту [2]. Уширение рассчитывалось по формуле Б.П.Бахтинова для ящичных калибров [3].

Несмотря на столь простую математическую модель, и как показало практическое использование данного тренажера-имитатора, все основные закономерности процесса прокатки отражаются вполне адекватно, и по заверениям многих практиков, которые пробовали работать на данном тренажере, он может быть использован для обучения не только специалистов по обработке металлов давлением в учебных заведениях различного уровня, но и как тренажер для действующих операторов постов управления различных прокатных станков.

Простота тренажера позволяет пользователю быстро освоить работу с программой, что не вызывает отторжения у слушателей с начальным уровнем подготовки, и в тоже время программа дает достаточную свободу действий для реализации множества режимов прокатки, что интересно для более продвинутых пользователей. Таким образом, обучающиеся, которые только знакомятся с основами прокатного производства, могут «почувствовать» процесс прокатки, понять основные закономерности и ограничения, увидеть течение процесса во времени, а студенты старших курсов или даже действующие специалисты, могут попробовать осуществить различные режимы прокатки, сравнить их между собой по различным параметрам и осознать цену ошибки. Также программа позволяет работать в режиме «обучения» – когда пользователь может видеть текущие размеры раската, и в режиме «тестирования» – когда пользователь видит только итоговый результат, что приближено к реальной работе оператора реверсивной клетки.

Можно заключить, что разработка тренажеров различных процессов прокатного производства вполне может быть основана на самых простых математических моделях, при условии адекватного отражения основных закономерностей. В тоже время стремление учесть максимальное количество параметров и процессов зачастую может приводить к внутренним противоречиям, необоснованному усложнению программного продукта, росту требований к аппаратной части тренажера и, как следствие, к его удорожанию. В итоге подобные дорогие тренажеры оказываются сложными в освоении не только для обучающихся, но и для самого преподавателя, и, как следствие, большая часть заложенного функционала на практике не используется, что нужно помнить как разработчикам, так и заказчикам подобных тренажеров-имитаторов.

Библиографический список

1. Чудинова Ю.А., Тихонов А.В. Тренажер «SIKE. Прокатка металла в реверсивной клетки крупносортового стана» // Калибровочное бюро. 2017. №11. С.13-17. URL:<http://www.passdesign.ru/numbers/> (дата обращения: 10.11.2018).
2. Методы проектирования температурных режимов горячей сортовой прокатки: учебное пособие / Ф.С.Дубинский, М.А.Соседкова. Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2007. 18 с.

3. Калибровка прокатных валков / Б.П.Бахтинов, М.М.Штернов. М.:Металлургиздат, 1953. 785 с.

● INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH ●

D.I.Kinzin

Nosov Magnitogorsk State Technical University

**EXPERIENCE OF USING TRAINER-SIMULATOR
«METAL ROLLING IN A REVERSING ROUGHER HEAVY BAR MILL STAND»
FOR TRAINING OF SPECIALISTS IN METAL DEFORMATION PROCESS**

Abstract. The article discusses the experience of using a trainer-simulator of reversing rougher heavy bar mill stand in the process of training specialists in the field of metal forming.

Keywords: trainer-simulator, reversing rougher heavy bar mill stand, training specialists, metal forming process.

А.Н.Колыбанов
ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И.Носова»

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ВОСПРОИЗВЕДЕНИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ НЕСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ ¹

Аннотация. В статье сформулирована и поставлена задача воспроизведения математической модели расчета параметров несимметричной тонколистовой прокатки полос.

Ключевые слова: несимметричная прокатка, вертикальная асимметрия прокатки, форма очага деформации, кинематические параметры, контактные напряжения, энергосиловые параметры.

Введение

Реальный процесс тонколистовой прокатки не является в идеале симметричной прокаткой. На практике граничные условия металла с валками всегда различаются, а физико-механические свойства металла меняются по высоте очага деформации [1]. Это происходит из-за ряда причин: допуски на разницу диаметров рабочих (до 2%) и опорных (до 10%) валков, неравномерность подачи смазки и охлаждающей жидкости на поверхность металла и валков, рассогласование скоростей двигателей индивидуального привода, неравномерность нагрева и охлаждения металла [2].

Все это приводит к несимметричному течению металла в очаге деформации. Для его учета можно использовать математическую модель [3], разработанную Скороходовым В.Н. в 1977 году, для расчета усилия несимметричной прокатки тонких полос. С ее применением были получены хорошие результаты при решении ряда задач [4-10]. Поэтому для дальнейшей работы выбираем именно данную модель.

Особенности математической модели Скороходова В.Н.

Модель позволяет рассчитывать при несимметричном процессе прокатки форму очага деформации, кинематические параметры, контактные напряжения, силовые и энергетические параметры. Расчет ведется для одного продольного вертикального сечения очага деформации с условием, что граничные условия полосы с валками и физико-механические параметры металла не изменяются по ширине полосы.

Проекция длинны дуги контакта металла с ведущим валком:

$$l_{\partial}^1 = \sqrt{\Delta H R_{cp}} + 0,5 H_1 \operatorname{tg} \beta_{np}, \quad (1)$$

С ведомым валком:

$$l_{\partial}^2 = \sqrt{\Delta H R_{cp}} - 0,5 H_1 \operatorname{tg} \beta_{np}, \quad (2)$$

где ΔH – абсолютное обжатие;

R_{cp} – усредненный радиус валков;

H_1 – конечная толщина полосы после прокатки;

β_{np} – предельный угол наклона поперечного сечения полосы на выходе из очага деформации.

¹ Научный руководитель магистранта – к.т.н., профессор каф. ТОМ МГТУ М.И.Румянцев

Величина обжатия металла ведущим валком:

$$\Delta H^1 = \frac{1}{R^1} \left(\sqrt{\Delta H R_{cp}} + 0,5 H_1 \operatorname{tg} \beta_{np} \right)^2, \quad (3)$$

Ведомым валком:

$$\Delta H^2 = \frac{1}{R^2} \left(\sqrt{\Delta H R_{cp}} - 0,5 H_1 \operatorname{tg} \beta_{np} \right)^2, \quad (4)$$

где R^1 и R^2 – радиусы ведущего и ведомого валков соответственно.

Продольное вертикальное сечение очага деформации разбивается на n элементов и для каждого элемента численным методом рассчитываются все остальные параметры.

Угол наклона вертикального поперечного сечения полосы:

$$\beta_x = \frac{1}{x_1 - x_0} \beta_{np} x, \text{ при } x_0 = 0; x_1 = l_d. \quad (5)$$

Контактное перемещение полосы относительно поверхности ведущего валка:

$$U_{ki} = U_{ki(1)} + \gamma U_{ki(2)}. \quad (6)$$

Относительно поверхности ведомого валка:

$$U_{ki} = U_{ki(1)} - \gamma U_{ki(2)}. \quad (7)$$

где $U_{ki(1)}$ – перемещение металла относительно поверхности инструмента, вызванное вытяжкой полосы;

$U_{ki(2)}$ – перемещение металла относительно поверхности инструмента, вызванное рассогласованием окружных скоростей валков;

γ – варьируемый параметр.

Касательное контактное напряжение со стороны ведущего валка:

$$\tau_i = \mu p_i^1 \frac{Uk_i^1}{V^1} C_i. \quad (8)$$

Со стороны ведомого валка:

$$\tau_i = \mu p_i^2 \frac{Uk_i^2}{V^2} C_i, \quad (9)$$

где μ – коэффициента трения;

p_i^1 и p_i^2 – нормальное контактное напряжение со стороны ведущего и ведомого валков соответственно;

Uk_i^1 и Uk_i^2 – контактное перемещение полосы относительно поверхности ведущего и ведомого валка соответственно;

V^1 и V^2 – окружная скорость ведущего и ведомого валков соответственно;

C_i – поправочный коэффициент.

Нормальное контактное напряжение со стороны ведущего валка:

$$p_i = \frac{\sigma_i^1 + 2\sqrt{K_i^2 [1 + 4\mu_i^2] - (\sigma_i^1)^2} \mu_i^2}{1 + 4\mu_i^2}, \quad (10)$$

Со стороны ведомого:

$$p_i = \frac{\sigma_i^2 + 2\sqrt{K_i^2 [1 + 4\mu_i^2] - (\sigma_i^2)^2} \mu_i^2}{1 + 4\mu_i^2}, \quad (11)$$

где σ_i^1 и σ_i^2 – продольные напряжения в точках контакта металла с ведущим и ведомым валком соответственно;

K_i – сопротивление деформации.

Продольные напряжения в точках контакта металла с валками в сечениях входа и выхода из очага деформации:

$$\sigma_{i=1}^1 = -\Psi \sigma_{T_0} - 0,5\sigma_0; \quad (12)$$

$$\sigma_{i=1}^2 = \Psi \sigma_{T_0} - 0,5\sigma_0; \quad (13)$$

$$\sigma_{i=n}^1 = \Psi \sigma_{T_1} - 0,5\sigma_1; \quad (14)$$

$$\sigma_{i=n}^2 = -\Psi \sigma_{T_1} + 0,5\sigma_1; \quad (15)$$

где σ_{T_0} и σ_{T_1} – предел текучести металла на входе и на выходе из очага деформации;

σ_0 и σ_1 – заднее и переднее удельное натяжение;

Ψ – варьируемый параметр.

Усилие прокатки:

$$P = B \sum^n p_i \frac{\Delta x}{\cos \varphi_i}. \quad (16)$$

Момент прокатки:

$$M = BR \sum^n \tau_i \frac{\Delta x}{\cos \varphi_i}, \quad (17)$$

где B – ширина полосы;

Δx – длина одного элемента.

Расчет ведется за счет заданных исходных данных и варьирования параметров Ψ и γ до тех пор, пока не будет достигнуто условие равновесия в системе «ведущий валок-полоса-ведомый валок».

Воспроизведение математической модели Скороходова В.Н.

Данная математическая модель, учитывает несимметричное течение металла в очаге деформации при расчете параметров тонколистовой холодной прокатки полос. Следовательно, её можно применять для разработки режимов прокатки близких к симметричным и несимметричным процессам. В наших исследованиях [12-14] такая модель предназначена, в частности, для прогноза коэффициента податливости полосы $\Delta P/\Delta h$ с учетом реальной

асимметрии процесса прокатки на промышленных станах. Поэтому модель должна рассчитывать усилие несимметричной тонколистовой прокатки с погрешностью не более 15% [3] при правильном задании исходных данных.

Особенностью модели, разработанной В.Н.Скореходовым, является определение значения предельного угла наклона β_{np} поперечного сечения полосы на выходе из очага деформации с помощью номограммы, построенной по результатам экспериментальных исследований. Следовательно, для воспроизведения указанной модели с необходимой точностью необходимо получить наиболее точное отображение указанной номограммы.

Заключение

На практике симметричный процесс прокатки не является таковым по ряду причин (рассогласование скоростей валков, разность диаметров валков и т.д.). Для их учета при расчете коэффициента податливости полосы $\Delta P/\Delta h$ в условиях реальной асимметрии прокатки на промышленных станах была выбрана математическая модель Скореходова В.Н. Была поставлена задача воспроизведения математической модели в среде Microsoft Excel на основе Visual Basic for Applications [11]. Для достижения указанной цели необходимо отобразить номограмму зависимости угла наклона поперечного сечения от факторов процесса прокатки.

Библиографический список

1. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки. М.: Металлургия, 1970. 358 с.
2. Выдрин В.Н. Динамика прокатных станов. Свердловск: Металлургиздат, 1960. 255 с.
3. Скореходов В.Н. Исследование контактного взаимодействия металла с валками при несимметричном процессе прокатки тонких полос: Диссертация. Москва: ФГБОУ ВПО «МИСиС», 1977. 193 с.
4. Скореходов В.Н., Полухин В.П., Муравлев М.А. Анализ энергосиловых параметров несимметричной тонколистовой прокатки. Академия наук СССР. Известия. Сер. Металлы. 15/04/1988. №2. 66-73 с.
5. Полухин, В.П., Скореходов В.Н., Поляков М.Г. Эффективность несимметричного процесса прокатки тонких полос. Труды Московского института стали и сплавов: науч. труды / МИСиС. М.: Металлургия. Вып.110: Теория и технология деформации металлов: Сб.статей / МИСиС, П.И.Полухин. М.: Металлургия, 1978. 71-77 с.
6. Николаев В.А., Скореходов В.Н., Полухин В.П. Несимметричная тонколистовая прокатка. М.: Металлургия, 1993. С. 188-193.
7. Скореходов В.Н. Расчет скоростных параметров непрерывной прокатки тонких полос с заданным уровнем натяжения / Обработка металлов давлением / В.Н.Скореходов, Н.И.Ефремов, А.Ф.Пименов, Ю.В.Липухин // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 15/09/1983. №9. С. 55-58.
8. Скореходов В.Н., Липухин Ю.В., Пименов А.Ф. Освоение холодной прокатки т дрессировки тонких полос с рассогласованием скоростей валков. Сталь. 1983. №8. С. 48-52.
9. Скореходов В.Н., Поляков М.Г., Скореходов С.Н. Исследование течения металла при несимметричной прокатке. – Изв. Вузов. Черная металлургия. 1977. №8. С. 73-75.
10. Скореходов В.Н., Муравлев М.А., Скореходов С.Н. Геометрия очага деформации при несимметричной тонколистовой прокатке. Изв. Вузов. Черная металлургия. 1988. №11. С. 56-61.
11. Гайнанова Р.Ш., Широкова О.А. Программирование на Visual Basic for Application в Excel: учебное пособие. Казань: КФУ, 2012. 153 с.
12. Румянцев М.И., Колыбанов А.Н. Постановка задачи и некоторые результаты моделирования процесса холодной листовой прокатки с учетом вертикальной асимметрии очага деформации и деформации валков. Тезисы докладов 76-й международной научно-

технической конференции. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И.Носова, 2018. Т1. С. 129-130.

13. Румянцев М.И., Колыбанов А.Н. Постановка задачи упрощения расчета деформации валков и профиля полосы при прокатке в клети кварто // Калибровочное бюро: электрон. науч. журн. Выпуск 12. 2018. С. 18-21. URL: <http://passdesign.ru>.
14. Колыбанов А.Н. Упрощение расчета деформации валков и профиля полосы при прокатке в клети кварто с применением методики планирования эксперимента // Калибровочное бюро: электрон. науч. журн. выпуск 12. 2018. С. 22-25. URL: <http://passdesign.ru>.

● INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH ●

A.N.Kolybanov

Nosov Magnitogorsk State Technical University

**STATEMENT OF THE PROBLEM TO REPRODUCTION
OF THE MATHEMATICAL MODEL OF CALCULATION OF THE PARAMETERS
OF THE ASYMMETRIC ROLLING**

Abstract. The article formulated and posed the problem to reproduction of the mathematical model of calculation of the parameters of the asymmetric rolling.

Keywords: asymmetric rolling, form of hearth of deformation, kinematic parameters, contact stress, power parameters.

А.Н.Колыбанов
ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И.Носова»

ОДИН ИЗ ВОЗМОЖНЫХ ВАРИАНТОВ ВОСПРОИЗВЕДЕНИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ НЕСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ²

Аннотация. В статье рассмотрен и реализован один из возможных вариантов воспроизведения программы расчета параметров несимметричной прокатки на основе математической модели Скороходова В.Н.

Ключевые слова: несимметричная прокатка, вертикальная асимметрия прокатки, форма очага деформации, кинематические параметры, контактные напряжения, энергосиловые параметры.

Введение

Ранее была сформулирована и поставлена задача воспроизвести математическую модель Скороходова В.Н. [1] расчета параметров несимметричной тонколистовой прокатки в среде Microsoft Excel на основе Visual Basic for Applications. Она учитывает несимметричное течение металла в очаге деформации и позволит разрабатывать режимы прокатки для промышленных станов с учетом реальной несимметричности процесса. Учет реальной несимметрии важен, в частности, для повышения точности прогноза коэффициента податливости полосы $\Delta P/\Delta h$ при определении упругих деформаций валковой системы с целью оценки ограничений по поперечной разнотолщинности и плоскостности прокатанной полосы [2-4].

Особенностью модели, разработанной В.Н.Скороходовым, является определение значения угла наклона поперечного сечения, вызванного несимметрией граничных условий, с помощью номограммы, построенной по результатам экспериментальных исследований. В данной работе получено численное отображение указанной номограммы в области, соответствующей реальным процессам прокатки на промышленных станах.

Методика исследования

Для получения массива значений угла наклона поперечного сечения β_{np} в области реальной несимметричности процесса прокатки на промышленных станах выполняли расчеты по программе, разработанной по описанию модели В.Н.Скороходова в работе [1]. Режимы прокатки (обжатия, натяжения, пределы текучести металла и коэффициенты трения) приняли по данным работы [5, табл.2] (всего 60 вариантов). Во всех случаях задавали разницу диаметра валков 2%. При этом рассогласование окружных скоростей валков находилось в пределах от 1 до 1,02. Угол наклона поперечного сечения полосы варьировали как исходное данное и за искомое значение β_{np} принимали такое, при котором расчетами по программе получали равновесное состояние системы «валки-полоса».

Построение и оценка математической модели для прогноза угла наклона поперечного сечения

Расчетами по изложенной выше методике получили числовой массив, состоящий из 60 наблюдений. Для построения математической модели, отображающей влияние условий про-

² Научный руководитель магистранта – к.т.н., профессор каф. ТОМ МГТУ М.И.Румянцев

катки на величину угла β_{np} , использовали нелинейный множественный регрессионный анализ с помощью программы STATISTICA [6]. Была получена следующая аппроксимация:

$$\begin{aligned} \beta_{np} = & 156,49 + 153,75H_0 - 23,89H_0^2 - 159,6H_1 - 33,42H_1^2 - 0,35D + 0,0002D^2 - \\ & - 2012\mu + 5197,2\mu^2 + 0,3982\sigma_{T_0} - 2 \cdot 10^{-5}\sigma_{T_0}^2 - 0,41\sigma_{T_1} + 10^{-5}\sigma_{T_1}^2 - 0,101\sigma_0 + \\ & + 3 \cdot 10^{-5}\sigma_0^2 + 0,0466\sigma_1 - 8 \cdot 10^{-5}\sigma_1^2 - 0,906\varepsilon - 5 \cdot 10^{-4}\varepsilon^2 + 55,739H_0H_1 - \\ & - 0,178H_0D + 0,2007H_1D - 2083H_0\mu + 2376,2H_1\mu + 2,4159D\mu - \\ & - 0,07H_0\sigma_{T_0} + 0,0816H_1\sigma_{T_0} - 4 \cdot 10^{-4}D\sigma_{T_0} - 4,118\mu\sigma_{T_0} + 0,0874H_0\sigma_{T_1} - \\ & - 0,107H_1\sigma_{T_1} + 0,0004D\sigma_{T_1} + 3,6866\mu\sigma_{T_1} + 3 \cdot 10^{-5}\sigma_{T_0}\sigma_{T_1} + 0,0134H_0\sigma_0 - \\ & - 0,028H_1\sigma_0 + 10^{-4}D\sigma_0 + 0,4061\mu\sigma_0 - 10^{-4}\sigma_{T_0}\sigma_0 + 10^{-3}\sigma_{T_1}\sigma_0 - \\ & - 0,016H_0\sigma_1 + 0,0153H_1\sigma_1 + 10^{-5}D\sigma_1 - 0,445\mu\sigma_1 - 9 \cdot 10^{-5}\sigma_{T_0}\sigma_1 + \\ & + 7 \cdot 10^{-5}\sigma_{T_1}\sigma_1 + 4 \cdot 10^{-5}\sigma_0\sigma_1 - 0,218H_1\varepsilon + 7 \cdot 10^{-4}D\varepsilon + 21,912\mu\varepsilon - \\ & - 4 \cdot 10^{-5}\sigma_{T_0}\varepsilon - 2 \cdot 10^{-4}\sigma_0\varepsilon, \end{aligned} \quad (1)$$

где H_0 и H_1 – начальная и конечная толщина полосы;

D – диаметр ведомого вала;

μ – коэффициента трения;

ε – относительное обжатие;

σ_{T_0} и σ_{T_1} – предел текучести металла на входе и на выходе из очага деформации;

σ_0 и σ_1 – заднее и переднее удельное натяжение.

На рис.1 представлена диаграмма соответствия угла наклона β_{np} полученного экспериментально и рассчитанного с помощью выражения (1). В табл. 1 приведены относительные δ и абсолютные Δ погрешности, коэффициент детерминации (степень соответствия) R^2 и действенность [7, 8] E_δ полученной математической модели при $|\delta| \leq 50\%$. Указанные оценки качества модели показывают, что ее соответствие результатам эксперимента можно считать отличным.

Дополнив ранее разработанную программу зависимостью (1) повторили расчет для исходного массива режимов прокатки. Результаты перерасчета представлены на рис.2 и в табл.2. Относительные δ и абсолютные Δ погрешности, коэффициент детерминации (степень соответствия) R^2 и действенность E_δ полученной математической модели при $|\delta| \leq 5\%$. Указанные оценки качества модели показывают, что ее соответствие результатам эксперимента можно считать хорошими.

Также выполнили контрольный расчет для режимов прокатки (табл. 3), исследованных в работе [9]. Результаты контрольного расчета представлены в табл. 4.

Таким образом, была разработана одна из возможных программ на основе математической модели Скороходова В.Н. расчета параметров несимметричной прокатки полос в среде Microsoft Excel на основе Visual Basic for Applications [10]. Полученную математическую действенность модели 93,44% при допустимой погрешности 5% можно считать хорошим результатом.

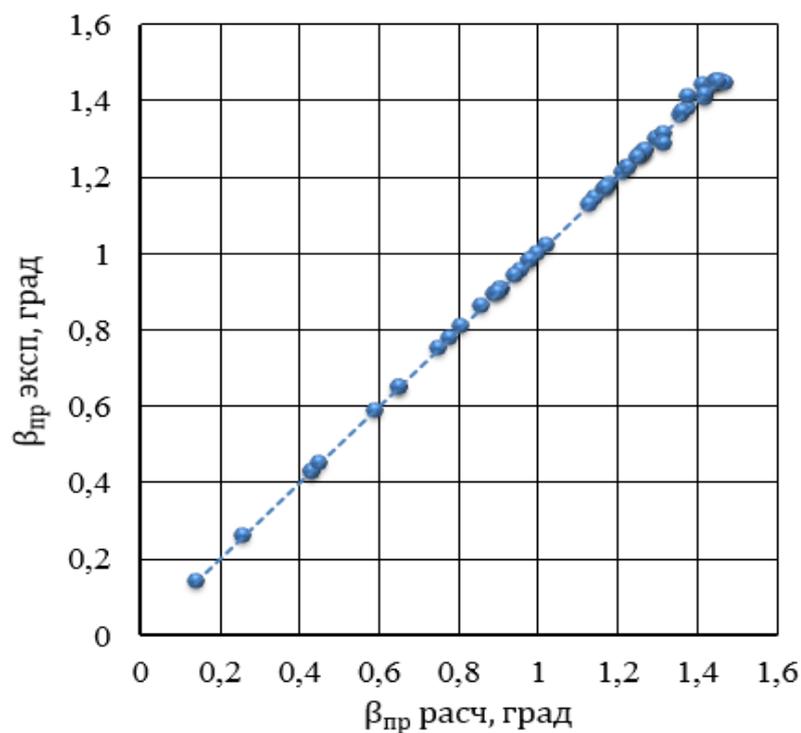


Рис.1. Диаграмма соответствия предельного угла наклона поперечного сечения полосы на выходе из очага деформации

Таблица 1

Характеристики качества модели (1)

Предельный угол наклона поперечного сечения полосы на выходе из очага деформации					
$\delta, \%$	$\delta_{cp}, \%$	$\Delta, \text{град}$	$\Delta_{cp}, \text{град}$	R^2	$E_5, \%$
-2,19...2,59	0,00	-0,03...0,04	0,00	0,99	98,75

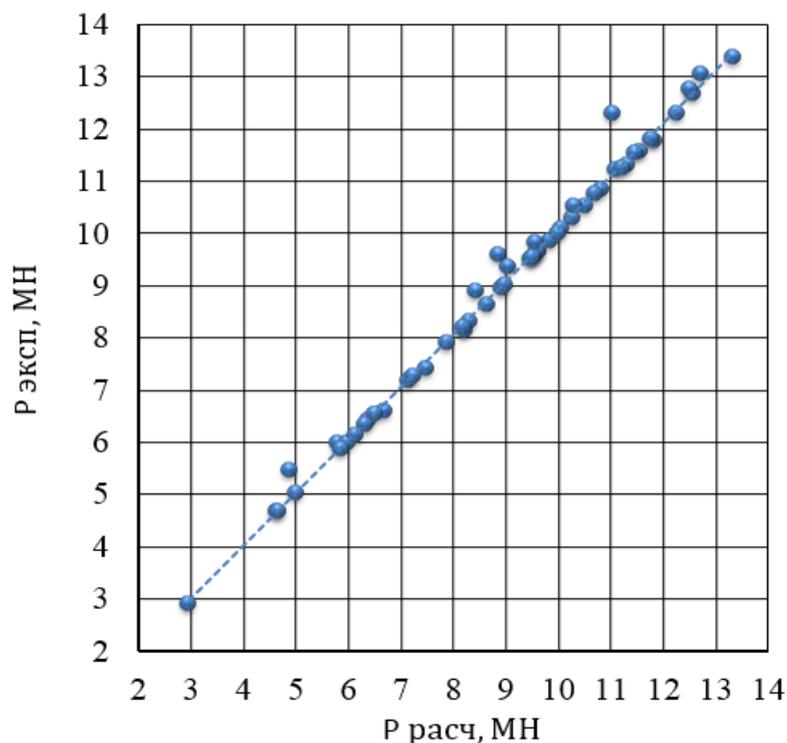


Рис.2. Диаграмма соответствия усилия прокатки

Таблица 2

Характеристики качества моделирования с применением компьютерной программы

Усилие прокатки					
$\delta, \%$	$\delta_{cp}, \%$	$\Delta, \text{МН}$	$\Delta_{cp}, \text{МН}$	R^2	$E_5, \%$
-2,53...10,32	0,84	-0,11...1,24	0,08	0,98	93,44

Таблица 3

Режимы прокатки полос размером 0,5x1100 мм из подката толщиной 2,0 мм на 4-клетевом стане 1700

Номер клетки	$H, \text{мм}$	$\Delta h, \text{мм}$	$\sigma_T, \text{МПа}$	$\sigma_1, \text{МПа}$	$P, \text{МН}$
1	1,45	0,55	670	175,5	9,80
2	0,94	0,51	830	232,1	12,65
3	0,62	0,32	855	190,6	13,05
4	0,50	0,12	870	47,5	12,75

Таблица 4

Характеристики качества моделирования с применением компьютерной программы

Усилие прокатки					
$\delta, \%$	$\delta_{cp}, \%$	$\Delta, \text{МН}$	$\Delta_{cp}, \text{МН}$	R^2	$E_5, \%$
0,53...2,38	1,71	0,07...0,31	0,20	0,99	100,00

Заключение

Была разработана программа, которая является одной из возможных, на основе математической модели Скороходова В.Н. расчета параметров несимметричной прокатки полос. Предельный угол наклона β_{np} поперечного сечения полосы на выходе из очага деформации теперь является варьируемым параметром. Для оптимизации программы было получено выражение (1), с помощью множественного нелинейного регрессионного анализа [6] (на основе режимов прокатки [5, табл.2] близких к симметричным ($\alpha = 1,02$)), которое позволяет рассчитывать β_{np} с математической действенностью 98,75% при допустимой погрешности 5%. Полученная итоговая программа рассчитывает усилие прокатки с математической действенностью 93,44% с допустимой погрешностью 5%, и максимальная погрешность расчетов не превышает допустимые 15% [1], что является хорошим результатом и поэтому программу можно использовать для разработки режимов прокатки.

Библиографический список

1. Скороходов В.Н. Исследование контактного взаимодействия металла с валками при несимметричном процессе прокатки тонких полос: Диссертация. Москва: ФГБОУ ВПО «МИСиС», 1977. 193 с
2. Румянцев М.И., Колыбанов А.Н. Постановка задачи и некоторые результаты моделирования процесса холодной листовой прокатки с учетом вертикальной асимметрии очага деформации и деформации валков. Тезисы докладов 76-й международной научно-технической конференции. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Носова, 2018. Т1. С.129-130.
3. Румянцев М.И., Колыбанов А.Н. Постановка задачи упрощения расчета деформации валков и профиля полосы при прокатке в клетки кварто // Калибровочное бюро: электрон. науч. журн. Выпуск 12. 2018. С. 18-21. URL: <http://passdesign.ru>.

4. Колыбанов А.Н. Упрощение расчета деформации валков и профиля полосы при прокатке в клети кварто с применением методики планирования эксперимента // Калибровочное бюро: электрон. науч. журн. Выпуск 12. 2018. С. 22-25. URL: <http://passdesign.ru>.
5. Химич Г.Л., Цалюк М.Б. Оптимизация режимов холодной прокатки на ЭЦВМ. М., «Металлургия», 1973, 256 с.
6. Боровиков В.П. Программа STATISTICA для студентов и инженеров – 2-е изд., перераб. и доп. М.: Компьютер Пресс, 2001. 301 с.
7. Румянцев М.И. Методы разработки и улучшения технологий производства проката для совершенствования листопрокатных технологических систем // Теория и технология металлургического производства. 2017. №4 (23). С. 26-36.
8. Румянцев М.И. К вопросу построения математических моделей для исследования процессов прокатного производства / Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: междунар. сб. науч. тр. / под ред. А.Б. Моллера. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск, гос. техн. ун-та им. Г.И.Носова. 2018. Вып. 24. С. 18-24.
9. Николаев В.А., Скороходов В.Н., Полухин В.П. Несимметричная тонколистовая прокатка. М.: Metallurgy, 1993. 193 с.
10. Гайнанова Р.Ш., Широкова О.А. Программирование на Visual Basic for Application в Excel: учебное пособие. Казань: КФУ, 2012. 153 с.

● INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH ●

A.N.Kolybanov
Nosov Magnitogorsk State Technical University

**ONE OF THE POSSIBLE OPTIONS TO REPRODUCTION OF
THE MATHEMATICAL MODEL OF CALCULATION OF THE PARAMETERS OF
THE ASYMMETRIC ROLLING**

Abstract. The article reviewed and implemented one of the possible program to reproduction of the mathematical model of calculation of the parameters of the asymmetric rolling.

Keywords: asymmetric rolling, form of hearth of deformation, kinematic parameters, contact stress, power parameters.

В.Ю.Рубцов

АО «ЕВРАЗ Нижнетагильский металлургический комбинат»

О.И. Шевченко

«Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина»

Нижнетагильский технологический институт (филиал)

ОСВОЕНИЕ ПРОИЗВОДСТВА МЕЛЮЩИХ ШАРОВ ПЯТОЙ ГРУППЫ ТВЕРДОСТИ В УСЛОВИЯХ АО «ЕВРАЗ-НТМК»

Аннотация: Представлены результаты опытной прокатки и термообработки мелющих шаров Ø120 мм с получением пятой группы твердости, согласно заявленным эксплуатационным требованиям вновь построенного шаропрокатного стана. Результаты показывают возможность изготовления шаров пятой группы в условиях АО «ЕВРАЗ-НТМК».

Ключевые слова: мелющий шар, группа твердости, объемная прокаливаемость, закалка, отпуск.

В последние годы на рынке мелющих шаров появилось значительное количество компаний, предлагающих шары пятой группы твердости, но в большинстве случаев это шары диаметром до 50 мм. Производители шаров пятой группы твердости, диаметром более 100 мм, на мировом рынке полностью отсутствуют. Данная группа твердости характеризуется объемной прокаливаемостью (табл. 1) [1].

Таблица 1

Твердость шаров после термообработки

Условный диаметр шара, мм	Группа твердости									
	1		2		3		4		5	
	Твердость HRC не менее									
	На поверхности				На глубине 0,5 радиуса шара		На поверхности		Объемная	
от 15 до 45	45	49	55	55	45		61		57	
от 50 до 70	43	48	53	53	43		60		53	
от 80 до 100	39	42	52	52	40		58		48	
от 110 до 120	35	38	50	50	35		56		43	

В свою очередь шары больших диаметров (90, 100, 120 мм) являются наиболее популярными у потребителей и составляют в массовом эквиваленте большую часть заказов. Например, за 2017 год АО «ЕВРАЗ-НТМК» реализовало 90 тыс.т. шаров Ø120 мм, 12 тыс.т. шаров Ø100 мм, 18 тыс.т. шаров Ø90 мм, 24 тыс.т. шаров Ø80 мм и 18 тыс.т. шаров Ø60 мм. Таким образом, шар Ø120 мм составляет 55% в объеме всех заказов, поэтому улучшение его качества является основной коммерческой задачей шаропрокатного производства в настоящее время.

Для реализации данной программы в 2017-2018 годах был построен новый шаропрокатный стан на площадке рельсобалочного цеха, рекомендована марка стали 75ХГФН на основе марки 70ХГФА [2], используемая для шаров пятой группы твердости, также создан комплекс термообработки шаров, включающий зону выравнивания температур, закалочное устройство, печь отпуска и устройство охлаждения готового изделия. По заявленным данным режимы работы комплекса устройств позволяют получить шары пятой группы твердости, отвечающие необходимым требованиям, при этом отпуск в печи с температурой рабочего пространства до 250°C обеспечит выравнивание температуры после закалки и повысит ударную вязкость, что увеличит прочность готовой продукции и исключит брак по хрупкому разрушению шаров. После пробной прокатки шара Ø120 мм, в феврале 2018 года, были проведены исследования по возможности получения пятой группы твердости. Исследования проведены на двух марках стали. Часть изделий закалена вне комплекса (вручную), с после-

дующим прохождением печи отпуска, другая часть прошла полностью комплекс термообработки на вновь вводимом оборудовании (табл. 2).

Таблица 2

Параметры термообработки опытных образцов

Параметр	Номер опытного режима			
	№1	№2	№3	№4
Марка стали	Ш-3Р	75ХГФН	Ш-3Р	75ХГФН
Условия закалки	вне комплекса	в барабане	вне комплекса	в барабане
Температура шара перед закалкой, °С	840	830	910	920
Температура воды, °С	30	30	14	16
Время закалки, мин.	3	3	10	10
Температура отпуска, °С	170	170	160	170
Время отпуска, час.	3	3	3	3

Для исследования шаров, перпендикулярно технологическому пояску вырезался темплет. Измерения твердости проводились на твердомере ТР 150Р. Твердость на поверхности шара $T_{\text{ПОВ}}$ определяли на двух диаметрально-противоположных зачищенных площадках. Твердость по сечению шара определяли на двух взаимно-перпендикулярных прямых на расстоянии четверти радиуса $T_{1/4R}$, половины радиуса $T_{1/2R}$, три четверти радиуса $T_{3/4R}$ и в центре шара $T_{\text{Ц}}$. Минимальное и максимальное значение не учитывали, твердость определяли как среднее арифметическое двух оставшихся значений измерений. Объемная твердость определялась по формуле:

$$OT = 0,289 T_{\text{ПОВ}} + 0,436 T_{1/4R} + 0,203 T_{1/2R} + 0,0063 T_{3/4R} + 0,0009 T_{\text{Ц}}. \quad (1)$$

Макроструктура выявлялась методом глубокого горячего травления в пятидесятипроцентном водном растворе соляной кислоты. Результаты дюрOMETрического анализа для шаров Ø120 мм с термической обработкой по различным режимам приведены в табл. 3.

Таблица 3

Результаты измерения твердости в сравнении с требованиями ГОСТ 7524-2015

Номер опытного режима	Твердость, HRC					
	$T_{\text{ПОВ}}$	$T_{1/4R}$	$T_{1/2R}$	$T_{3/4R}$	$T_{\text{Ц}}$	OT
1	54,5	39,25	38	38,75	41	40,85
2	55	51,75	52,25	51,75	53	54,61
3	58	53,25	40	42,25	42,25	51,14
4	55,75	54,25	54,75	55,5	55,0	54,85
Требования ГОСТ 7524-2015	56					43

После термической обработки по режимам №2 и №4 на поверхности шаров и на макрошлифах выявлены трещины, распространяющиеся вглубь металла на глубину до 45-50 мм (рис. 1.е, 1.б, и 1.в), трещины извилистые с широко раскрытыми краями, наиболее выражены на режиме №4 (рис 1.д).

Согласно результатам табл. 3, критерию объемной твердости удовлетворяют все режимы, за исключением №1, что свидетельствует о хорошей прокаливаемости стали марок 75ХГФН и Ш-3Р, достаточной для получения мелющих шаров пятой группы твердости при Ø120 мм. Критерию поверхностной твердости полностью удовлетворяет только режим №3 (сталь Ш-3Р). Кроме того, мелющие шары из стали 75ХГФН имеют множество трещин, что

обуславливает повышенные требования к точности соблюдения температурно-временных параметров и усложняет режим термической обработки в целом.

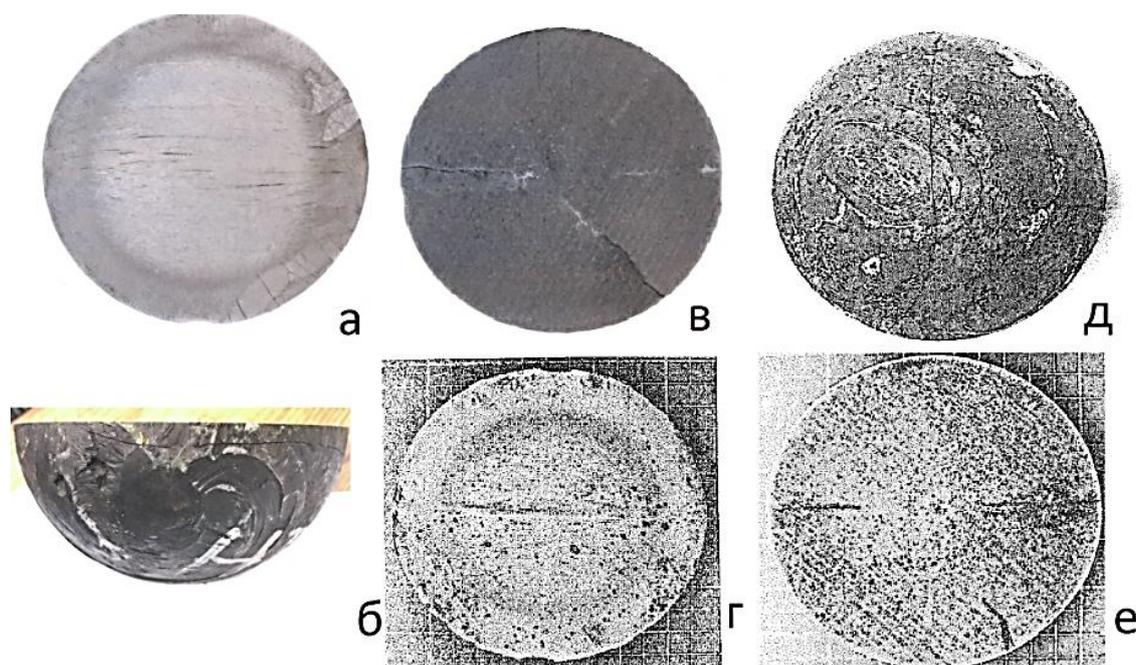


Рис. 1. Макроструктура мелющих шаров, с различной термической обработкой:
а, б, г, е – макроструктура шаров с термообработкой по режимам №1-4 соответственно;
б, д – вид поверхности шаров с термообработкой по режимам №2 и №4

На настоящем этапе оптимальным вариантом является использование стали Ш-3Р, которая является менее требовательной к жесткому соблюдению параметров термообработки, а также имеет достаточную прокаливаемость и более низкую стоимость. Таким образом, настоящие исследования подтверждают возможность изготовления мелющих шаров пятой группы твердости диаметром до 120 мм на вновь вводимом оборудовании АО «ЕВРАЗ-НТМК».

Библиографический список

1. ГОСТ 7524-2015 Шары мелющие стальные для шаровых мельниц.
2. ГОСТ 1071-81 Проволока стальная пружинная.

————— INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH —————

V.Y.Rubtsov

EVRAZ Nizhny Tagil Metallurgical Plant

O.I.Shevchenko

Federal University named after first President of Russia B.N.Yeltsin

Nizhny Tagil technological Institute (branch)

GRINDING STEEL BALLS 5 GROUP PRODUCTION IN THE CONDITIONS OF JSC «EVRAZ-NTMK»

Abstract. The results of experimental rolling and heat treatment of grinding steel balls $\varnothing 120$ mm are presented with the production of the 5 group of hardness, in accordance with the declared operational requirements of the newly constructed ball rolling mill. The results show the possibility of making balls of Group 5 in the conditions of JSC EVRAZ-NTMK.

Keywords: grinding steel ball, hardness group, bulk hardenability, hardening, tempering.

A.V.Filimonov

Ltd Co «New Industrial technologies», city of N. Novgorod

S.R.Dzhanaev, E.D.Kondratiev, V.I.Filimonov

JSC «Ulyanovsk Mechanical Plant», town of Ulyanovsk

FORCE DISTRIBUTION AT FLANGE FORMING OF ROLL-FORMED SECTIONS WITH MULTIPLE RIGIDITY ELEMENTS

Abstract: A new approach to calculate the linear force and expanding force between the rolls is proposed. The approach cumulate theoretical, finite-element and experimental methods. Some comparisons of the obtained results with those of previous authors are made. The proposed approach is obviously easier and exact.

Key words: forming roll, roll-formed section, rigidity element, linear force, load point.

These latest years the intensified roll-forming processes are of growing importance for constructional engineering and machine building [1-4]. Reduction of number of passes and diminution of forming roll diameters, use of closed-end openings and severe roll-forming modes – these are only few factors specific for the intensive deformation method (IDM) [5] which increase the level of the process force parameters, especially, if the folded flanges bear some rigidity elements. One of the most important factors is the market trend of commissioning new 3 mm coil stock with zinc coating [6]. If during roll-forming the contact stresses between the band coating and the forming tool are huge, the coat material is seized by the tool, reducing thus its service life due to premature wear. The task of force parameters calculation, as well as force distribution determination, are among the most important problems in roll-forming relating to further calculation of forming tool parameters, tool wear assessment and specialized roll-forming machine parameters computation.

It is most rational to consider this subject as a case study of roll-forming of a U-section with peripheral rigidity elements turned inwards. The last stipulation is of primary importance since the external rigidity elements are usually formed with their bending over round areas of the forming tool. This requires the consideration of the full stress diagram and renders the task rather complicated. The case study of U-section makes it possible to study the folding of a flat flange which is equivalent to any flange with rigidity elements turned inwards (fig. 1). The above equivalence is established through the use of local rigidity method exposed in paper [7].

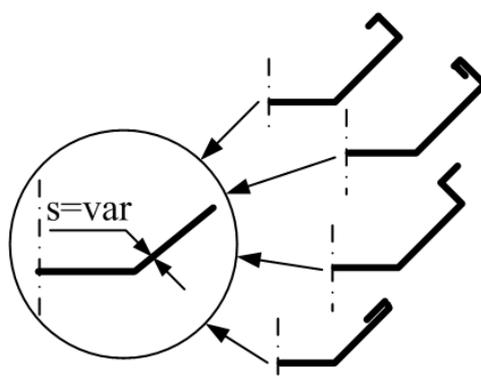


Fig. 1. Reduction of a flange with rigidity elements to a smooth flange with equivalent thickness

The force distribution on the blank surface during roll-forming, broadly speaking, is far to be a trivial task, even for an angle or a U-section [5, 8]. The point is that previous hypotheses of uniform or linear distribution of bending forces, which were earlier used to design the analytical models, are not in full agreement with experimental data neither in intensive deformation method, nor in traditional roll-forming.

More precise data relating to force distribution may be obtained via the use of the finite element methods [9, 10] realized, for instance, in LS-Dyna program (being an Ansys program module) [11]. Thus, we simulated the U-section roll-forming with folding angles specific for respective combination of the shape cross-section parameters being as follow: flange width being from 10 to 60 mm with a step of 10 mm; blank thickness being from 1 to 4 mm with a step of 1 mm. The simulation parameters are as follows: finite element type was Shell 163 with single point reduced integration diagram spreading over the surface with Hourglass 4 checking; material model for the section was a bi-linear isotropic model (*MAT_PLASTIC_KINEMATIC), for rolls - tool steel – U8. The rolls were considered as perfectly rigid bodies with finite-element meshing on their surface only. The contact between the rolls and the blank (forming surface-to-surface contact) was taken in the form FSTS, while the one for the blank was ASTS (automatic surface-to-surface contact).

The simulation has shown that the distribution of normal forces across the folded flange has a form reminding a hyperbole or an exponential curve with its maximum value located near the bending zone. At the same time, up to 90 % of the shear area falls to a 1/3 of the flange width if counted from the bending zone. At this level, the force values for different blank thicknesses were 0.2 to 0.5 of the maximum force which were observed near the bending zone. Fig. 2 obtained in simulation process illustrates the character of the linear force distribution on the outer surface of the blank turned toward the lower roll.

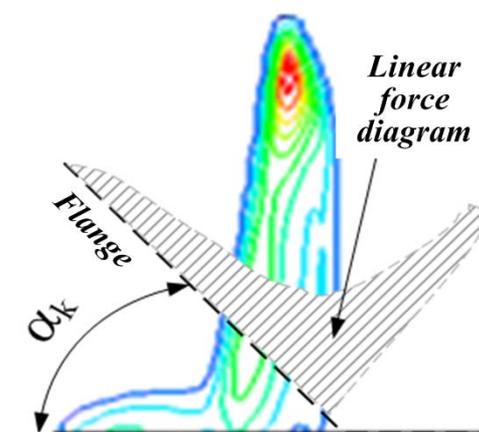


Fig. 2. Linear force distribution along the folded flange at a total bending angle of α_k

The finite element method is to be considered as a tool ad hoc, intended to solve a very specific problem. It differs from analytical methods by its limitations referring to the generalization of the results being applied to a large class of contact problems, including those existing in the roll-forming.

To make the transfer to analytical representation of linear force distribution along the flange width, it is convenient to tie-up the value of acting forces to the working surface of the forming rolls or to the points of the blank surface in the axial plane of forming rolls (fig. 3). It may be done through natural setting of the blank medium surface with the help of two parameters: r – current coordinate along the medium line of the folded flange, counted from the bending zone; α – resultant flange folding angle equal to the total bending angle of the current pass k ($\alpha = \alpha_k$). In this case the folding angle in the current pass will be denoted as follows $\theta_k = \alpha_k - \alpha_{k-1}$.

Taking into account the results of the mathematical simulation, it is supposed to describe the roll-forming process with the help of a hypothetical exponential force distribution function reflecting the active forces in the current pass:

$$P(r) = P_0 \exp\left(-\frac{r-x}{n}\right), \quad (1)$$

where: P_0 – is the maximum value of the acting force; r – is the current coordinate counted along the generatrix of the forming roll tapering part; n is a dimension parameter determining the exponent form; x is the dimension of the «dead zone» (lack of contact in the angle zone), i.e. distance to the junction point of the generating lines of cylindrical and conical parts of the lower forming roll extending to the contact point between the blank and the tool.

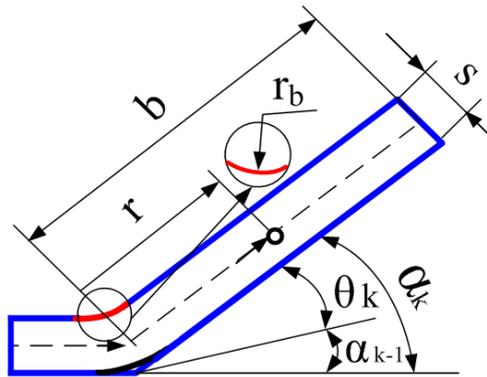


Fig. 3. Local coordinate system and cross-sectional parameters of the shape

In formula (1) the pass indexing is conventionally omitted, although in reality the acting forces are related to the passes which may be easily identified according to total folding angles α_k , being part of the respective dependencies. The «dead zone» dimension is easily obtained through geometric consideration of the blank location in the angle zone of roll opening.

$$x = s(\xi + 1) \operatorname{tg}\left(\frac{\alpha_k}{2}\right), \quad (2)$$

where: s – is the blank thickness; ξ – is the relative bending radius of the blank equal to r_b/s ; r_b – is the inner bending radius of the blank.

The «dead zone» dimension in equation (2) increases with the growth of the total bending angle. The angle zone of the roll opening represents so called «dead zone», i.e. the zone where the blank is not limited by the tool. The bent part of the blank may move from the rounded area of the upper roll in radial direction under the action of the folded flange edge compression, if the intensive deformation method is used.

At the level of 1/3 of the flange width, the acting force value in equation (1) may be determined by the relation:

$$P(b/3) = kP_0, \quad (3)$$

where: b – is the folded flange width; k – is the attenuation ratio of the maximum force.

The equation (3) allows to easily find the parameter n , depending on the «dead zone» given by the equation (2).

$$n = \frac{3x - b}{\ln k}. \quad (4)$$

The maximum value of the acting force may be obtained through comparing the moments of inner and outer forces:

$$\int_x^b r dP(r) = -T L \eta, \tag{5}$$

where: T – is a linear moment of inner forces bringing the angle zone adjacent to the folded flange into plastic state on the flange deformation length L ; η – is an extension ratio of the angle plastic zone.

The ratio η in equation (5) is used to take into account the relationship between the deformation length and the extension of the plastic angle zone along the roll-forming axis.

The integration by parts in the left part of equation (5) and easy algebraic transformations yield the following relation to determine the value of the acting force:

$$P_0 = -(T L) \left[(b + n) \exp\left(-\frac{b - x}{n}\right) - (x + n) \right]^{-1}. \tag{6}$$

The moment of inner forces and the deformation length appearing in relation (6) are given as analytical dependencies in the paper [8]. Particularly, when the strain hardening is absent, the moment of the inner forces, as it is known, is given by the following formula:

$$T = \frac{\sigma_T}{4} s^2,$$

where σ_T – is the yield stress of the blank material.

The relations (1), (4) and (6) give the complete linear force distribution across the folded flange. Fig. 4 and 5 illustrate the linear force distribution according to formula (1).

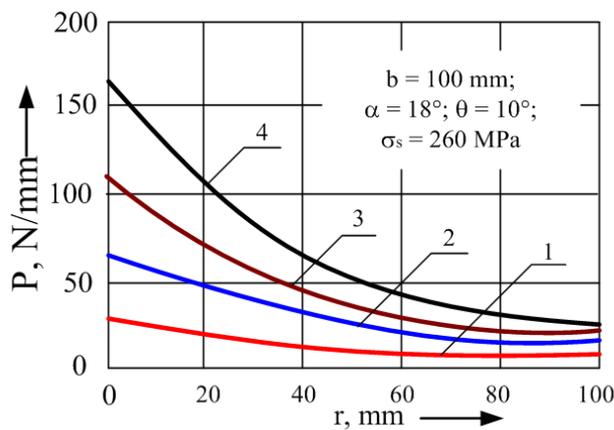


Fig. 4. Distribution of linear force along the flange width:
1, 2, 3, 4 – $s = 1, 2, 3$ и 4 mm respectively

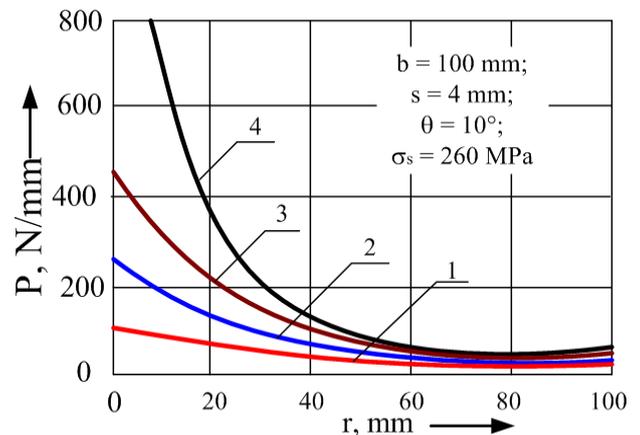


Fig. 5. Distribution of linear force along the flange width:
1, 2, 3, 4 – $\alpha = 10, 20, 40$ и 90° respectively

It may be seen in fig. 4 that the linear force increases as the blank thickness grows. The maximum linear force also augment if the folding angle tends to rise (see fig. 5). Practically, it means that a big amount of load is localized on the area adjacent to the angle zone. The loading point (centroid) on the flange surface r_R may be calculated as follows:

$$r_R = \frac{\int_x^b r P(r) dr}{\int_x^b P(r) dr} \quad (7)$$

Fig. 6 shows the calculation results obtained with the aid of MathCAD2001Pro pack according to relation (7). The centroid curves move toward the angle zone as the folding angle grows. It is also seen that the loading point is located near the angle zone. These results are very different from those of paper [12] alleging that the loading point should be at a distance of $(2b)/3$, if it is measured from the angle zone.

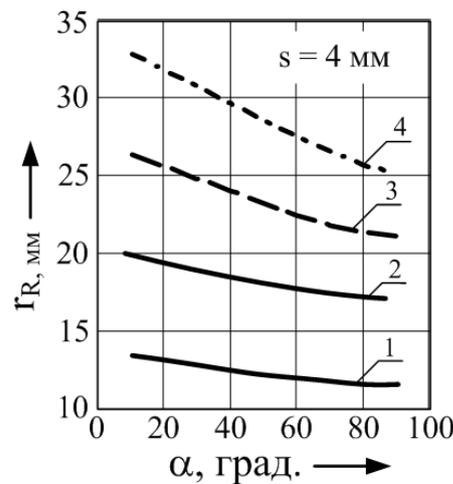


Fig. 6. Load point position of the force acting on the flange: 1, 2, 3, 4 – $b = 40, 60, 80$ и 100 mm respectively

The erroneous character of this conclusion may be seen if we take into account the following reasoning. At the flange folding the resistance moment of the plastic joint does not depend on the loading point, thus a resulting force F should be proportional to the value $(1/r)$. Further calculations show that $r_R \approx b/\ln(b/x)$. The evaluation of the above expression for the flanges 20 to 100 mm large gives the values being 1/4 to 1/3 of the flange width when measured from the angle zone.

It is interesting to compare these results with experimental and calculated data obtained by other authors. A direct measurement of the linear force on the tapering part of the forming roll with the help of pin sensors is sophisticated and expensive, at any rate, we are not aware of some other direct methods applied to measure the linear force. Nevertheless an indirect verification of the model is still possible if we use the integral indicator which is the blank expanding force acting on the lower and upper rolls during the roll-forming. This parameter is often taken as main value for strength calculation of the tooling and roll-forming machines. It may be used to calculate the required power of a roll-forming machine as well.

The paper by Trishevsky I.S. and co-authors [12] considers the 4 mm U-section roll-forming to obtain the rated relationships to calculate the blank expanding force of the rolls and experimental data for three U-sections having flange widths 60, 80 и 100 mm with their bottom width equal to 80 mm. The rated dependencies are given in the form of semi-empirical model for blank expanding using the same symbols as above:

$$P_T = \frac{\sigma_T s^2}{2} \ln \left[\frac{C-x}{2x} \left(\frac{b}{2x} \right)^{\cos \alpha} \right] + 3,52 \cdot 10^{-4} E \theta^{1,4} s^{2,6} \left[\frac{b^2 - 4x^2}{b^{2,6}} \cos \alpha + \frac{(C-4x)C}{C^{2,6}} \right], \quad (8)$$

where E – is Young modulus.

In paper [13] by Bogoiavlenski K.N. and co-authors a purely empirical model of blank elastic-plastic swaging was derived from experimental data processed statistically. The latter included several hundreds of angle and web sections having wall thickness 1 to 6 mm.

$$P_B = \frac{0,059 \alpha^{0,42} B^{0,30}}{\delta^5 \xi^{0,43}}, \quad (9)$$

where: B – is the blank width ($B \approx C + 2b$); δ – is a relative gap in the roll opening.

The expanding force in formula (9) is expressed in «ton-force» which is easily convertible into Newtons. In this model we find no sign of mechanical property descriptors, although in the paper itself it was indicated that various sections with different mechanical properties had been used. Moreover, this model takes no account of the folding angle, i.e. forming mode.

In our model the expanding force is calculated as follows:

$$P_\Phi = 2(1 + \cos \alpha_k) \int_x^b P_0 \exp\left(-\frac{r-x}{n}\right) dr. \quad (10)$$

The MathCAD2001Pro pack being applied to relationships (8) – (10) allowed us to illustrate them through fig. 7. In the same figure one can see experimental values of the expanding force for web sections 80×b×4 mm made of low-carbon steel.

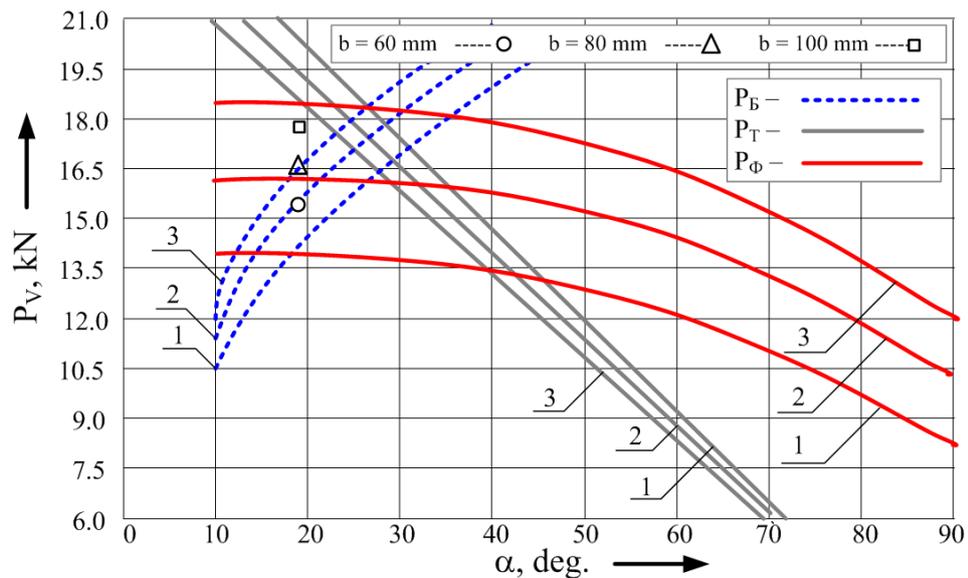


Fig. 7. Comparative curves of the expanding force when forming the web section 80×b×4 mm according to the models: by Trishevsky (P_T), Bogoiavlensky (P_B) and proposed model (P_Φ): 1, 2, 3 – $b = 60, 80$ and 100 mm respectively. Tree markers are referring to experimental data of paper [12] for the same shape in the second stand ($\theta = 10^\circ$; $\alpha = 18^\circ$)

The Trishevsky model has some deviations from experimental data within 7-30%, while model (10) remains within the limits of 2-11%. The expanding force in models (8) and (10) depends on the folding angle similarly: the bigger is the folding angle, the less is the expanding force. In Bogoiavlensky model the elastic swaging was taken as big as 12% (compensation of elastic strain in the roll-forming stand). In calculations according to model (9), we have taken the gap between the forming rolls equal to the blank thickness (i.e. no swaging). If we use the intensive deformation method, the contact between the lower and upper rolls is effected on their mounting surfaces at the level of the roll collars and circular grooves.

The deviations of model (9) from experimental data lie within the limit of 12%, nevertheless the growth of the expanding force with the total folding angle rise has no agreement with the general diagram of force distribution (see fig. 7): as the total folding angle rises the vertical component of the expanding force diminishes, whereas the curves of model (9) tend to become greater.

The curves of fig. 8 obtained according to model (10) and showing the dependence between the expanding force and the blank thickness illustrate the influence of the forming mode on the force parameters of the roll-forming process.

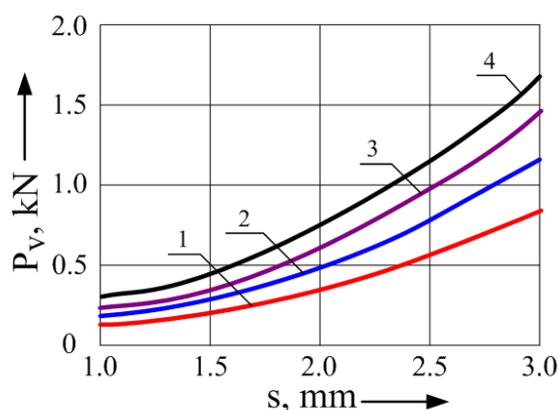


Fig. 8. Dependence of expanding force of the flange folding mode:

1, 2, 3, 4 – $\theta = 5, 10, 15$ and 20° respectively

The paper [14] presents a model to calculate the expanding force between the rolls on the basis of infinitesimal increments for the first forming stand (when the folding angle is equal to 15 degrees). The revealed experimental expanding forces are referring to a web section $60 \times 60 \times 3$ mm. The calculated value was 7.5 kN, while the experimental one was 10.17 kN. Our model gives the value of 11.21 kN. The calculation errors were 26% and 10% respectively. It should be bear in mind that the realization of the first model requires much labor to carry out the blank segmentation and further partial force summation. This example clearly confirms sufficient correctness of relations (1), (6) and (10). Finally, we refer the reader to some extended studies in this field [15-17].

Thus, the proposed model embracing the force distribution across the flange is in good agreement with experimental data and may be used to calculate contact stresses, forming roll wear, forming roll and roll-forming machine strength on the stage of their design.

References

1. Eurocodes: Background and applications. Eurocode3: Design of steel structures. Part 1-3: Design of cold-formed Steel Structures. Belgium: Brussels, 2014. 311 p.
2. Steel roll-formed shapes / N.G.Shemshurova, N.M.Lokotunina, V.F.Antipanov and oths. Magnitogorsk: MSTU named after G.I.Nosov. 2010. 286 p.
3. Roll Forming Handbook / Ed. by G.T.Halmos. Boca Raton: CRC Press. 2006. 583 p.
4. Wei-Wen Yu Cold-formed steel design. New-York: Wiley & Sons. 2000. – 777 p.

5. Filimonov S.V., Filimonov V.I. Method, Calculations and Technology of Intensive Roll-forming of Typical Range Sections. – Ulyanovsk: Publ. house of UISTU, 2004. 246 p.
6. Sheet Metal Forming. Processes and Applications / A.E.Tekkaya. Ohio: ASM Int., 2012. 381 p.
7. Filimonov S.V., Filimonov V.I. Intensive roll-forming of sheet-metal profiles. – Ulyanovsk: Publ. house of UISTU, 2008. 444 p.
8. Filimonov A.V., Filimonov S.V. Rolled manufacturing of semi-closed sheet sections through intensive deformation method. – Ulyanovsk: Publ. house of UISTU, 2010. 206 p.
9. Copra Roll-forming for the Design of Roll Tooling // Newsletter of the Data M Software GmbH (info forum). 2008, December – p. 8 – 10.
10. Plofil RollForm Design Software. User Manuel. Iserlohn: Ubeco GmbH, 2015. 281 p.
11. ANSYS in the hands of an engineer: Practical Handbook /A.B.Kaplun, E.M.Morozov, M.A.Olfereva. – Moscow: Editorial URSS, 2003. 272 p.
12. Trishevsky I.S., Kotelevsky L.N. Metal pressure on the rolls during roll-forming / Theory and technology of economical roll-formed shapes. Vol. 15. – Kharkov: UkrNIIMet, 1970. – P. 195 – 216.
13. Bogoiavlensky K.N., Manjurin I.P., Ris V.V. Method development for calculation of main parameters in roll-forming. / Parts manufacturing through plastic forming. – Leningrad: Machine-building, 1975. – P. 383 – 396.
14. Galkhar A.S., Meehan P.A., Daniel W.J., Ding S.C. A method of approximate tool wear analysis in cold roll forming // The 5th Australasian congress on Applied Mechanics (ACAM-2007), 10-12 December 2007, Brisbane, Australia. Brisbane: 2007. – P. 123 – 128.
15. Bogojawlenski K. N., Neubauer A., Ris V.W. Technologie der Fertigung von Leichtbauprofilen. – Leipzig: VEB DVG, 1979. – 566 p.
16. Lindgren M. Modeling and Simulation of the Roll-forming Process. Sweden, Lulea: University of Technology, 2005. 65 p.
17. Jendel, T. Prediction of wheel profile wear – comparisons with measurements // Wear. 2002. V. 253. P. 89 – 99.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Джанаев Шамиль Рашидович – инженер АО «Ульяновский механический завод» (Ульяновск). Область исследований: моделирование и интенсификация формовки профилей. Тел: +78422417888.
E-mail: dzhanaev@mail.ru.

Кинзин Дмитрий Иванович – канд. техн. наук, доцент кафедры технологий обработки материалов ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И.Носова». Область исследований: теория и технология сортопрокатного производства. Тел.: +79068722849.
E-mail: kinzin@mail.ru.

Колыбанов Алексей Николаевич – студент кафедры технологий обработки материалов ФГБОУ ВО «Магнитогорский технический университет им. Г.И.Носова». Область исследования: листопрокатное производство. Тел.: +79097477759.
E-mail: hitman47.hitman@yandex.ru.

Кондратьев Евгений Дмитриевич – ведущий инженер АО «Ульяновский механический завод» (Ульяновск). Область исследований: моделирование и интенсификация формовки профилей. Тел: +78422486057.
E-mail: kornilov@gmail.com.

Рубцов Виталий Юрьевич – мастер участка рельсобалочного цеха АО «ЕВРАЗ Нижнетагильский металлургический комбинат», аспирант Уральского федерального университета. Область исследований: поперечно-винтовая прокатка, металлургические печи. Тел.: +79533836810. E-mail: uriylot@mail.ru.

Филимонов Андрей Вячеславович – канд. техн. наук, главный инженер завода «Новые Промышленные Технологии» (Нижний Новгород). Область исследований: формовка полужамкнутых профилей. Тел.: +79093559242.
E-mail: nomostaxis@list.ru.

ABOUT THE AUTHORS

Dzhanaev Shamil Rashidovich – Engineer of JSC «Ulyanovsk Mechanical Plant» (town of Ulyanovsk). Research themes: modeling and intensive roll-forming of profiles.
Phone: +78422417888.
E-mail: dzhanaev@mail.ru.

Kinzin Dmitrii Ivanovich – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of «Technologies of Material Processing» Department of Nosov Magnitogorsk State Technical University. Research themes: theory and technology of section rolling production.
Phone: +79068722849. E-mail: kinzin@mail.ru.

Kolybanov Aleksey Nikolaevich – a student of «Technologies of Material Processing» Department at the State Educational Institution of Higher Professional Education «Magnitogorsk State Technical University named after G.I.Nosov». Research themes: plate rolling.
Phone: +79097477759.
E-mail: hitman47.hitman@yandex.ru.

Kondratiev Evgueny Dmitrievich – Leading Engineer of JSC «Ulyanovsk Mechanical Plant» (town of Ulyanovsk). Research themes: modeling and intensive roll-forming of profiles.
Phone: +78422486057.
E-mail: kornilov@gmail.com.

Rubtsov Vitaly Yurievich – job foreman of rail and structural steel mill department of EVRAZ Nizhny Tagil Metallurgical Plant, post graduate student of Ural Federal University. Research themes: Cross-helical-rolling, Multi-stage furnace. Phone: +79533836810.
E-mail: uriylot@mail.ru.

Filimonov Andrey Viacheslavovich – Candidate of Technical Sciences, Chief Engineer of Ltd Co «New Industrial Technologies» (city of Nizhny Novgorod). Research themes: semi-closed forming diagrams in roll-forming.
Phone: +79093559242.
E-mail: nomostaxis@list.ru.

Филимонов Вячеслав Иванович – докт. техн. наук, профессор, начальник бюро АО «Ульяновский механический завод» (Ульяновск). Область исследований: моделирование и интенсификация формовки профилей с элементами жесткости. Тел: +79093559242.
E-mail: fwiumz@mail.ru.

Шевченко Олег Игоревич – докт. техн. наук, заведующий кафедрой металлургических технологий ФГАОУ ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина» Нижнетагильский технологический институт (филиал).

Filimonov Viacheslav Ivanovich – Doctor of Technical Sciences, Professor, Head of bureau of JSC «Ulyanovsk Mechanical Plant» (town of Ulyanovsk). Research themes: modeling and intensive roll-forming of profiles with rigidity elements. Phone: +79093559242.
E-mail: fwiumz@mail.ru.

Shevchenko Oleg Igorevich – Doctor of Technical Sciences, Head of the Department of metallurgical technologies «Federal University named after first President of Russia B.N.Yeltsin» Nizhny Tagil technological Institute (branch).