

СОДЕРЖАНИЕ

Сычков А.Б., Малашкин С.О., Камалова Г.Я., Шекшеев М.А., Барышников М.П., Ишимов А.С. Физическое моделирование режимов воздушного охлаждения бунтового проката на установке GLEEBLE 3500.....	5
Паршина А.А. Энергосиловые параметры процесса волочения круглых прутков.....	10
Харитонов В.А., Усанов М.Ю., Сметнёва Н.Ю. Проектирование маршрутов волочения проволоки для изготовления клапанных пружин.....	16
Головизнин С.М. Конечно-элементное моделирование волочения проволоки с различной кратностью.....	22
Усанов М.Ю. Проектирование маршрутов волочения в монолитных волоках на основе анализа напряженного состояния проволоки в очаге деформации.....	26
Галлямов Д.Э., Харитонов В.А. Совершенствование процесса волочения высокоуглеродистой проволоки на основе применения модульно-комбинированного способа.....	31
Брюханов И.Ю., Головизнин С.М. Исследование влияния угла волоки на режимы волочения стальной проволоки.....	35
Петров И.М. Сравнение требований отечественных и зарубежных стандартов на низкоуглеродистую бунтовую арматурную сталь.....	39
Ширяев О.П., Корчунов А.Г., Пивоварова К.Г. Моделирование технологических процессов метизного производства в условиях неопределенности исходных данных.....	45
Белан А.К., Некит В.А., Платов С.И., Огарков Н.Н., Белан О.А. Определение усилий при поперечном выдавливании.....	50
Голубчик Э.М., Медведева Е.М., Мартынова Т.Ю. Исследование инновационной технологии производства горячекатаной травленной дрессированной ленты.....	59
Рефераты.....	65
Reports.....	69
Сведения об авторах.....	73
The information about the authors.....	75

CONTENTS

<i>Sychkov A.B., Malashkin S.O., Kamalova G.Ya., Shecsheev M.A., Baryshnikov M.P., Ishimov A.S.</i>	
Physical simulation of modes of air-cooling wire rod in coils on setting gleeble 3500.....	5
<i>Parshina A.A.</i>	
Power and force parameters of round barsdrawing process.....	10
<i>Kharitonov V.A., Usanov M.Yu., Smetnyova N.Yu.</i>	
Design of the drawing route for production of valve spring wire.....	16
<i>Goloviznin S.M.</i>	
Finite element modeling of wire drawing with different number of stages.....	22
<i>Usanov M. Yu.</i>	
Design of route drawing in monolithic dies based on stress state of wire in the deformation zone.....	26
<i>Gallyamov D.E., Kharitonov V.A.</i>	
The paper considers the main ways of making wire. Shows the advantages of combined methods of drawing.....	31
<i>Bryukhanov I.Yu., Goloviznin S.M.</i>	
The study of wire drawing die angle effect on steel wire drawing regime.....	35
<i>Petrov I.M.</i>	
Comparison the norms of Russian and foreign standards on low-carbon coiled steel for reinforcement.....	39
<i>Shiryev O.P., Korchunov A.G., Pivovarova K.G.</i>	
Simulation of metal ware technologies under the conditions of uncertainty.....	45
<i>Belan A.K., Nekit V.A., Platov S.I., Ogarkov N.N., Belan O.A.</i>	
Determining forces at transverse extruding.....	50
<i>Golubchik E.M., Medvedeva E.M., Martinova T.J.</i>	
Development of innovative technology of production of hot-rolled etched tape.....	59
Рефераты.....	65
Reports.....	69
Сведения об авторах.....	73
The information about the authors.....	75

ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РЕЖИМОВ ВОЗДУШНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ БУНТОВОГО ПРОКАТА НА УСТАНОВКЕ GLEEBLE 3500

**Сычков А.Б., Малашкин С.О., Камалова Г.Я.,
Шекшеев М.А., Барышников М.П., Ишимов А.С.**

*ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет
им. Г.И. Носова, г. Магнитогорск, Россия*

Введение

Основными технологическими параметрами двустадийного охлаждения на линии Stelmog является температура аустенитизации, эквивалентная на линиях Stelmog температуре виткообразования, и скорость охлаждения на воздушной стадии охлаждения с применением интенсивного вентиляторного воздуха. Температура аустенитизации варьируется в пределах 900-980 °С. Скорость охлаждения на поверхности бунтового проката на стандартных линиях Stelmog невысокая - до 15-20 °С/с. При этом слои металла от поверхности к центру поперечного сечения охлаждаются в меньшей степени. В соответствии с этим, в разных участках по радиусу формируется и различная микроструктура. С увеличением диаметра высокоуглеродистого проката это выражается в снижении степени сорбитизации металла к середине сечения. Эта проблема исходит от маломощности вентиляторных систем воздушного охлаждения действующих линий двустадийного охлаждения. Поэтому не всегда удается равномерно охладить прокат по поперечному сечению, особенно крупных диаметров, а в структуре присутствуют избыточное содержание нежелательных структур феррита или цементита. Вследствие вышеуказанного, актуален вопрос о модернизации действующего оборудования на линии Stelmog в направлении увеличения мощности и эффективности распределения воздушных потоков по ширине транспортера витков с повышением КПД воздушной системы охлаждения (примерно с 30 до 95 %) [1-8].

В процессе двустадийного охлаждения на линии Stelmog необходимо выбрать рациональный режим охлаждения проката на водяной и воздушной стадиях охлаждения, а именно, температуру виткообразования (аустенитизации) и скорость воздушного охлаждения при вентиляторном охлаждении.

В настоящей статье рассмотрен актуальный вопрос получения путем интенсивного воздушного охлаждения однородной сорбитизированной структуры и свойств высокоуглеродистого проката в бунтах большого диаметра (16 мм). Для этого использовался способ физического моделирования на установке температурно-деформационного имитационного моделирования GLEEBLE 3500 [9-11].

Теория, материалы и методы исследования, технические и технологические разработки

Предметом исследования является прокат в бунтах большого диаметра (до 16 мм) для изготовления профилированной проволоки диаметром 9,6 мм низкой релаксационной способности для армирования железобетонных шпал нового поколения [12] из микролегированной бором стали марки 80P. Для такого проката в бунтах требуется максимально возможное

наличие в структуре сорбитообразного перлита 1 балла по ГОСТ 8233-56, однородно и равномерно распределенного по поперечному сечению проката. Это может быть обеспечено интенсивным и равномерным воздушным охлаждением на линии Stelmog. Однако, традиционная технология термической обработки (ТО) катанки диаметром 16 мм из стали марки 80P на линии «стандартный» Stelmog в условиях ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» представляет собой водяное охлаждение до температуры виткообразования (аустенитизации) 840-880 °С с дальнейшим воздушным вентиляторным охлаждением витков катанки 15-тью вентиляторами мощностью по 110 кВт при скорости роликового транспортера 0,15 м/с. Такой вариант технологии ТО не обеспечивал получения однородной структуры сорбитообразного перлита 1 балла по ГОСТ 8233-56, в связи с низкими мощностью и КПД вентиляторных систем. На практике микроструктура проката состоит на поверхности из перлита 1 балла в количестве 30-40 %, а в центре сечения - 10-20 %. Требования НД – обеспечение количества сорбитообразного и тонкодисперсного перлита по всему сечению в количестве не менее 70 %. Нами были предоставлены рекомендации, заключающиеся в увеличении температуры аустенитизации до 950-980 °С; скорости роликового транспортера до 0,5-0,8 м/с и заменой вентиляторов на новые мощностью до 200-220 кВт с КПД 90-95 % вместо 30-35 %, которые должны обеспечить требуемый эффект [4-6].

Проверку эффективности предложенной технологии термической обработки катанки на линии Stelmog осуществляли при помощи физического моделирования параметров такой обработки на установке Gleeble 3500 в условиях НИИ Наносталей «МГТУ им. Г.И. Носова».

Алгоритм охлаждения опытных образцов на установке Gleeble 3500 (внешний вид и испытательная камера установки см. в работах [9-11]) следующий:

1. Тип и размеры испытательного образца представлен на **рис. 1**. Допускается обточка образца диаметром 16 мм до минус 2 мм для обеспечения геометрии профиля для надежного захвата концов образца в горизонтальной плоскости медными зажимами установки.

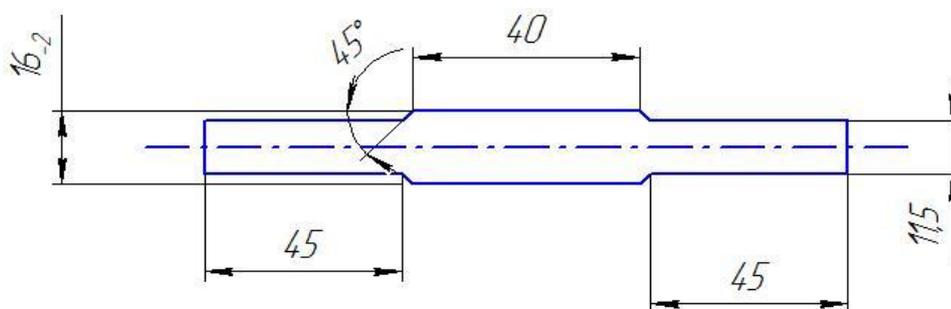


Рис. 1. Схема испытательного образца бунтового проката диаметром 16 мм для установки Gleeble 3500

2. Для замера температурно-временных параметров нагрева и охлаждения опытных образцов к центральной части цилиндрической части поверхности в просверленные по заданной схеме отверстия посередине сечения или с торцевой части привариваются хромель-алюмелевые термопары, места приварки теплоизолируются специальным клеящим огнеупорным составом.

3. Режимы нагрева и охлаждения испытательных образцов были следующие:

- время нагрева до температуры 980 °С составляло до 4 мин;
- время выдержки при указанной выше температуре – 2-4 мин;

- интенсивность охлаждения срединного сечения варьировалась давлением воздуха, равного 20, 30, 40 и 60 psi (соответственно – 140, 210, 280 и 420 Па), что обеспечивало следующие скорости охлаждения поверхностного слоя – примерно 15-32, 20-39, 23-43 и 25-47 °C/с.

Типовые кривые охлаждения испытательных образцов представлены на **рис. 2**. Диапазон температур фазовых превращений с теплом рекалесценции составил 550-625 °C.

Данное исследование проводилось с целью определения оптимальной интенсивности охлаждения, при которой достигается однородная структура по сечению проката. Было осуществлено несколько опытных режимов.

Режим 1 (**рис. 3**): электроконтактный нагрев - до 980 °C, выдержка - 2 мин и охлаждение - со скоростью 24 °C/с. Такой режим охлаждения приближен к требуемой интенсивности охлаждения при производстве катанки из стали марки 80P. На поверхности поперечного сечения катанки наблюдаются колонии перлита 1 балла в количестве 60-70 %, окруженные разорванной сеткой феррита и небольшими участками феррита в виде игл по границам колоний. В центре сечения доля перлита первого балла составляет 60-70 % с наличием перлита 2-3 балла и участками феррита.

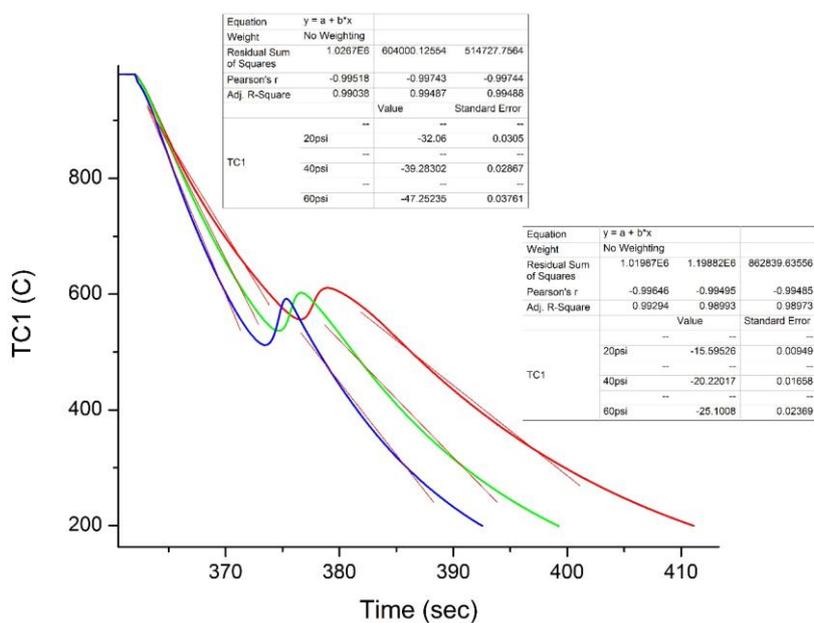


Рис. 2. Кривые охлаждения опытных образцов проката в бунтах диаметром 16 мм

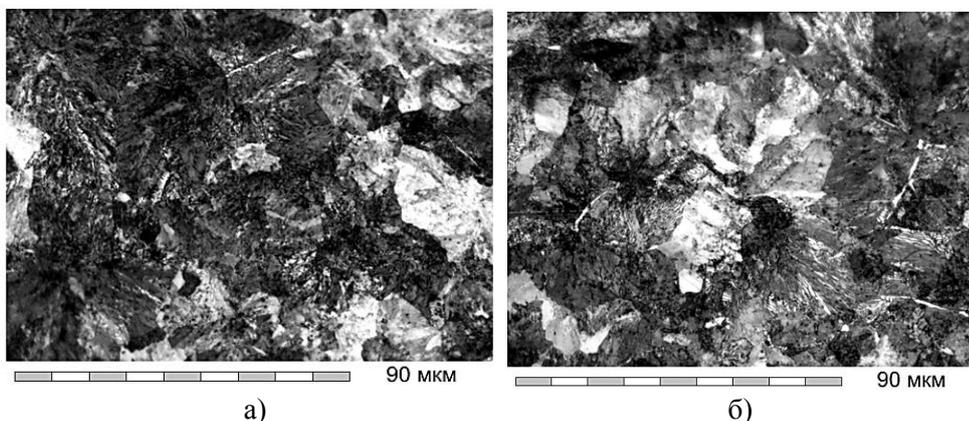


Рис. 3. Микроструктура стали марки 80P, охлажденной по режиму № 1: а – поверхность; б – центр

Режим 2 (рис. 4): электроконтактный нагрев - до 980 °С, выдержка - 2 мин и охлаждение со скоростью 31 °С/с. На поверхности доля перлита 1 балла составляет 70-80 %, наблюдается разорванная ферритная сетка. В центре доля перлита равняется 60-70 % с наличием перлита 2-3 балла и участками феррита.

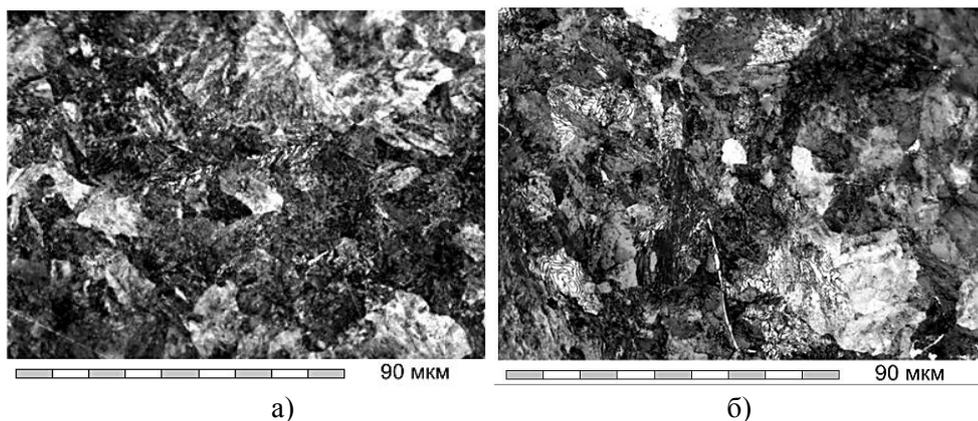


Рис. 4. Микроструктура стали марки 80Р, охлажденной по режиму № 2:
а – поверхность, б – центр

Режим 3 (рис. 5): электроконтактный нагрев - до 980 °С, выдержка - 2 мин и охлаждение со скоростью 41 °С/с. На поверхности доля перлита 1 балла – 70 %, 10 % перлита 2 балла, 10 % троостосорбит и наблюдается разорванная сетка феррита и участки бейнита. В центре доля перлита составляет 60-70 % с наличием перлита 2-3 балла и участками феррита.

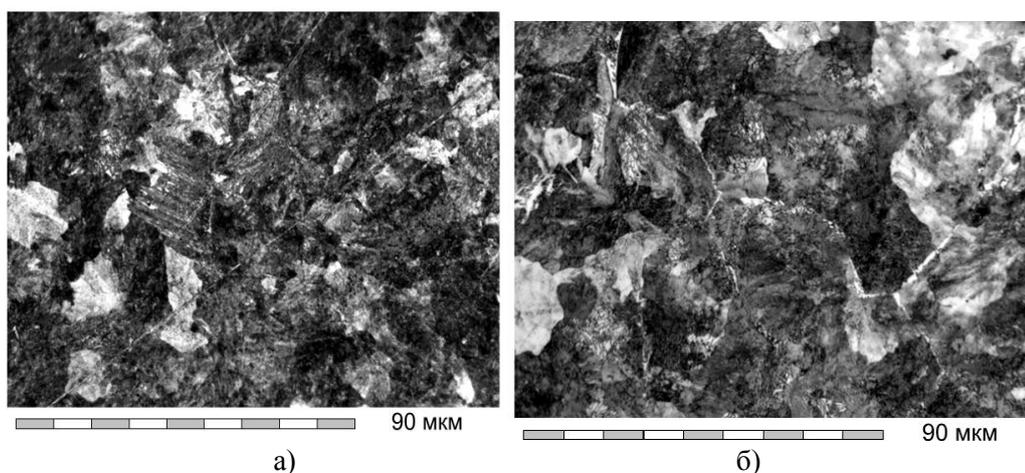


Рис. 5. Микроструктура стали марки 80Р, охлажденной по режиму № 3:
а – поверхность; б - центр

Скорость воздушного охлаждения, равная 24, 31 и 41 °С/с обеспечивается на установке Gleeble 3500 давлением воздушного обдува на уровне 20, 30 и 40 psi (140, 210 и 280 Па), соответственно.

Опробование предложенных режимов по результатам физического моделирования и металлографический анализ (рис. 6) показали, что по сравнению с резко неоднородной структурой проката диаметром 16 мм, произведенной по традиционной схеме обработки на линии Stelmor ($t_{в/у} = 840-880$ °С, $V_{тр} = 0,15$ м/с, в работе 14 вентиляторов) и измененной технологической схемой ($t_{в/у} = 840-880$ °С, $V_{тр} = 0,15$ м/с, все вентиляторы отключены – фактически это режим прокатной нормализации), опытный режим ($t_{в/у} = 900-940$ °С, $V_{тр} =$

0,5-0,8 м/с, в работе 14 вентиляторов с максимальной нагрузкой) характеризуется максимальной однородностью структуры, высокой дисперсностью перлита: межпластинчатое расстояние в перлите по режимам, соответственно составило 0,28 мкм при прокатной нормализации; 0,23 мкм при скорости транспортера 0,5 м/с и повышенной температурой виткообразования и охлаждении вентиляторами; 0,15 мкм при скорости транспортера 0,8 м/с и повышенной температурой виткообразования и охлаждении вентиляторами [4, 5].

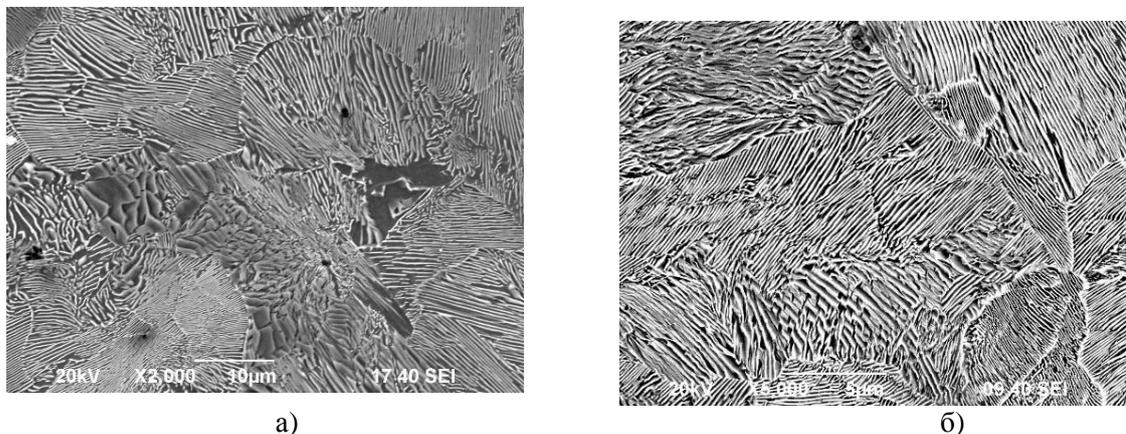


Рис. 6. Микроструктура стали марки 80P:
а) микроструктура по действующему режиму охлаждения (0,30 мкм);
б) микроструктура по рекомендованному режиму охлаждения (0,15 мкм)

Результаты исследования и их обсуждение

Проведенное физическое моделирование бунтового проката диаметром 16 мм из стали марки 80P установило, что оптимальное охлаждение происходит с интенсивностью 31 °C/с, когда в долевом соотношении разница количества перлита 1 балла между поверхностью и центром составляет не более 10 %. При этом данная интенсивность охлаждения обеспечивает наибольший процент диффузионного превращения в структуре (60-80 %). Наличие прожилок феррита свойственно стали эвтектоидного состава после эффективного охлаждения. Кроме того, режим № 2 является наилучшим, с точки зрения отсутствия трооститных и бейнитных участков, которые ухудшают пластические свойства проката, в отличие от режима № 3.

Заключение

Физическим моделированием на установке Gleeble 3500 определен эффективный режим воздушного охлаждения катанки диаметром 16 мм из высокоуглеродистой стали марки 80P, обеспечивающий наличие в структуре однородного (разброс количества перлита первого балла в поверхностных слоях и центре поперечного сечения проката не более 10 %) мелкодисперсного сорбитообразного перлита, который обладает оптимальным сочетанием прочностных и пластических характеристик, высокой способностью к деформированию. При производстве катанки из стали марки 80P крупного диаметра (до 16 мм) необходимо обеспечить интенсивное воздушное охлаждение со скоростью порядка 31 °C/с с температуры аустенитизации 980 °C.

Эффективность физического моделирования подтверждена опытно-промышленным опробованием предложенных режимов ТО.

Список литературы

1. Повышение равномерности охлаждения витков катанки на роликовом транспортере современного проволочного стана / А.А. Горбанев, В.В. Филиппов, С.М. Жучков и др. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2002. № 3. С. 44-47.
2. Евтеев Е.А., Клековкин А.А., Подольский Б.Г. Реконструкция участка воздушного охлаждения катанки стана 150 // *Сталь*. 2010. № 3. С. 63-66.
3. Участок охлаждения катанки / Е.А. Евтеев, А.А. Горбанев, Б.Г. Подольский и др. Патент РФ № 2116849 от 10.08.1998. 7 с.
4. Усовершенствование сквозной технологии производства бунтового проката из стали марки 80P в условиях ОАО «ММК» / А.Г. Корчунов, В.А. Бигеев, А.Б. Сычков и др. // *Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова*. 2013. № 2 (42). С. 29-35.
5. Особенности технологии производств высокоуглеродистой катанки / А.Б. Сычков, В.В. Парусов, Ю.А. Ивин и др. // *Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова*. 2014. № 1(45). С. 38-42.
6. Сычков А.Б., Малашкин С.О., Жигарев М.А. Развитие устройств и способов для термической обработки катанки // *Сталь*. 2015. № 10. С. 50-54.
7. Парусов В.В., Сычков А.Б., Парусов Э.В. Теоретические и технологические основы производства высокоэффективных видов катанки. Днепропетровск: АРТ-ПРЕСС, 2012. 376 с.
8. *Металлургические и металловедческие аспекты производства высокоуглеродистой катанки*. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2014. 257 с.
9. Использование комплекса Gleeble 3500 для определения критических точек микрولةгированной стали 80P / Д.М. Чукин, А.И. Мешкова, А.С. Ишимов, М.С. Жеребцов // *Международ. науч.-исследов.* 2012. № 5-2 (5). С. 131-133.
10. Рекомендации по снижению насыщения водородом металла слябов на основе результатов физического моделирования / В.А. Бигеев, А.О. Николаев, А.Б. Сычков, М.А. Шекшеев, Д.М. Чукин // *Металлург*. 2016. № 2. С. 42-45.
11. Recommendation on alleviating the saturation of slab metal by hydrogen based on result of physical modeling / V.A. Bigeev, A.O. Nikolaev, A.B. Sychkov, M.A. Shecsheev, D.M. Chukin // *Metallurgist*. 2016. Vol. 60. Issue 1-2, May. P. 164-169.
12. Производство высокопрочной стальной арматуры для железобетонных шпал нового поколения / Под общей редакцией М.В. Чукина. М.: *Металлургиздат*, 2014. 276 с.

УДК 621.778.371

ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА ВОЛОЧЕНИЯ КРУГЛЫХ ПРУТКОВ

Паршина А.А.

ФГАОУ ВО «УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина».
г. Екатеринбург, Россия.

Определение энергосиловых параметров волочения необходимо для проектирования этого процесса, и, в частности, для построения маршрутов волочения, определения запаса прочности конца прутка, выходящего из волоки, нахождения и минимизации энергозатрат,

определения параметров рабочего инструмента и выбора параметров волочильного стана. К энергосиловым параметрам процесса волочения относятся, как известно, мощность, затрачиваемая на деформацию металла, значение которой необходимо для оценки энергоэффективности процесса, а также усилие и продольное напряжение волочения [1].

В большинстве известных работ [2] определение продольного напряжения волочения выполняют следующим образом. Устанавливают связь между главными радиальными и нормальными напряжениями на контактной поверхности, определяют сумму проекций продольных сил, действующих на поверхности равных радиальных напряжений на ось волочильного канала записывают приближенное условие пластичности. Интегрируя полученные уравнения в пределах геометрического очага деформации с учетом граничных условий, находят продольные напряжения волочения. В общем случае для анализа процесса волочения необходимо в отдельности находить составляющих полного усилия волочения, таких, как сила контактного трения на границе металл–инструмент, сила, необходимая для пластической деформации объема металла, и сила, необходимая для пластической деформации металла во внеконтактных зонах очага деформации.

Поставленные выше задачи определения энергосиловых параметров и составляющих полного усилия волочения могут быть решены на основе энергетического метода - построения уравнения энергетического баланса полной мощности (для стационарных) или работы - для нестационарных процессов обработки давлением.

При использовании этих методов возможен учет упрочнения материала и изменения сил трения вдоль контактной поверхности, например, вследствие изменения условий смазки. Применение метода энергетического баланса показано на примерах осадки с кручением [3] безоправочного и оправочного волочения труб [4, 5].

Расчетная схема очага деформации (см. рисунок) включает размеры очага и скорости течения металла. Введена ортогональная система координат $r\theta x$, а очаг деформации при волочении круглых прутков является осесимметричным.

Вытяжку при волочении μ находим в виде $\mu = \frac{S_H}{S_K}$, причем S_H и S_K - исходное (заготовка) и конечное значения площади поперечного сечения прутка.

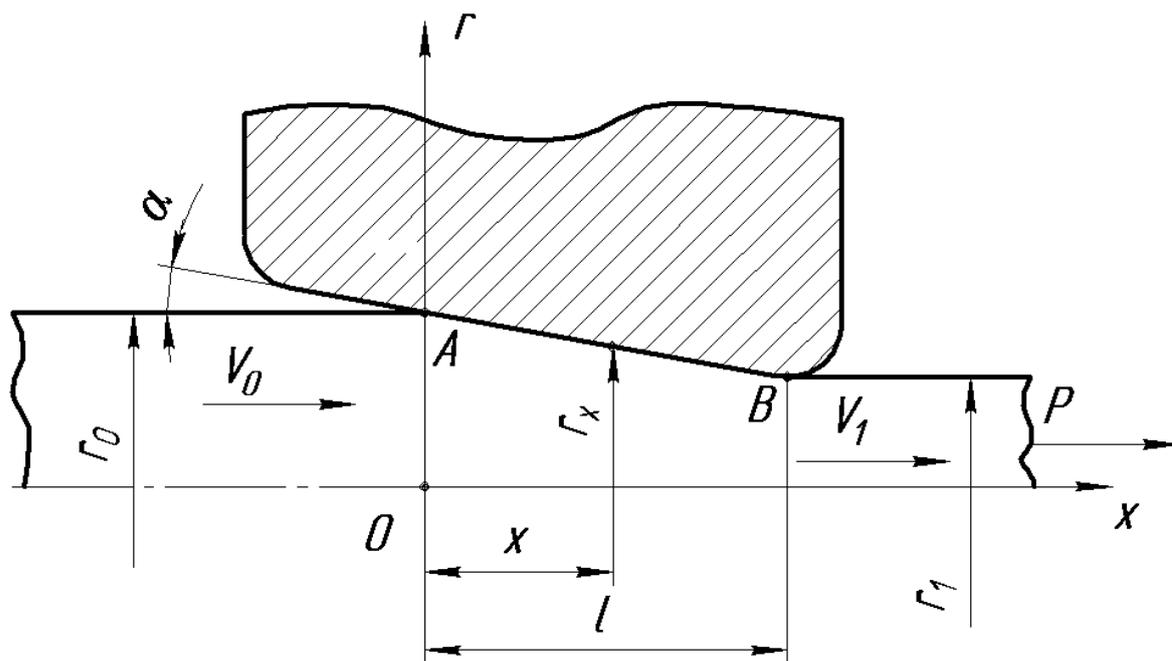


Схема очага деформации при волочении прутка

Уравнение метода энергетического баланса при волочении можно представить в виде:

$$PV_1 = \sum_{i=1}^n N_i, \quad (1)$$

где P - усилие волочения; V_1 - скорость тягового органа (тянущей тележки или тянущего барабана); $\sum_{i=1}^n N_i$ - сумма мощностей, рассеиваемых в очаге пластической деформации.

Очаг деформации содержит зоны внеконтактной деформации на входе и выходе из геометрического очага деформации и объем металла, находящийся между указанными внеконтактными зонами, где происходит основная пластическая деформация.

Внеконтактные зоны имеют, как правило, криволинейное очертание, их величина в радиальном направлении и протяженность зависят от геометрии рабочего инструмента, вытяжки, коэффициента трения и др. Поскольку точное описание внеконтактных зон очага деформации весьма сложно, то в теории обработки металлов давлением [1] принято их приближенное моделирование таким образом, что происходит срез металла по поверхностям входа и выхода металла в очаге деформации (см. рисунок, точки **A** и **B**), и скорость радиального течения изменяется здесь скачком. Рассмотрим течение металла в очаге деформации, определим скорости течения и деформации.

Текущее изменение радиуса прутка вдоль очага деформации имеет вид:

$$r_x = r_0 - x \operatorname{tg} \alpha. \quad (2)$$

Тогда продольная скорость V_x перемещения металла в любом сечении очага деформации определяется из условия постоянства расхода секундных объемов металла в виде:

$$V_x = V_0 \frac{r_0^2}{(r_0 - x \operatorname{tg} \alpha)^2}. \quad (3)$$

Условие несжимаемости, записанное через радиальную, окружную и осевую скорости деформации ξ_r, ξ_θ, ξ_x , имеет вид [6]

$$\xi_r + \xi_\theta + \xi_x = 0. \quad (4)$$

Связь скоростей течения и скоростей деформации находим в виде

$$\xi_r = \frac{dV_r}{dr}; \xi_\theta = \frac{V_r}{r}; \xi_x = \frac{dV_x}{dx}. \quad (5)$$

Подставив (5) в (4), получим дифференциальное уравнение

$$\frac{dV_r}{dr} + \frac{V_r}{r} + \frac{dV_x}{dx} = 0. \quad (6)$$

Решение этого уравнения при учете соотношения (2) позволяет найти скорость радиального течения

$$V_r = -\frac{V_0 r_0^2 r \operatorname{tg} \alpha}{(r_0 - x \operatorname{tg} \alpha)^3}. \quad (7)$$

Определим скорости радиального течения металла по линиям разрывов (см. рисунок, точки А и В) при $x = 0$ и $x = l$, тогда получим

$$V_{r|x=0} = -V_0 \frac{r}{r_0} \operatorname{tg} \alpha, \quad (8)$$

$$V_{r|x=l} = -\frac{V_0 r_0^2 r \operatorname{tg} \alpha}{r_1^3}. \quad (9)$$

Полная мощность, рассеиваемая в очаге деформации, содержит сумму мощностей среза на входе и выходе из очага деформации, мощность сил контактного трения и мощность пластической деформации в геометрическом очаге деформации. Тогда вместо (1) запишем

$$PV_1 = \sum_{i=1,2} \iint_{S_{\text{сп}}} \tau_{S_i} V_{\text{сп}_i} dS_{\text{сп}_i} + \iint_{S_k} \tau_k V_k dS_k + \iiint_V TH dV, \quad (10)$$

где τ_{S_i} и τ_k - предел текучести металла на сдвиг в плоскостях среза ($i = 1, 2$) и контактное касательное напряжение на границе раздела металла и инструмента, соответственно; $V_{\text{сп}_i}$ - величины радиального скачка скорости металла на линии разрыва скоростей; $S_{\text{сп}_i}, S_k, V$ - площади среза, площадь контакта металла с рабочим инструментом, и объем, охваченный пластической деформацией.

Для определения мощности сил среза на входе в очаг деформации запишем

$$N_{\text{сп}_1} = \int_0^{2\pi} \int_0^{r_0} \tau_{S_0} V_{r|x=0} r dr d\theta, \quad (11)$$

а на выходе

$$N_{\text{сп}_2} = \int_0^{2\pi} \int_0^{r_1} \tau_{S_k} V_{r|x=l} r dr d\theta, \quad (12)$$

где τ_{S_0} и τ_{S_k} - сопротивление пластической деформации металла на сдвиг в исходном состоянии и на выходе из очага деформации.

Величину текущего значения сопротивления деформации можно найти, принимая, что за переход волочения происходит упрочнение металла по линейному закону

$$\tau_{S_x} = \tau_{S_0} [1 + (k - 1) x/l].$$

Тогда, например, при $x = l$ будет

$$\tau_{S_k} = k \tau_{S_0},$$

где k - коэффициент упрочнения металла.

Подставляя (8) и (9) в (11) и (12) и суммируя, получим

$$\sum_{i=1,2} N_{cp_i} = \sum_{i=1,2} \iint_{S_i} \tau_{S_i} V_{cp_i} dS_{cp_i} = \frac{2}{3\sqrt{3}} \tau_{S_0} V_0 \pi r_0^2 \operatorname{tg} \alpha (1 + k) \quad (13)$$

Находим мощность сил трения на контактной поверхности очага деформации в виде

$$N_k = \int_0^{2\pi} \int_0^l \tau_{kx} r_x V_{kx} \frac{dx}{\cos \alpha} d\theta, \quad (14)$$

где τ_{kx} - текущее значение контактного напряжения трения; V_{kx} - скорость течения металла вдоль контактной поверхности «металл – инструмент».

В очаге деформации при волочении прутков возникают значительные контактные давления. В этом случае величину контактных сил трения находим, используя закон Зибеля: $\tau_{kx} = f \sigma_{Sx}$, причем f - коэффициент контактного трения, σ_{Sx} - предел текучести материала.

Скорость течения V_{kx} определим из равенства:

$$V_{kx} = \frac{V_x}{\cos \alpha} = \frac{V_0 r_0^2}{\cos \alpha (r_0 - x \operatorname{tg} \alpha)^2}. \quad (15)$$

При решении полагаем постоянство коэффициента трения и нормального давления вдоль контактной поверхности очага деформации. Подставив (15) и (2) в (14), имеем окончательно

$$N_k = f \sigma_{S_0} (1 + k) V_0 \pi r_0^2 \frac{1}{\sin \alpha} \ln \frac{r_0}{r_1}. \quad (16)$$

При определении мощности внутренних сопротивлений примем условие пластичности Мизеса $T = \tau_s$. Находим, используя зависимости (5), (3) и (7), компоненты скоростей деформации сдвига. Вычислим, например, ξ_r в виде:

$$\xi_r = \frac{dV_r}{dr} = -V_0 r_0^2 \frac{\operatorname{tg} \alpha}{(r_0 - x \operatorname{tg} \alpha)^3}. \quad (17)$$

Аналогично определим ξ_θ и ξ_x . Интенсивность скоростей деформаций сдвига определим, используя зависимость [3]

$$H = \sqrt{\frac{2}{3} [(\xi_r - \xi_\theta)^2 + (\xi_\theta - \xi_x)^2 + (\xi_x - \xi_r)^2]} \quad (18)$$

С учетом осевой симметрии очага деформации и равенств $\xi_\theta = \xi_r$, можно получить [7]

$$H = V_0 r_0^2 \operatorname{tg} \alpha \left[\frac{12 + 9\bar{r}^2 \frac{\operatorname{tg} \alpha}{r_0^2}}{(r_0 - x \operatorname{tg} \alpha)^6} \right]^{0,5}, \quad (19)$$

где $\bar{r} = r|_{x=0}$.

Для мощности внутренних сопротивлений запишем

$$N_B = \int_0^{2\pi} \int_0^l \int_0^{r_x} \tau_{S_x} H r dr d\theta dx. \quad (20)$$

Решение выполняем, рассматривая волочение без противонапряжения. Необходимые подстановки зависимостей T и H (20) позволяют найти

$$N_B = \frac{\sqrt{3}}{2} \tau_{S_0} (1+k) V_0 \pi r_0^2 \ln \frac{r_0}{r_1}. \quad (21)$$

Полную мощность PV_1 получаем, суммируя (13), (16) и (21). Кроме того, учтем равенства $\pi r_0^2 = S_H$, $S_k = \frac{S_H}{\mu}$, $V_0 = \frac{V_1}{\mu}$.

Тогда получим окончательно

$$PV_1 = \sigma_{S_0} (1+k) V_1 S_k \left[\frac{2\operatorname{tg} \alpha}{3\sqrt{3}} + \ln \frac{r_0}{r_1} \left(\frac{f}{\sin \alpha} + 0,5 \right) \right]. \quad (22)$$

Определение мощности волочения позволяет с учетом производительности процесса оценивать удельные энергозатраты. Усилие волочения P находим как отношение выражения (22) к скорости переднего конца прутка V_1 , а продольное напряжение волочения находим в

виде: $\sigma_{\text{вол}} = \frac{P}{S_k}$. Полученные соотношения позволяют, в частности, найти также угол конус-

ности волокна, оптимальный по усилию волочения из уравнения $\frac{\partial P}{\partial \alpha} = 0$.

Численные расчеты по этому уравнению показывают, что величина оптимального угла волокна лежит в пределах $\alpha = 8-10^\circ$ и зависит от свойств протягиваемого материала, коэффициента трения, вытяжки. Это позволяет для конкретных условий волочения выбирать значение оптимального угла.

Список литературы

1. Воронцов А.Л. Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением. М.: МГТУ им. Баумана, 2014. Т. 1. 390 с.
2. Перлин И.Л., Ерманок М.З. Теория волочения. М.: Металлургия, 1971. 448 с.
3. Колмогоров В.Л., Богатов А.А., Мигачев Б.А. Пластичность и разрушение. М.: Ме-

таллургия, 1977. 336 с.

4. Шевченко А.А. и др. Совершенствование процесса и оборудования для производства холоднодеформированных труб. М.: Металлургия, 1979. 240 с.

5. Добров И.В. Развитие энергетического метода расчета силовых параметров процесса волочения полосы в монолитной волоке с противонапряжением // Производство проката. 2016. № 2. С. 36-44.

6. Качанов Л.П. Основы теории пластичности. М.: Наука, 1969. 420 с.

7. Колмогоров В.Л., Орлов С.И., Колмогоров Г.Л. Гидродинамическая подача смазки. М.: Металлургия, 1975. 256 с.

УДК 621.778

ПРОЕКТИРОВАНИЕ МАРШРУТОВ ВОЛОЧЕНИЯ ПРОВОЛОКИ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ КЛАПАННЫХ ПРУЖИН

Харитонов В.А., Усанов М.Ю., Сметнёва Н.Ю.

*ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет
им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия*

На сегодняшний день одним из широко распространенных в машиностроении изделий являются пружины клапана двигателя внутреннего сгорания, изготавливаемые из стальной термически обработанной проволоки. Клапанные пружины, работающие в условиях резко меняющихся динамических нагрузок, характеризуются высокой упругостью, сопротивлением релаксации и ползучести, усталостной прочностью и циклической стойкостью. Для изготовления данного вида пружин применяется проволока с высоким пределом упругости и прочности на разрыв, повышенной усталостной прочностью и релаксационной стойкостью. Изотропность физико-механических свойств и структурная однородность пружинной проволоки, упрочняемой закалкой с последующим отпуском, зависит не только от качества проведения заключительной термической обработки. Большое значение имеет режим предварительной холодной пластической деформации (ПХПД) – волочения. Получение равномерной микроструктуры и механических свойств закаленно-отпущенной пружинной проволоки определяется величиной суммарной ПХПД [1], а также степенью проработки сечения металла при каждой протяжке, то есть зависит от единичных обжатий выбранного маршрута волочения.

Составление маршрутов волочения проволоки на практике осуществляется, исходя из пластичности металла, технических характеристик волочильных машин, геометрии и расположения волок по размерам, а также экономических соображений. Маршрут волочения должен обеспечить получение качественной проволоки с достаточным запасом прочности и пластичности с максимально возможной производительностью и минимальными затратами. При составлении маршрутов необходимо учитывать значение параметра неравномерности деформации Δ – отношения средних характерных размеров клиновидной зоны деформации [2, 3], коэффициента запаса прочности n , а также энергозатрат для каждого блока волочильного стана в процессе волочения. Параметр Δ характеризует геометрию очага деформации, однако не позволяет определить напряженное состояние металла в зоне деформации. В настоящей работе предлагается использование коэффициента жесткости для оценки напряженного состояния металла в очаге деформации при составлении маршрутов волочения стальной проволоки.

С целью определения рациональных условий ПХПД проволоки диаметром 4,80 мм, предназначенной для последующей термической обработки, было проведено моделирование процесса волочения методом конечных элементов в программном комплексе Deform-3d.

В качестве исходной заготовки при моделировании принята проволока диаметром 7,80 мм из стали марки 51ХФА с временным сопротивлением разрыву $\sigma_B = 1100 \text{ Н/мм}^2$. В данной работе произведено сравнение процесса волочения проволоки

по маршруту I:

17,8 19,3 18,0 16,6 16,4 %

7,80 - 7,07 - 6,35 - 5,75 - 5,25 - 4,80 мм

и маршруту II:

21,7 21,8 21,6 20,9 %

7,80 - 6,90 - 6,10 - 5,40 - 4,80 мм.

Модели волок соответствуют форме 12 по ГОСТ 9453. Угол рабочего конуса волокна 2α принимался равным 12 градусов (в соответствии с ГОСТ 9453), а также 8 и 6 градусов, остальные геометрические параметры канала волокна не изменялись. В работе рассмотрено 6 комбинаций маршрутов волочения и углов рабочей зоны волокна. При расчетах в программном комплексе Deform-3d проволока является пластическим объектом, волокно – абсолютно жестким. Коэффициент трения (по Кулону) между проволокой и волокном – 0,08, скорость волочения – 2,5 м/с.

В работе [4] С.И. Губкиным для изучения глубины проникновения деформации при волочении использован параметр h – расстояние между конусами основных линий течения металла (рис. 1) – зона растяжения.

Для определения значения h в настоящей работе произведена оценка напряженного состояния металла в очаге деформации для каждой протяжки с помощью коэффициента жесткости Смирнова-Аляева η [5], рассчитываемого по формуле

$$\eta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_i}, \quad (1)$$

где $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ - главные нормальные напряжения; σ_i - интенсивность главных напряжений.

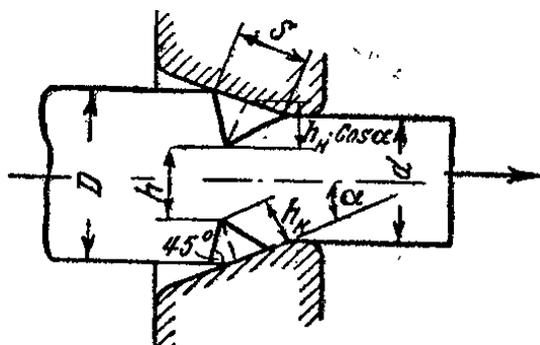


Рис. 1. Схема расположения зоны растяжения h в очаге деформации при волочении

При отрицательных значениях коэффициента η схема напряженного состояния называется «мягкой», в ней преобладают сжимающие напряжения. При $\eta > 0$ схема напряженного

состояния является «жесткой», преобладают растягивающие напряжения. Значение $\eta = 0$ соответствует состоянию чистого сдвига [5].

Также была произведена оценка вида напряженного состояния с применением коэффициента Лодэ-Надаи μ_σ [6], определяемого по формуле

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}, \quad (2)$$

где $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ - главные нормальные напряжения.

В случае $\mu_\sigma = -1$ действует схема растягивающих напряжений, $\mu_\sigma = +1$ - сжимающих напряжений, $\mu_\sigma = 0$ - отвечает состоянию чистого сдвига [6].

Величина h в очаге деформации (см. **рис. 1**) определялась в месте максимального значения коэффициента жесткости η_{\max} по длине очага деформации. Установлено, что при волочении по маршруту I с уменьшением угла рабочей зоны волокна 2α значение η уменьшается и в очаге деформации создается более равномерное напряженное состояние с преобладанием сжимающих напряжений (**рис. 2**).

В случае, когда волочение ведется в 4 протяжки, более равномерное напряженное состояние создается при $2\alpha = 8^\circ$ (**рис. 3**).

По результатам моделирования построены графики (**рис. 4**), отражающие влияние степени единичных обжатий q_{ed} на изменение коэффициента жесткости η при различных углах рабочего конуса волокна 2α . Наиболее благоприятное, напряженное состояние обеспечит применение волокон с углом рабочего конуса $2\alpha = 8^\circ$, создающим более «мягкую» схему с преобладанием сжимающих напряжений.

С ростом единичных обжатий величина зоны растяжения в целом снижается при протяжке через волокна с углом $2\alpha = 12^\circ$, отсутствует при использовании волокон с $2\alpha = 8^\circ$ и несколько повышается при $2\alpha = 6^\circ$. Появление зоны растяжения при $2\alpha = 6^\circ$, вероятно, связано с тем, что конусы основных линий течения металла (см. **рис. 1**) заходят один за другой, и в месте их пересечения вновь образуется зона преимущественно растягивающих напряжений. Однако данное предположение требует дополнительных исследований. Согласно полученным при моделировании данным, угол $2\alpha = 8^\circ$ способствует минимизации зоны с преобладающими растягивающими напряжениями в очаге деформации, то есть созданию напряженного состояния с преимущественно сжимающими напряжениями (см. **рис. 4**). Применение волокон с углом рабочего конуса $2\alpha = 12^\circ$ приводит к образованию в очаге деформации зоны растяжения, максимальное значение которой достигает 2,6 мм при единичном обжатии 17,8%. Дальнейшее повышение q_{ed} , в целом, способствует уменьшению величины h .

Результаты расчета напряженного состояния в центральных слоях очага деформации (вдоль оси волочения) с помощью коэффициента Лодэ-Надаи μ_σ показывают, что при рассматриваемых значениях единичных обжатий величина μ_σ для $2\alpha = 12^\circ$ лежит в диапазоне $[-1,00; -0,82]$, для $2\alpha = 8^\circ$ - в диапазоне $[-1,00; -0,73]$, а для $2\alpha = 6^\circ$ - в диапазоне $[-1,00; -0,80]$. Следовательно, действует схема преимущественно растягивающих напряжений.

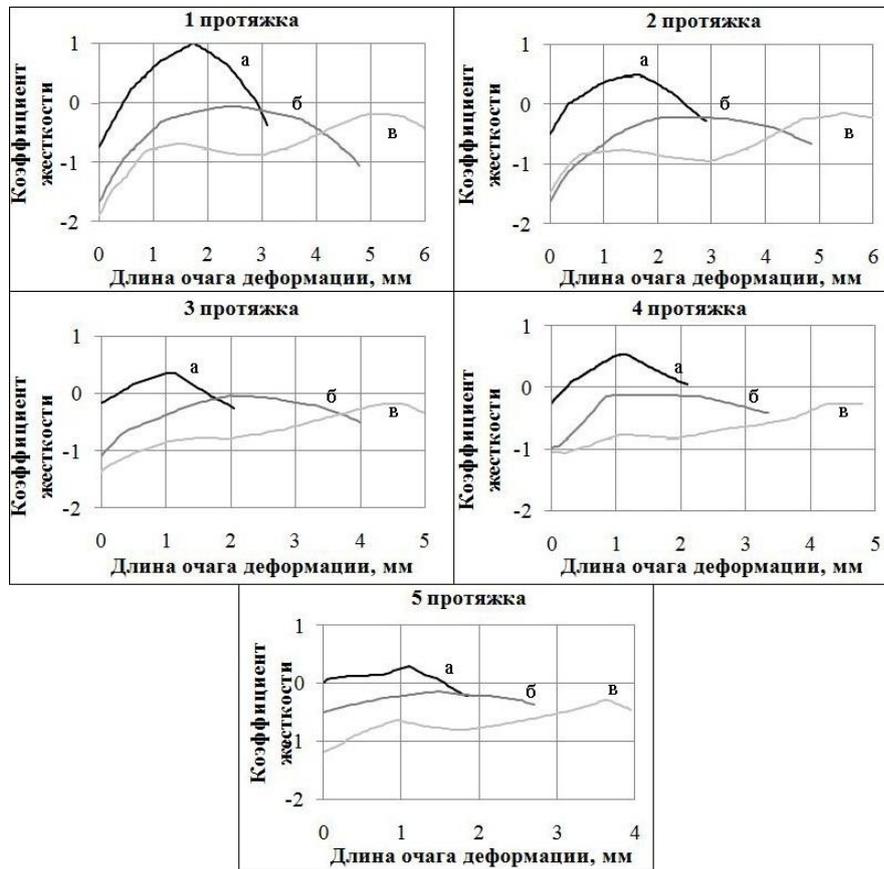


Рис. 2. Изменение коэффициента η по длине ОД при различных значениях угла 2α при волочении по маршруту I:
 а - $2\alpha = 12^\circ$; б - $2\alpha = 8^\circ$; в - $2\alpha = 6^\circ$

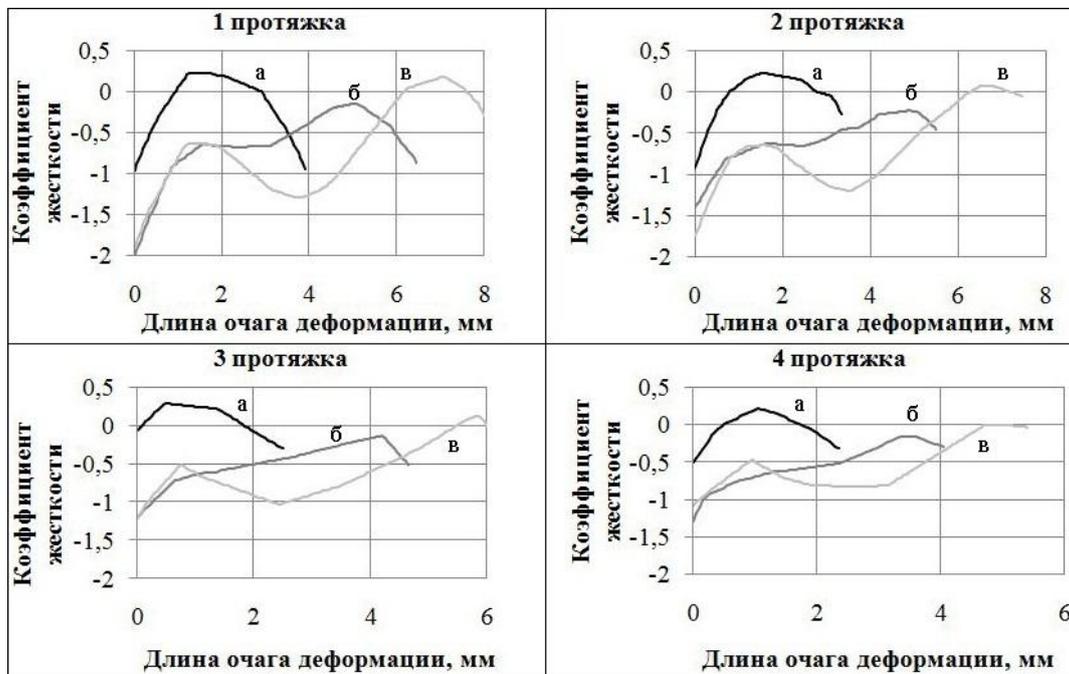


Рис. 3. Изменение коэффициента η по длине ОД при различных значениях угла 2α при волочении по маршруту II:
 а - $2\alpha = 12^\circ$; б - $2\alpha = 8^\circ$; в - $2\alpha = 6^\circ$

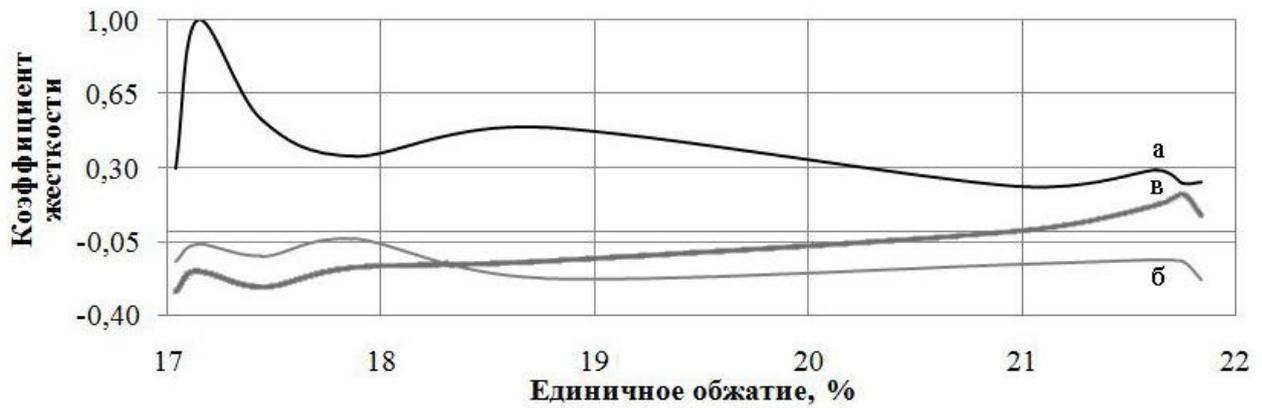


Рис. 4. Величина коэффициента η при различных значениях $q_{ед}$ и угла 2α :

а - $2\alpha = 12^\circ$; б - $2\alpha = 8^\circ$; в - $2\alpha = 6^\circ$

Учитывая значения коэффициента жесткости η и величину зоны растяжения h , наиболее рациональным станет волочение проволоки по маршруту I с применением волок с углом $2\alpha = 8^\circ$.

Расчетные значения коэффициента запаса прочности n для всех рассмотренных вариантов волочения приведены на рис. 5. На всех вариантах они находятся в допустимых пределах и не являются ограничением для выбора.

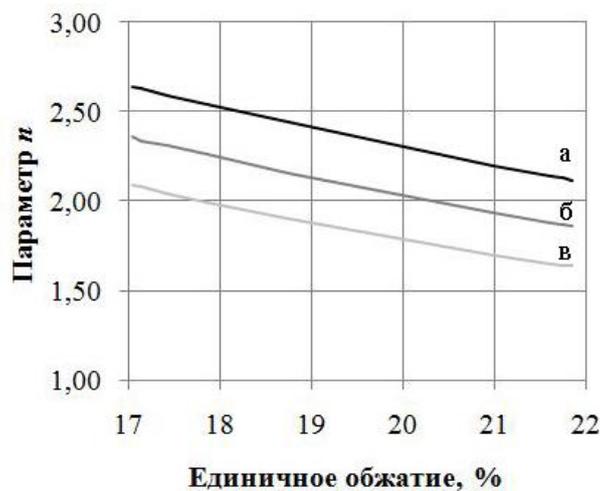


Рис. 5. Расчетные значения коэффициента запаса прочности n :

а - $2\alpha = 12^\circ$; б - $2\alpha = 8^\circ$; в - $2\alpha = 6^\circ$

Для выбора единичных обжатий, обеспечивающих наиболее равномерное напряженное состояние металла в ОД при волочении проволоки из стали марки 51ХФА, нами предлагается использовать следующую зависимость, полученную на основе результатов моделирования (для $2\alpha = 8^\circ$):

$$\eta = 0,2712 \cdot \ln\left(\frac{0,07}{q_{ед}} \cdot (1 + \sqrt{1 - q_{ед}})^2\right) - 0,2099, \quad (3)$$

где η – коэффициент жесткости; $q_{ед}$ – единичное обжатие.

По результатам, полученным при моделировании волочения проволоки диаметром 4,80 мм из стали марки 51ХФА, было установлено, что уменьшение угла 2α с 12° до 6° приводит к снижению параметра Δ от максимального значения 2,24 до минимального - 1,01 для маршрута I и от 1,78 до 0,85 для маршрута II.

С целью оценки энергозатрат при выборе рационального маршрута волочения произведен расчет усилия волочения проволоки, приведенного в работе [7]

$$P_{вол} = F_n \cdot \Phi_{дон} \cdot \sigma_B^{cp} \cdot \ln\left(\frac{F_{n-1}}{F_n}\right) \cdot (1 + f \cdot ctg \alpha), \quad (4)$$

где F_{n-1} и F_n – начальная и конечная площадь поперечного сечения проволоки, мм^2 ; $\Phi_{дон}$ – коэффициент, учитывающий дополнительную работу пластической деформации сдвига; σ_B^{cp} – среднее значение сопротивления пластической деформации за обжатие, зависящее от величины предшествующей деформации, Н/мм^2 ; f – коэффициент контактного трения; α – полуугол рабочего конуса волюки, град.

Результаты вычислений $P_{вол}$, в сравнении с полученными при моделировании в программном комплексе Deform-3d, приведены на рис. 6.

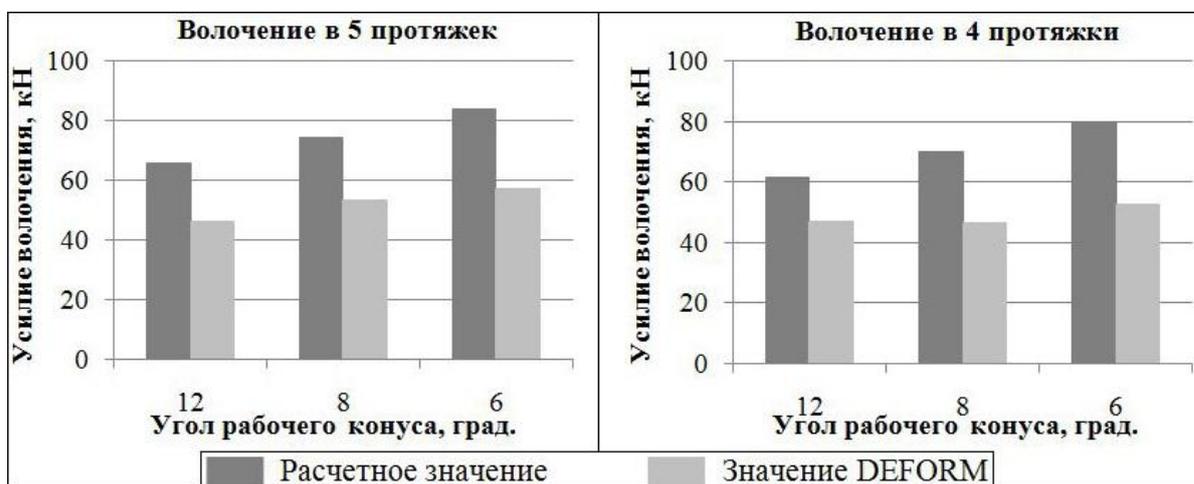


Рис. 6. Величина усилия волочения при различных вариантах моделирования волочения проволоки

Волочение проволоки в реальных условиях осуществляется на волочильных станах с максимальной мощностью двигателя 55 кВт. Согласно методике, изложенной в работе [8], была рассчитана затрачиваемая мощность N при волочении проволоки по маршрутам I и II. С учетом максимальной мощности двигателя волочильного стана наиболее рациональным вариантом является волочение проволоки в 5 протяжек с применением волок с углом рабочего конуса $2\alpha = 8^\circ$. При этом расчетное значение мощности составит от 50 до 52 кВт.

Предлагаемая методика позволяет проектировать маршруты волочения, задавая напряженное состояние, исключая разрушение центральных слоев проволоки, что является особенно актуальным при волочении проволоки больших диаметров и высокопрочной стали.

Список литературы

1. Чеэрова, М.Н. Закономерности формирования зерна аустенита и их применение для повышения структурной однородности и качества пружинной проволоки: дис. ... канд. техн. наук / М.Н. Чеэрова. Нижний Новгород, 2008. 288 с.
2. Совершенствование режимов деформации и инструмента при волочении круглой проволоки: монография / В.А. Харитонов, А.Ю. Манякин, М.В. Чукин, Ю.А. Дремин, М.А. Тикеев, М.Ю. Усанов. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2011. 174 с.
3. Харитонов, В.А. Производство пружинной проволоки / В.А. Харитонов, Д.Э. Галлямов. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2013. 151 с.
4. Губкин, С.И. Теория обработки металлов давлением / С.И. Губкин. М.: Государственное научно-техническое издательство литературы черной и цветной металлургии, 1947. 533 с.
5. Смирнов-Аляев, Г.А. Сопrotивление материалов пластическому деформированию / Г.А. Смирнов-Аляев. Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1978. 368 с.
6. Надаи, А. Пластичность и разрушение твердых тел / А. Надаи. М.: Издательство иностранной литературы, 1954. 648 с.
7. Битков, В.В. Технология и машины для производства проволоки / В.В. Битков. Екатеринбург: УрО РАН, 2004. 343 с.
8. Ресурсосбережение в метизном производстве (теория и практика работы Белорецкого металлургического комбината): Коллективная монография / В.И. Зюзин, Н.А. Клековкина, В.А. Харитонов и др. Магнитогорск: МГТУ, 2001. 163 с.

УДК 621.778.1

КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВОЛОЧЕНИЯ ПРОВОЛОКИ С РАЗЛИЧНОЙ КРАТНОСТЬЮ*

Головизнин С.М.

ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия

Волочение проволоки – сложный многофакторный процесс [1-5]. Экспериментальная проверка новых и усовершенствование используемых технологий является достаточно дорогостоящим процессом, занимающим длительное время. Поэтому оптимальным представляется использование математического моделирования в сочетании с лабораторными и производственными экспериментами. В частности, эффективным является использование метода конечных элементов, который позволяет максимально приблизить условия моделирования к производственному эксперименту. Вопрос выбора кратности волочения является важным элементом разработки технологии волочения проволоки [1].

Цель работы – конечно-элементное моделирование маршрутов волочения с различной кратностью и анализ влияния различных факторов на условия процесса волочения проволоки.

**Работа проведена при участии профессора кафедры технологий обработки материалов ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова» Харитонова В.А.*

В работе проводилось моделирование волочения проволоки для двух маршрутов, в 5 протяжек и в 7 протяжек. Начальный и конечный диаметры проволоки одинаковы для обоих маршрутов. Скорость волочения – 2 м/с и 6 м/с. С целью исключения влияния случайного отклонения величин обжатий по маршруту волочения были выбраны маршруты волочения с линейным распределением обжатий. В выбранных маршрутах обжатия уменьшаются с уменьшением диаметра проволоки. Проволока из стали марки 70.

Маршрут в 5 протяжек: 9,0-7,79-6,85-6,1-5,50-5,03 мм.

Маршрут в 7 протяжек: 9,0-8,19-7,48-6,85-6,31-5,83-5,40-5,03 мм.

Распределение обжатий по выбранным маршрутам представлено на **рис. 1**.

Результаты моделирования не показали зависимости силы волочения от скорости волочения для скоростей 2 м/с и 6 м/с, так как выбранная марка стали отличается слабой зависимостью сопротивления деформации от скорости деформации [6].

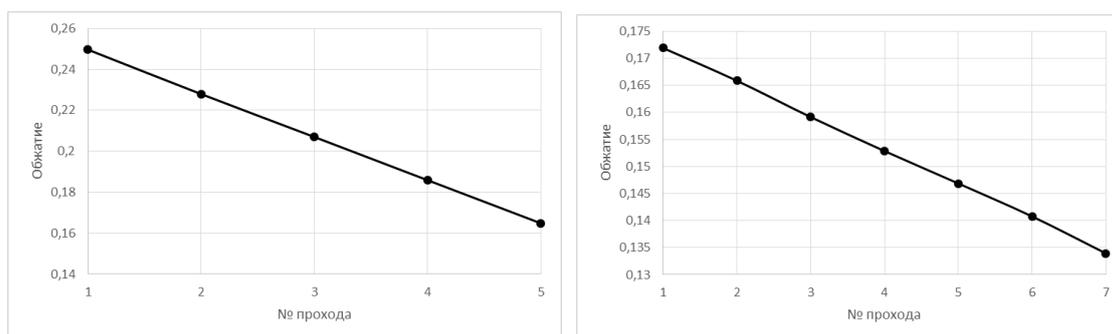


Рис. 1. Распределение обжатий по маршрутам волочения в 5 и 7 протяжек

На **рис. 2** представлены зависимости силы волочения и напряжения волочения для волочения в 5 и 7 протяжек, скорость волочения 2 м/с. В моделируемом процессе волочения после каждой волюки расложен тянущий барабан. На представленных зависимостях усилие волочения на каждом проходе представляет собой силу, с которой соответствующий барабан протягивает проволоку через волюку.

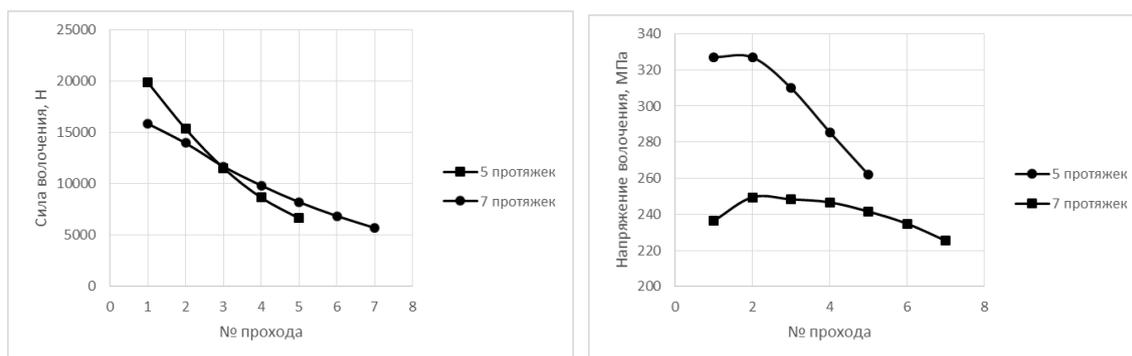


Рис. 2. Изменение силы волочения по двум маршрутам в 5 и 7 протяжек

Как видно из представленных зависимостей, сила волочения для 5-кратного маршрута выше в начале маршрута и ниже в конце маршрута по сравнению с 7-кратным маршрутом волочения. Это можно объяснить более быстрым падением величин обжатий по 5-кратному маршруту.

Напряжение волочения для 5-кратного маршрута существенно выше, что приводит к уменьшению коэффициента запаса и росту вероятности обрыва.

На **рис. 3** представлены изменение нормальной силы, действующей на контактную поверхность волокна, и нормального контактного напряжения по маршруту волочения.

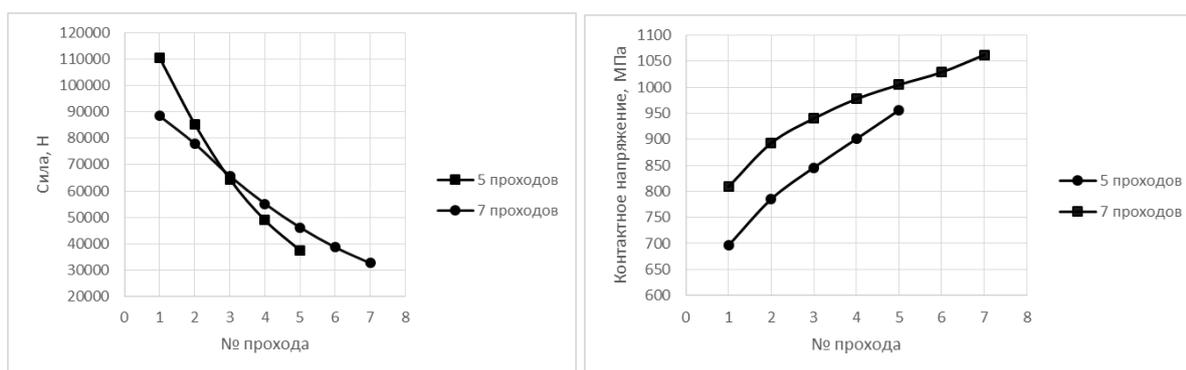


Рис. 3. Изменение контактной силы и контактного напряжения для 5 и 7-кратных маршрутов

Также, как и сила волочения, сила, действующая на контактную поверхность, для 5-кратного маршрута больше в начале и меньше в конце маршрута, в отличие от 7-кратного маршрута волочения. Как и в случае силы волочения, это объясняется более быстрым уменьшением величины обжатия для 5-кратного маршрута.

Нормальное контактное напряжение выше вдоль всего маршрута волочения для 7-кратного маршрута. Это объясняется тем, что при волочении в 5 проходов единичные обжатия выше, чем при волочении в 7 проходов. Увеличение обжатия приводит к увеличению площади контактной поверхности волокна и, следовательно, к уменьшению контактного напряжения.

Распределение потребляемой мощности по тянущим барабанам и суммарная мощность представлены на **рис. 4**.

Согласно результатам моделирования, потребляемая на барабанах мощность растет с увеличением скорости волочения. Потребляемая мощность в среднем выше для 5-кратного маршрута волочения проволоки. Однако, можно заметить, что на последнем барабане потребляемая мощность для 5-кратного маршрута приближается к потребляемой мощности для 7-кратного маршрута.

Расчетная суммарная мощность, потребляемая всеми барабанами, выше для 7-кратного маршрута и она растет с ростом скорости волочения.

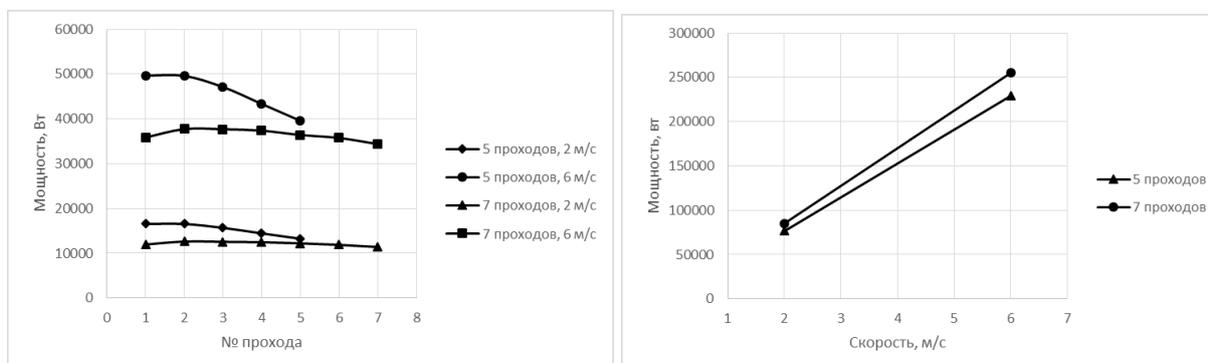


Рис. 4. Потребляемая на тяговых барабанах и суммарная мощность

На **рис. 5** представлены графики распределения скоростей по исследуемым маршрутам волочения и изменение средней по маршруту скорости волочения с ростом скорости проволоки на выходе из последней волоки.

Средняя по маршруту скорость волочения выше для 5-кратного маршрута. С увеличением скорости на выходе из последней волоки, средняя скорость растет быстрее при волочении в 5 протяжек.

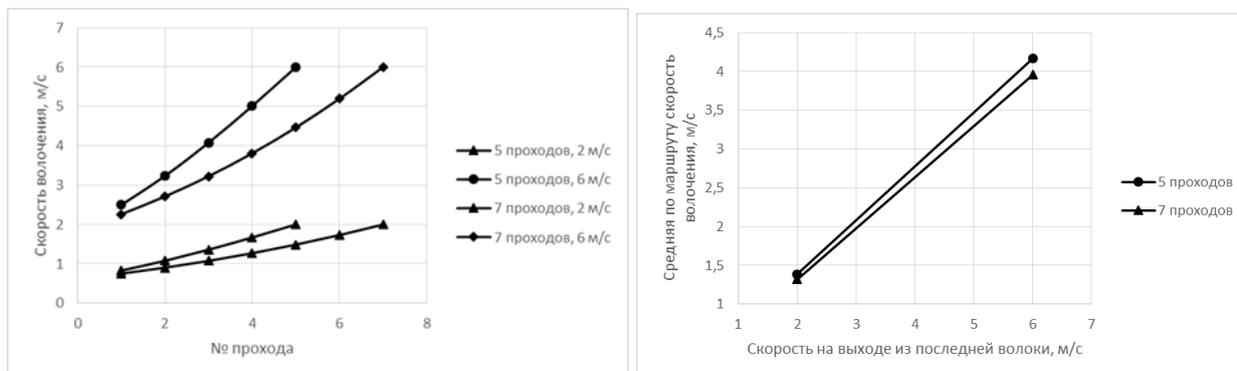


Рис. 5. Распределение скоростей волочения и изменение средней по маршруту скорости волочения

Остаточные напряжения в проволоке зависят от степени неоднородности деформации при волочении проволоки [2-4]. Поэтому остаточные напряжения можно использовать в качестве меры неоднородности деформации. В работе остаточные напряжения определялись как напряжения, оставшиеся в проволоке после её полного выхода из волоки.

На **рис. 6** представлены зависимости продольных остаточных напряжений для волочения с различной кратностью и скоростью волочения.

Из приведенных зависимостей можно сделать вывод, что 5-кратный маршрут волочения в среднем обеспечивает более равномерное распределение деформации по сечению проволоки. Однако, можно заметить, что на последних проходах уровень остаточных напряжений для 5 и 7-кратного маршрутов практически одинаков.

С увеличением скорости волочения уровень остаточных напряжений увеличивается как для 5-кратного, так и для 7-кратного маршрутов волочения, то есть растет неоднородность деформации по сечению проволоки.

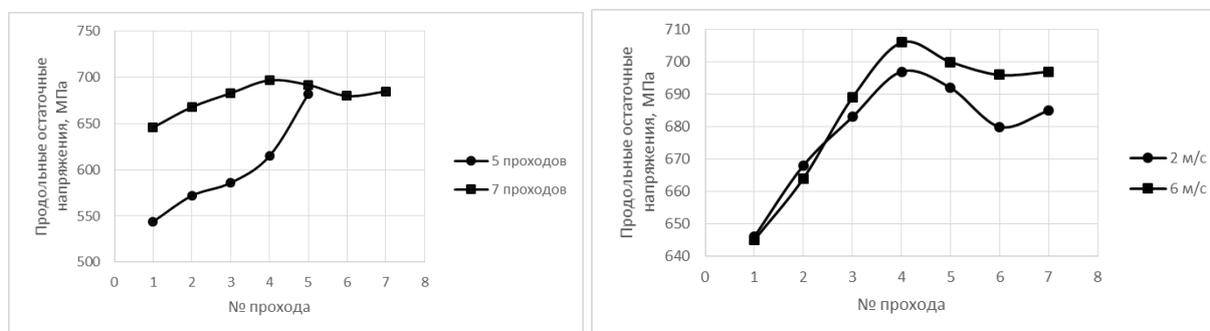


Рис. 6. Распределение продольных остаточных напряжений для 5 и 7-кратного волочения и зависимость продольных остаточных напряжений от скорости волочения

Таким образом, проведенное конечно-элементное моделирование 5 и 7-кратных маршрутов волочения не выявило однозначного преимущества одного из исследованных маршрутов. Решение об использовании того или другого маршрута должно приниматься исходя из конкретных требований к готовой проволоке.

Список литературы

1. Перлин И. Л., Ерманок М. З. Теория волочения. М.: Металлургия, 1971. 448 с.
2. Wright, Roger N. Wire technology: process engineering and metallurgy. Elsevier. 2011. 320 p.
3. Enghag, Per. Steel wire technology. Sweden. Örebro University. 2009. 351p.
4. George E. Dieter, Howard A. Kuhn, S. Lee Semiatin. Handbook of workability and process design. Materials Park, OH: ASM International. 2003. 414 p.
5. Харитонов В.А., Головизнин С.М. Проектирование режимов высокоскоростного волочения проволоки на основе моделирования: монография. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2011. 117 с.
6. Третьяков А.В., Зюзин В.И. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением. М.: Металлургия, 1973. 224 с.

УДК 621.778

ПРОЕКТИРОВАНИЕ МАРШРУТОВ ВОЛОЧЕНИЯ В МОНОЛИТНЫХ ВОЛОКАХ НА ОСНОВЕ АНАЛИЗА НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРОВОЛОКИ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ

Усанов М.Ю.

ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия

В технологических картах на изготовление проволоки обычно указывают марку стали заготовки, ее диаметр, маршрут (число протяжек и диаметры волок) волочения до готового размера. Построение маршрутов волочения заключается в определении частных деформаций по переходам (барабанам) волочильной машины с учётом скоростных условий. Маршрут волочения должен обеспечивать получение качественной проволоки с достаточным запасом прочности и пластичности с максимально возможной производительностью и минимальными затратами на ее изготовление [1, 2].

В данной работе нами предложена методика, в которой мы сразу закладываем минимальное гидростатическое напряжение на оси проволоки. Для этого в Deform-3d [4] была исследована одна протяжка из стали марки 80 исходным диаметром 16,00 мм, которую протягивали с обжатиями от 11 до 41 %. При этом заготовка разбита на 72340 конечных элемента. Геометрия волокна по ГОСТ 9453-75, принималась как абсолютно жесткое тело. Скорость волочения – 1 м/с. Коэффициент трения по Кулону 0,08.

В результате моделирования, после каждой протяжки оценивали значение гидростатического напряжения на оси проволоки. По полученным данным построен график (**рис. 1**).

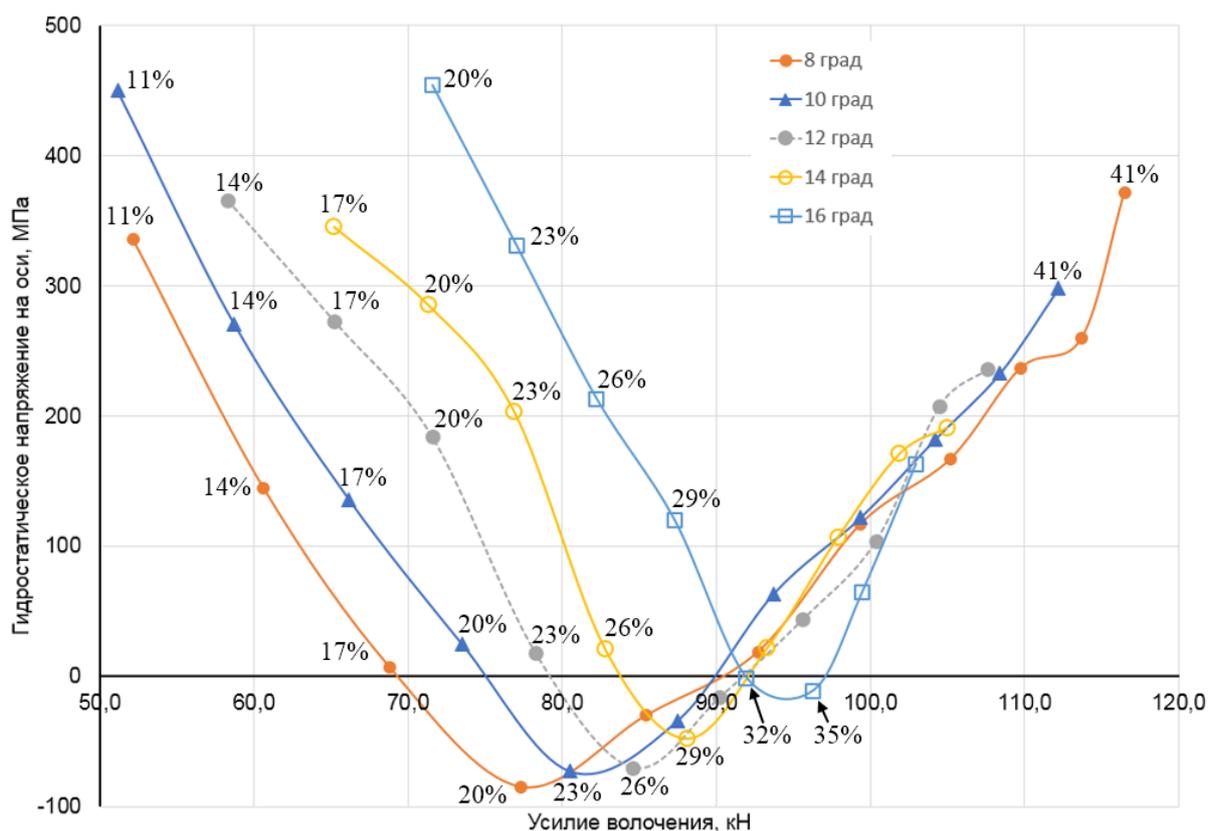


Рис. 1. Зависимость гидростатического напряжения и усилия волочения от угла волоки и обжатия для стали марки 80

Так, например, рассмотрим следующий маршрут волочения: 8,00 – 7,08 – 6,24 – 5,56 – 4,93 – 4,41 – 4,00 мм. Анализ данного маршрута приведен в табл. 1.

Таблица 1

Анализ исходного маршрута волочения

		Номер протяжки					
		1	2	3	4	5	6
Диаметр проволоки, мм	8,00	7,08	6,24	5,56	4,93	4,41	4,00
Единичное обжатие		0,22	0,22	0,21	0,21	0,20	0,18
Суммарное обжатие		0,22	0,39	0,52	0,62	0,70	0,75
Вытяжка (μ)		1,28	1,29	1,26	1,27	1,25	1,22
Суммарная вытяжка		1,28	1,64	2,07	2,63	3,29	4,00
Полуугол (α)		6,0	6,0	6,0	6,0	6,0	6,0
f (коэф. трения)		0,08	0,08	0,08	0,08	0,08	0,08
Степень неравномерности(Δ)		1,72	1,66	1,82	1,74	1,88	2,15
$\sigma_{\text{в}}^{\text{сп}}$		113,46	120,74	128,25	136,04	144,14	151,86
Усилие волочения, кН		20,47	17,38	13,63	11,75	9,37	7,32
Усилие волочения сум, кН		20,47	37,86	51,48	63,23	72,61	79,92
Напряжение волочения		519,98	568,47	561,26	615,52	613,63	582,38
$\sigma_{\text{в}}^0$ (кг/мм ²)	110	117	125	132	140	148	156
Коэффициент запаса прочности		2,18	2,12	2,29	2,21	2,35	2,61

Как показано в [1], наибольшей производительности и экономической эффективности можно добиться только при убывающей схеме распределения единичных обжатий.

По традиционной методике расчет маршрута волочения проводят следующим образом:

1) Рассчитывают суммарную вытяжку $\mu_{\Sigma} = \left(\frac{d_0}{d_k}\right)^2$ и суммарное обжатие $q_{\Sigma} = 1 - \frac{1}{\mu_{\Sigma}}$.

2) Задают среднее значение вытяжки μ_{cp} , которое при волочении углеродистой проволоки, как правило, принимают средним (1,19-1,32) или малым (1,11-1,18).

При выборе величины единичной деформации следует учитывать следующие общие закономерности [3]:

- чрезмерно малые единичные обжатия приводят к неоднородности механических свойств проволоки, повышению кратности волочения, увеличению расхода мощности и вспомогательных материалов на деформацию и в целом к снижению КПД волочения. С возрастанием величины суммарной деформации должны уменьшиться единичные деформации и тем больше, чем выше степень общей деформации. Вместе с тем увеличение числа переходов волочения за счёт уменьшения величины единичных обжатий способствует удалению мелких поверхностных дефектов и снижению степени шероховатости поверхности проволоки.

- чрезмерно большие единичные обжатия могут привести к неустойчивому процессу волочения, надрывам на поверхности, затыжкам и, наконец, к обрывам проволоки, особенно в переходные периоды процесса (пуск и остановка волочильного стана).

3) Рассчитывают кратность волочения $n = \frac{\lg \mu_{\Sigma}}{\lg \mu_{cp}}$.

4) Рассчитывают диаметры проволоки по проходам.

5) Выполняют проверочный расчет по коэффициенту запаса прочности и требуемую мощность двигателей.

В настоящее время на стадии проектирования принято оценивать маршрут по показателю неравномерности Δ , вычисляемому по формуле

$$\Delta = \frac{\alpha}{q} \left(1 + \sqrt{1 - q}\right)^2,$$

где α - полуугол волокна, рад; q - относительная степень деформации.

Таким образом, при построении маршрута волочения необходимо «правильно» задать μ_{cp} .

По предлагаемой нами методике после расчета суммарной деформации выбрать единичные обжатия с применением диаграммы (см. **рис. 1**).

Для этого необходимо задаться рабочим полууглом волокон и далее (см. **рис. 1**) задаться минимальным гидростатическим напряжением. Минимальное гидростатическое напряжение при рабочем угле волокна 12 град будет при обжатии 26%.

Далее рассчитываем суммарную вытяжку $\mu_{\Sigma} = \left(\frac{d_0}{d_k}\right)^2 = \left(\frac{8}{4}\right)^2 = 4$.

Рассчитываем среднее значение вытяжки $\mu_{cp} = \sqrt[n]{\mu_{\Sigma}}$.

Для шести протяжек - $\mu_{cp} = \sqrt[6]{4} = 1,26$, для пяти протяжек - $\mu_{cp} = \sqrt[5]{4} = 1,32$. Среднее обжатие - $q_{cp} = 1 - \frac{1}{\mu_{cp}}$. Для шести протяжек - $q_{cp} = 1 - \frac{1}{1,26} = 0,2063$, для пяти протяжек - $q_{cp} = 1 - \frac{1}{1,32} = 0,2424$.

Учитывая, что первая протяжка в обоих случаях 26 %, находим значение последней протяжки: для шести протяжек - $20,63 - (26 - 20,63) = 15,26\%$; для пяти протяжек - $24,24 - (26 - 24,24) = 22,48$.

Таким образом, получили значения обжатий на последнем проходе. По **рис. 1** определяем гидростатическое напряжение на оси проволоки: для шести проходов оно превысит 300 МПа, для пяти проходов оно будет менее 100 МПа.

Выбираем маршрут с пятью протяжками и рассчитываем обжатия для каждой протяжки по убывающей схеме (**рис. 2**) $q_n = -\frac{q_n - q_k}{(n-1)} \cdot (n_{прохода} - n) + q_k$ и диаметры $d_n = d_{n-1} \cdot \sqrt{1 - q_n}$.

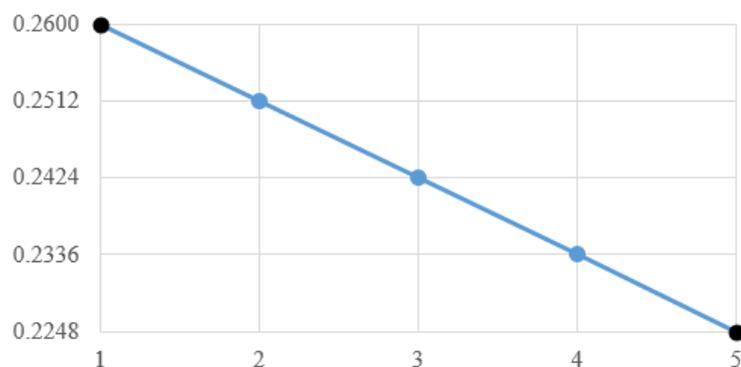


Рис. 2. Распределение обжатий по протяжкам

Получили следующие значения диаметров: 8,00 – 6,88 – 5,96 – 5,18 – 4,54 – 4,00 мм.

Сведем данные для полученного маршрута в **табл. 2**.

Как можно видеть, рабочий полуугол волоки в обоих случаях 6 град. При этом снижается степень неравномерности, вследствие увеличения вытяжек, что способствует лучшей проработке металла.

Значения единичных обжатий для шестикратного и пятикратного маршрутов волочения нанесем на график, для оценки гидростатического напряжения на оси проволоки, который получили при моделировании в Deform-3d (**рис. 3**).

Как видно из **рис. 3**, для пятикратного маршрута значения гидростатического напряжения в первых трех протяжках имеет отрицательные значения, в то время, как в 4 и 5 протяжках оно не превышает 100 МПа. В отличие от шестикратного маршрута, где во всех протяжках гидростатическое напряжение носит растягивающий характер и на последнем проходе достигает значения в 250 МПа.

Таким образом, по полученным нами кривым можно на стадии проектирования оценить напряженное состояние проволоки в очаге деформации, что позволяет наиболее эффективно подбирать обжатия и рабочие углы волок.

Анализ предлагаемого маршрута волочения

		Номер протяжки				
		1	2	3	4	5
Диаметр проволоки, мм	8,00	6,88	5,96	5,18	4,54	4,00
Единичное обжатие		0,26	0,25	0,24	0,23	0,22
Суммарное обжатие		0,26	0,44	0,58	0,68	0,75
Вытяжка (μ)		1,35	1,33	1,32	1,30	1,29
Суммарная вытяжка		1,35	1,80	2,39	3,11	4,00
Полуугол (α)		6,0	6,0	6,0	6,0	6,0
f (коэф. трения)		0,08	0,08	0,08	0,08	0,08
Степень неравномерности (Δ)		1,39	1,46	1,50	1,59	1,66
$\sigma_{\text{в}}^{\text{сп}}$		114,31	123,03	132,07	141,36	150,79
Усилие волочения, кН		23,18	17,96	14,29	11,16	8,94
Усилие волочения сум, кН		23,18	41,14	55,43	66,59	75,53
Напряжение волочения		623,47	643,82	677,95	689,57	711,51
$\sigma_{\text{в}}^0$ (кг/мм ²)	110	119	127	137	146	156
Коэффициент запаса прочности		1,83	1,91	1,95	2,05	2,12

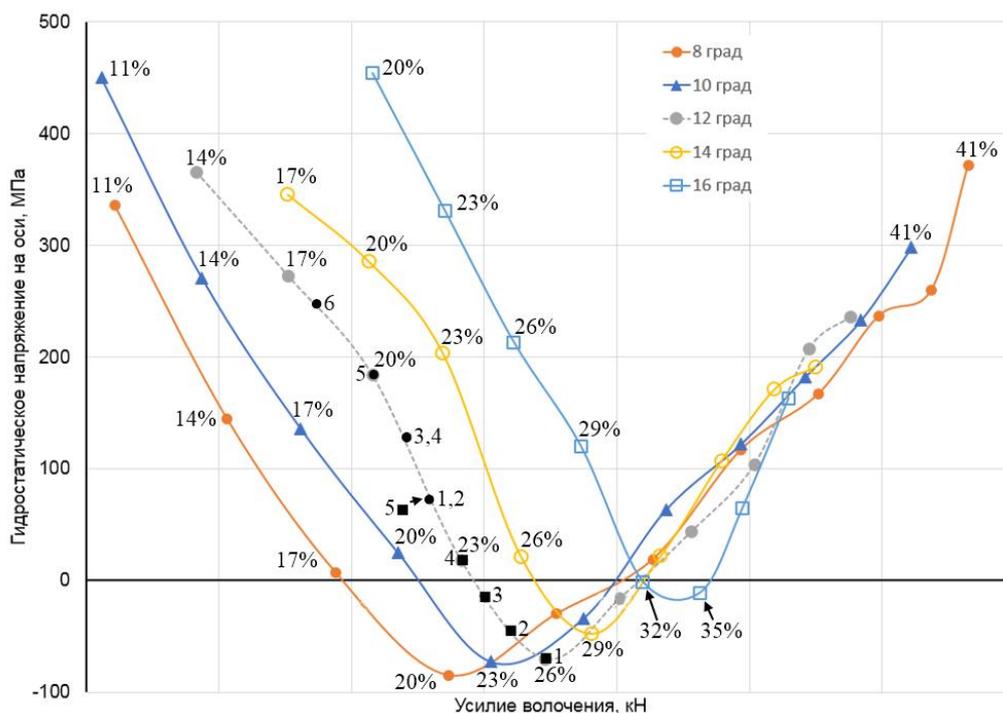


Рис. 3. График для определения гидростатического напряжения при различных углах волок и обжатиях (● – шестикратный маршрут; ■ – пятикратный маршрут)

Список литературы

1. Производство пружинной проволоки: учеб. пособие. / В.А. Харитонов, Д.Э. Галлямов. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2013. 151 с.
2. Совершенствование режимов деформации и инструмента при волочении круглой проволоки : монография / В.А. Харитонов, А.Ю. Манякин, М.В. Чукин, Ю.А. Дремин, Тикеев М.А., Усанов М.Ю. Магнитогорск : Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2011. 174 с.
3. Производство стальной проволоки : монография / Х.Н. Белалов, Н.А. Клековкина, Б.А. Никифоров и др. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2005. 543 с.
4. Усанов, М.Ю., Харитонов, В.А., Эффективность применения деформации кручения в способах производства наноструктурированной проволоки // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. – 2016. – Т. 14. № 4. С. 66–71.

УДК 621.778

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВОЛОЧЕНИЯ ВЫСОКОУГЛЕРОДИСТОЙ ПРОВОЛОКИ НА ОСНОВЕ ПРИМЕНЕНИЯ МОДУЛЬНО-КОМБИНИРОВАННОГО СПОСОБА

Галлямов Д.Э., Харитонов В.А.

*ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет
им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия*

Стальная высокопрочная проволока является наиболее массовым видом метизной продукции и широко используется в качестве полуфабриката или в виде готового продукта во многих отраслях промышленности, современный уровень развития которых требует обеспечения все более высоких качественных и эксплуатационных ее характеристик.

Свойства проволоки зависят от многих факторов, основным из которых является способ производства, заключающийся в многократном волочении через монолитные волокнистые структуры. Способ этот наиболее эффективный и теоретически изученный, но в силу имеющихся недостатков, а именно, монотонности деформации, определяемой однопоточным течением металла; действия растягивающих напряжений в очаге деформации и на выходе из него по сечению проволоки; неравномерности деформации по сечению проволоки волочение практически исчерпало возможности существенного повышения ресурса прочностных и пластических свойств стальной проволоки. Проводимые в настоящее время совершенствования процесса получения проволоки волочением в монолитных волокнах направлены, в основном на повышение производительности процесса но ведут к увеличению затрат на его реализацию.

Улучшить механическую схему деформации за счет повышения равномерности деформации по сечению проволоки и снижения сил контактного трения позволяет применения роликового волочения. Однако при этом не меняется схема главных деформаций кроме того значительно усложняется технологический инструмент, чему способствуют также применяемые схемы калибровок роликов «круг – фасонное – сечение - круг». В практике волочения конструктивно применяются сдвоенные роликовые волокнистые структуры. Все это привело к ограниченному применению роликовых волокон при производстве круглой проволоки. Анализ напряженного деформированного состояния проволоки при холодной прокатке, проведенный

в работе [1] показал, что в местах разъемов калибров, как фасонных так и круглых, локализуются растягивающие напряжения, что приводит к снижению деформируемости поверхностных слоев холоднокатаной проволоки, по сравнению с центральными. Аналогичный характер напряженно-деформированного состояния свойственен к волочению в роликовых волоках.

В работе [2] для повышения равномерности распределения деформации по сечению проволоки для холодной высадки предложен процесс волочения в монолитных волоках с чередующимися круглым и овальным рабочим каналом. Численные и экспериментальные результаты данного исследования показали, что предложенный процесс позволяет обеспечить значительно более однородную деформацию углеродистой проволоки по сравнению с традиционным волочением в монолитных волоках с круглым рабочим каналом. Но этот способ значительно усложняет изготовление фасонных волок, вносит коренные изменения в традиционные схемы изготовления проволоки и тем самым затруднит его внедрение в практику волочения. Кроме того, деформация проволоки овального сечения в круглой волоке может привести к разрушению последней.

Актуальность совершенствования волочения проволоки за счет использования комбинированного нагружения подтверждается достаточно большим количеством разработок, как в нашей стране, так и за рубежом. Известно применение комбинированных технологий «прокатка-волочение» как для повышения точности геометрических размеров готовой проволоки, так и для повышения ее физико-механических свойств [3, 4]. Особенностью этих способов является получение при помощи прокатки в несколько проходов промежуточных профилей с калибровкой на готовый размер в монолитной волоке.

В связи с этим, для повышения комплекса свойств проволоки необходимо найти такой вариант комбинирования, при котором будут сведены к минимуму недостатки базовых способов изготовления проволоки, а их преимущества будут использованы максимально. Так как традиционному волочению серьезной альтернативы нет, то комбинирование целесообразно реализовать на его базе, т.е. новый комбинированный процесс можно представить как следующий эволюционный этап развития волочения. Поэтому разработка способа изготовления стальной проволоки, позволяющего улучшить ее пластические свойства, является актуальной задачей.

На основе выполненного анализа авторами предложен модульно-комбинированный способ волочения стальной проволоки. Схема процесса представлена на **рис. 1**.

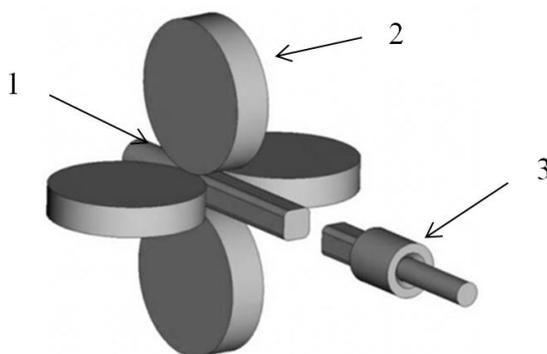


Рис. 1. Схема комбинированного способа волочения

Деформируемая заготовка, имеющая сечение в виде круга 1, протягивается через калибр, образованный четырьмя неприводными роликами с гладкой бочкой 2. В роликовой волоке формируется промежуточный профиль, который протягивается через последовательно установленную монолитную волоку 3 и вновь получает сечение в виде круга. Основным

техническим решением является разделение общей деформации за проход на две части, имеющие разные схемы напряженного состояния, повышение единичных обжатий и уменьшения числа переходов. Установлено, что оптимальной формой промежуточного профиля является невыполненный квадрат [5]. Способ реализуется в виде отдельных модулей, объединяющих роликовую и монолитную волюки. Модули легко встраиваются в линию обычной волочильной машины, причем ее значительного переоборудования не требуется, и поэтому технологический процесс изготовления проволоки остается традиционным. Подготовка поверхности заготовки осуществляется химическим способом или механическим в линии волочильной машины.

По результатам компьютерного моделирования в программном комплексе DEFORM-3D было установлено, что комбинированный способ позволяет обеспечить хорошую проработку сечения проволоки, т.к. в монолитной волюке преимущественно прорабатываются поверхностные слои проволоки, а в роликовой волюке – внутренние слои. На **рис. 2** приведено распределение напряжений в поперечном сечении очага деформации при стандартном волочении через монолитную волюку, а также при комбинированном волочении последовательно через роликовую, а затем - монолитную волюку. При волочении через монолитную волюку в поверхностных слоях (примерно 10 % на сторону) действуют напряжения сжатия, а остальная часть сечения проволоки находится под воздействием растягивающих напряжений, достигающих максимальных значений в центральных слоях (**см. рис. 2, а**). Для комбинированного волочения картина распределения напряжений иная (**см. рис. 1, б, в**). В роликовой волюке в поверхностных приконтактных областях (примерно 5 % на сторону) напряженно-деформированное состояние определяется растягивающими напряжениями, а основное сечение полосы находится под напряжениями сжатия и при этом происходит интенсивная проработка проволоки. При последующем волочении полосы через монолитную волюку в центральной области сечения проволоки появляются растягивающие напряжения, но величина их незначительна. Большая часть сечения (до 80%) находится под напряжениями сжатия.

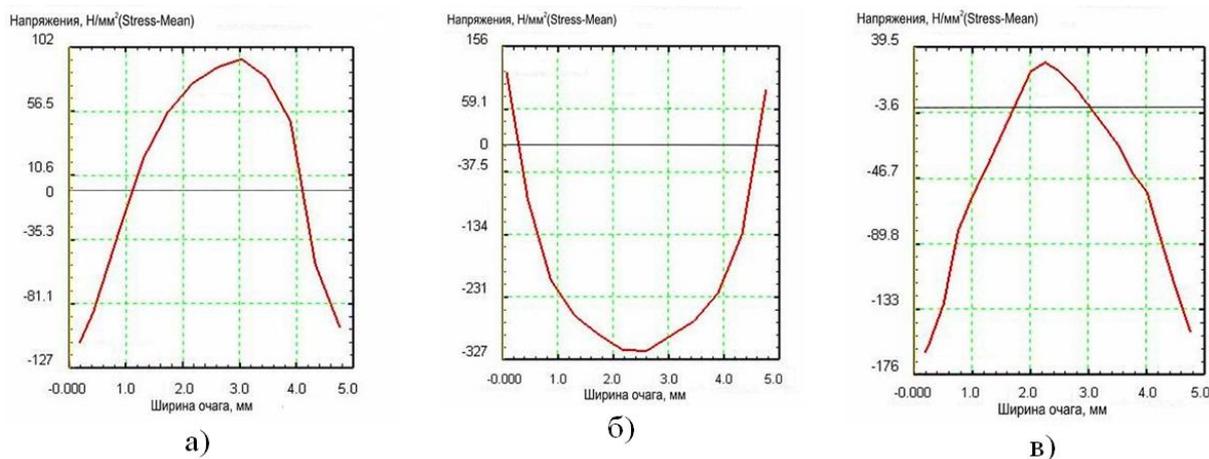


Рис. 2. Распределение напряжений в поперечном сечении очага деформации при волочении в монолитной волюке (а) и при комбинированном волочении (б- в роликовой волюке), (в – в монолитной волюке)

Таким образом, комбинированное волочение в сумме обеспечивает более полную проработку сечения проволоки и позволяет подавить образование локальных областей, в которых происходит накопление внутренних дефектов и микротрещин. Факт лучшей проработки

проволоки по сечению при комбинированном нагружении подтверждают и другие исследования [2].

Выполненные промышленные эксперименты подтверждают, что предложенный способ позволяет получать стальную проволоку более высокого качества, чем традиционный [6, 7]. Образцы проволоки диаметром 4,00 и 5,00 мм из стали марок 70 и 75, соответственно, были изготовлены двумя способами: традиционным волочением в монолитных волоках и совмещенным способом «прокатка-волочение». Далее был проведен сравнительный анализ механических свойств. По результатам испытаний механических свойств у проволоки диаметром 4,0 мм, изготовленной комбинированным способом, отмечался рост числа перегибов в среднем на 15,9 %, а числа скручиваний – на 14,6 %. Это свидетельствует о ее лучшей проработке по сечению и большей равномерности механических свойств по длине. Проволока диаметром 5,0 мм, полученная способом «протяжка-волочение», при равных значениях удлинения, сужения и предела прочности выдержала большее число скручиваний на 8,9 %.

С помощью компьютерного моделирования в программном комплексе DEFORM-3D выполнено исследование напряженно-деформированного состояния при комбинированном волочении. Моделирование волочения квадратной полосы через монолитную волоку показывает, что для невыполненного квадрата напряженно-деформированное состояние в очаге деформации имеет вид близкий к волочению «круг в круг». При этом коэффициент заполнения K_z должен иметь значения в диапазоне 0,9-0,93. При волочении квадратного профиля с большей степенью заполнения возможны обрывы проволоки и при $K_z \geq 0,93$ происходит интенсивный рост напряжения волочения.

На основании полученных теоретических и экспериментальных результатов разработаны практические рекомендации по режимам волочения высокопрочной проволоки и энерго-силовым параметрам процесса, которые могут быть использованы в действующем производстве. Сформулированы требования к разрабатываемому оборудованию, рекомендации по подбору технологических смазок, расчету технологических маршрутов и составу оборудования. Выполнена сравнительная оценка эффективности способов волочения проволоки, приведенная в табл. 1.

Таблица 1

Сравнительная оценка эффективности способов волочения

Волочение в монолитных волоках	Комбинированное волочение
Схема НДС - двухстороннее сжатие с преобладающим одноосным растяжением	Комбинированная схема – чередование сжатия в роликовых и растяжения в монолитных волоках.
Однопоточность течения металла в очаге деформации	Однопоточность течения металла сохраняется, но в роликовой волоке из-за уширения происходит изменение направления течения металла.
Высокое контактное трение	Контактное трение уменьшается. В роликовой волоке улучшается захват смазки.
Отсутствует возможность активного управления напряженно-деформированным состоянием в очаге деформации.	Позволяет управлять напряженно-деформированным состоянием в очаге деформации
Величина единичных обжатий ограничена. Волочение осуществляется на волочильных машинах большой кратности	Позволяет осуществлять деформацию с большими обжатиями. Кратность волочильных машин снижается
Требуется сложная подготовка поверхности	Подготовка поверхности упрощается. Достаточно механического удаления окалины и нанесения подсмазочного слоя в линии волочильной машины
Высокая прочность и недостаточная пластичность изготавливаемой проволоки	Высокая прочность проволоки. Повышается ресурс пластичности проволоки за счет смены направления течения металла
Недостаточная проработка сечения проволоки. Неравномерность деформации	Обеспечивает глубокую и равномерную проработку сечения проволоки
Значительная зависимость свойств проволоки от масштабного фактора	Влияние масштабного фактора снижается
Требует высоких энергозатрат, особенно при многократном волочении	Требует меньших энергозатрат

Результаты исследований были использованы для разработки технологической схемы изготовления проволоки, принятой для опытного опробования на производственной площадке АО «БМК». Внедрение в производство разработанного модульно-комбинированного волочения позволяет обеспечить выпуск конкурентоспособной продукции – высокопрочной стальной проволоки с повышенным ресурсом пластичности, повысить эффективность и производительность процесса волочения, снизить себестоимость продукции, что подтверждено актом внедрения. Подана заявка №2017113168 от 17.04.2017 года на модульно-комбинированный способ волочения круглой проволоки из углеродистой стали.

Работа проведена при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках реализации комплексного проекта по созданию высокотехнологичного производства с участием высшего образовательного учреждения (Договоры № МК204895 от 27.07.2015 г.; № 02.G25.31.0178 от 01.12.2015 г.).

Список литературы

1. Харитонов В.А., Таранин И.В. Анализ систем калибров для холодной прокатки проволоки // Производство проката . 2014. № 11. С 26-33.
2. Ho Seon Joo, Sun Kwang Hwang, Hyun Moo Baek, Yong-Taek Im, Il-Heon Son, Chul Min Bae. The effect of a non-circular drawing sequence on spheroidization of medium carbon steel wires // Journal of Materials Processing Technology. 216 (2015) 348 – 356.
3. А.с 1424900 СССР МКНЗ В21С1/00 Способ производства стальной проволоки или прутков / Б.А. Никифоров, Вен. А. Харитонов, Вик. А. Харитонов и др. (СССР). Оpubл. 23.09.88, Бюл. № 35. 10 с.
4. Ohlwein Klaus. Wickeln, Spulen, Walzen, Ziehen. «Draht» 1984, Bd 35, № 10, S. 537-540.
5. Харитонов В.А., Галлямов Д.Э.. Выбор рациональной формы промежуточного профиля при волочении стальной проволоки совмещенным способом «прокатка-волочение» // Производство проката. 2015. № 3. С.30-33.
6. Харитонов В.А., Галлямов Д.Э. Анализ влияния способа деформации на уровень свойств стальной проволоки // Качество в обработке материалов. 2014. № 1. С. 42-47.
7. Харитонов В.А., Галлямов Д.Э.. Оценка эффективности изготовления стальной проволоки совмещенным способом «прокатка-волочение» // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2014. № 12. С. 15-21.

УДК 621.778.1

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ УГЛА ВОЛОКИ НА РЕЖИМЫ ВОЛОЧЕНИЯ СТАЛЬНОЙ ПРОВОЛОКИ

Брюханов И.Ю., Головизнин С.М.

ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, г. Магнитогорск», Россия

Волока – основной технологический инструмент при производстве проволоки, в которой для осуществления процесса волочения имеется канал специальной формы. Геометрия волокна имеет существенное влияние на условия волочения проволоки. Особенностью волочения является взаимосвязь технологических параметров, изменение одного из параметров,

например, угла волочения, приводит к изменению других [1-5]. Угол волоки – важный параметр, величина которого не всегда контролируется с достаточной точностью на практике. Задача выбора оптимального угла волоки является актуальной для осуществления режимов волочения, в частности, температурного режима волочения, обеспечивающего требуемое качество проволоки и долговечность волочильного инструмента.

Цель работы - оценка влияния величины полуугла волоки на режимы волочения стальной проволоки с целью выбора оптимального маршрута волочения.

Был изучен следующий маршрут волочения: 5,5-4,9-4,27-3,73-3,27-2,89-2,56-2,28-2,04-1,9-1,8 мм.

Для расчета температур при волочении использовали следующие формулы [2-4]:

$$\text{Обжатие } r = \frac{A_0 - A_1}{A_0} \times 100\% ,$$

где A_0 – площадь сечения прутка/проволоки до волочения; A_1 – площадь сечения прутка/проволоки после волочения.

Значение Δ -фактора вычисляли по уравнению:

$$\Delta = (\alpha / r)[1 + (1 - r)^{1/2}]^2 \approx 4 \tan \alpha / \ln[1/(1 - r)] .$$

Волочение проводилось на машине с эффективным охлаждением на барабанах, поэтому принимали, что проволока на барабанах охлаждается до комнатной температуры и температуру проволоки на входе в волоку принимали равной 20 °С.

Температуру проволоки на выходе из волоки определяли по следующей формуле:

$$T_{\text{ед}} \approx T_0 + \frac{\sigma_d}{C\rho} ,$$

где T_0 - температура на входе в волоку (20 °С), σ_d – напряжение волочения, C – удельная теплоемкость, ρ - плотность металла.

В результате расчетов было получено распределение температуры проволоки по маршруту волочения.

При волочении на высоких скоростях проволока не успевает охладиться до входа в следующую волоку и происходит накопление остаточного тепла по маршруту волочения [5]. Этот эффект в данной работе не рассматривался, поэтому расчеты могут дать несколько заниженное значение температуры проволоки на последних переходах.

На **рис. 1** показано изменение обжатия по маршруту волочения. Выбор маршрута с уменьшающимися обжатиями объясняется тем, что при волочении прочность проволоки увеличивается и дальнейшая деформация затрудняется [6].

На **рис. 2 и 3** представлены изменение параметра Δ и фактора дополнительной работы Φ , соответственно. Представлены зависимости для полуугла волоки 6° и зависимости для волок с увеличенным на 10 % и уменьшенным на 10 % значением полуугла.

Для исследуемого маршрута волочения величина параметра Δ и фактора дополнительной работы имеют более высокие значения в начале и в конце маршрута, что соответствует низким значениям обжатия. Увеличение обжатия приводит к уменьшению величины дополнительной работы и повышению однородности деформации по сечению проволоки [2, 5].

Увеличение угла на 10 % приводит к росту параметра Δ и фактора Φ , то есть к увеличению неоднородности деформации по сечению проволоки, а уменьшение на 10 % - к уменьшению неоднородности деформации.

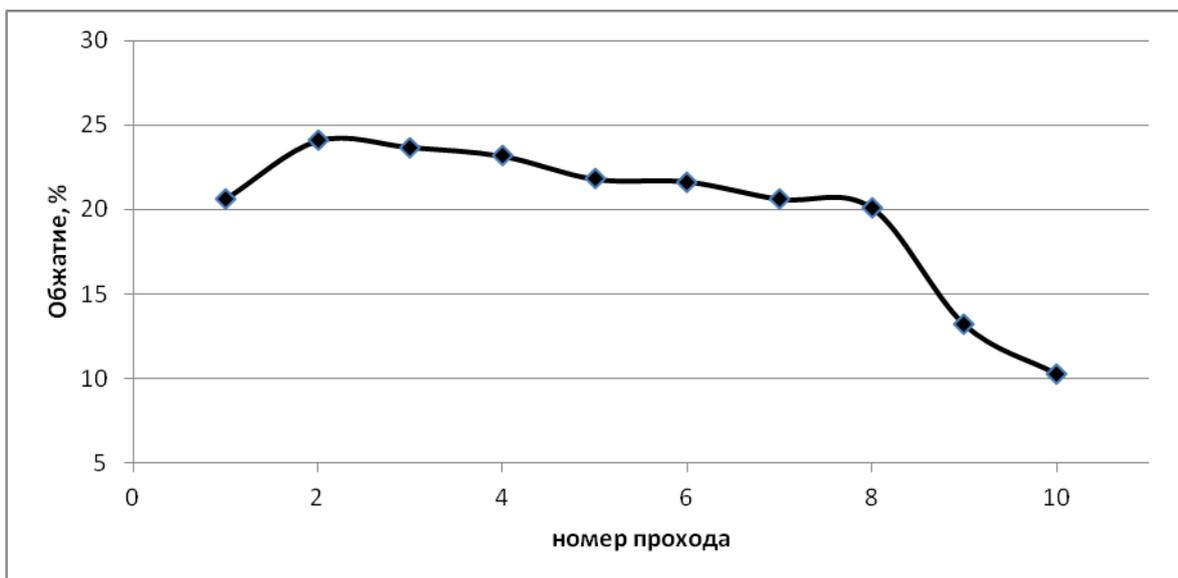


Рис. 1. Изменение обжатия при волочении

На **рис. 4** представлены изменения температуры на каждой волоке для маршрута с уменьшающимися обжатиями [1, 5, 7]. Полученная зависимость показывает, что нагрев в волоке уменьшается с увеличением номера протяжки.

На **рис. 4** представлены также зависимости температуры на выходе из волоки от номера прохода для полуугла 6° и для углов больше 6° на 10 % и меньше на 10 %.

Из представленных зависимостей можно сделать вывод, что для исследуемого маршрута волочения использование волок с полууглами 6° обеспечивает минимальный нагрев проволоки в очаге деформации. Как увеличение, так и уменьшение полуугла волоки приводит к росту температуры на выходе из волоки.

Такие результаты можно объяснить тем, что волочение с полууглами около 6° обеспечивает минимальное значение силы волочения, что согласуется с теоретически рассчитанными значениями оптимального угла волоки [1-4].

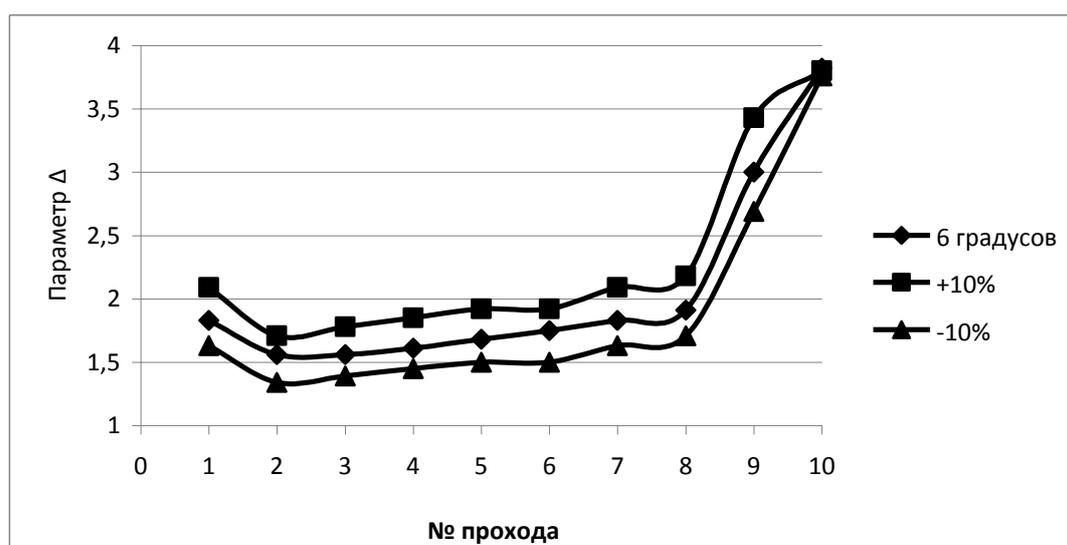


Рис. 2. Изменение параметра Δ

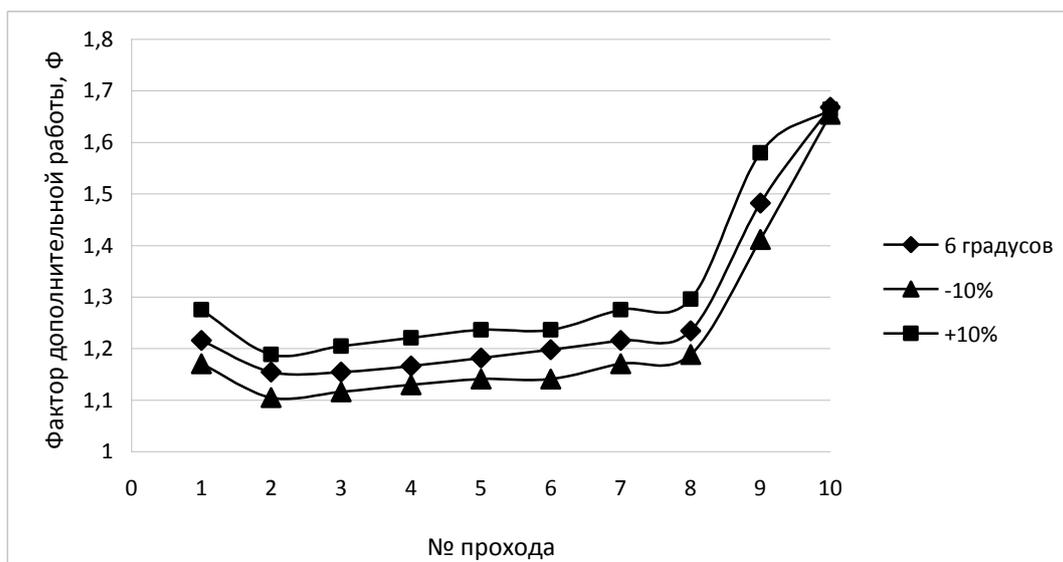


Рис. 3. Изменение фактора дополнительной работы Ф

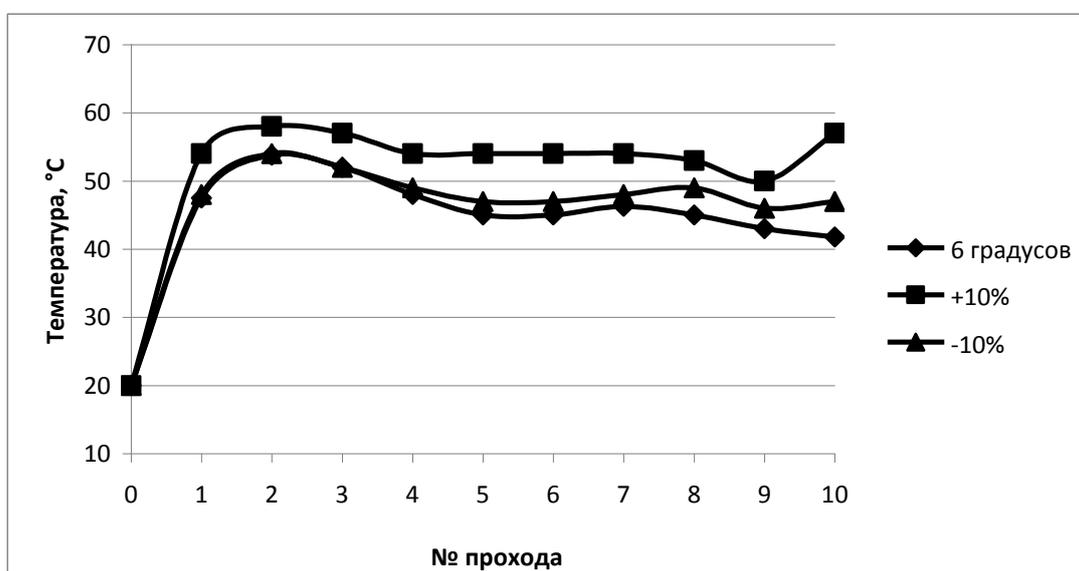


Рис. 4. Прирост температуры на каждой волоке по маршруту волочения

Таким образом, отклонение величины полуугла волоки при волочении стальной проволоки может существенно повлиять на режимы волочения. Увеличение угла приводит к росту неоднородности деформации. Температура проволоки увеличивается как при увеличении, так и при уменьшении угла относительно оптимального значения. Полученные результаты показывают необходимость постоянного контроля за величиной полуугла волоки при волочении стальной проволоки.

Список литературы

- 1, Перлин И. Л., Ерманок М. З. Теория волочения. М.: Металлургия, 1971. 448 с.
2. Головизнин С.М. Основные положения теории волочения проволоки: учебное пособие. М.: ФГУП НТИЦ «Информрегистр», 2016. № гос. регистрации 0321603089.
3. Wright, Roger N. Wire technology: process engineering and metallurgy. Elsevier. 2011. 320 p.
4. Enghag, Per. Steel wire technology. Sweden. Örebro University. 2009. 351 p.

5. Харитонов В.А., Головизнин С.М. Проектирование режимов высокоскоростного волочения проволоки на основе моделирования: монография. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2011. 117 с.

6. George E. Dieter, Howard A. Kuhn, S. Lee Semiatin. Handbook of workability and process design. Materials Park, OH: ASM International. 2003–414 p.

7. Красильщиков Р. Б. Нагрев при холодном волочении проволоки. М.: Metallurgizdat, 1962. 88 с.

УДК 621.778.08

СРАВНЕНИЕ ТРЕБОВАНИЙ ОТЕЧЕСТВЕННЫХ И ЗАРУБЕЖНЫХ СТАНДАРТОВ НА НИЗКОУГЛЕРОДИСТУЮ БУНТОВУЮ АРМАТУРНУЮ СТАЛЬ¹

Петров И.М.

Филиал ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Белорецк, Россия

В настоящее время арматура для железобетонных конструкций является самым массовым видом проката строительного назначения. Повысить потребительские свойства арматурной стали возможно при тесном взаимодействии производителей и потребителей [1].

В России все большее значение приобретает промышленное и жилищное строительство с применением готовых железобетонных конструкций, и в секторе строительства доступного жилья панельное и крупнопанельное домостроение снова имеет все шансы захватить ведущую роль. В настоящее время для реализации российских жилищных программ, снижения издержек и себестоимости строительства многие крупные промышленно-строительные комплексы, осуществляющие собственное строительство, закупают современное оборудование и технологии производства железобетонных изделий на уровне достижений XXI века. Приобретение самых современных и высокопроизводительных технологий и оборудования европейского и мирового уровня для производства современного железобетона не даст должного эффекта по качеству конечного продукта, если для этих технологий будут использоваться компоненты и материалы с качественным уровнем, обеспеченным по старым, еще советским технологиям.

По этим причинам российский железобетон сегодня, даже при применении тех же или однотипных технологий и оборудования, уступает железобетону европейских производителей, которые в этом вопросе не стоят на месте по следующим важным признакам: энергосбережению, металлоемкости, индустриальности, долговечности и безопасности. Это серьезное отставание является основанием, чтобы сказать о том, что технология отечественного сборного железобетона по признакам используемых компонентов пока остается в кризисном состоянии, несмотря на серьезные капитальные и инвестиционные вложения в целом.

Также необходимо указать, что данная проблема во многом связана полностью устаревшей нормативной базы на металлопрокат. Применение нормативной документации, идеи которой зарождались еще в 1970-1980-х годах, не позволяет металлургическим предприятиям правильно определить вектор развития своего производства, а тенденции европейского

¹ Работа выполнена под руководством проф., к.т.н. Харитоновой В.А.

развития арматурного проката так и не были отражены в отечественных нормативах на прокат, несмотря на вышедший в 2006 году ГОСТ Р 52544-2006 [2].

В настоящее время в России арматурный прокат для железобетонных конструкций выпускается в соответствии с требованиями двух межгосударственных стандартов ГОСТ 5781-82 и ГОСТ 10884-94, национального стандарта ГОСТ Р 52544-2006, стандарта организации СТО АСЧМ 7-93 [0], а также нескольких ТУ [3].

Указанные стандарты в ряде требований к арматуре в целом повторяют друг друга, но в ряде вопросов имеют разночтения. Например, в соответствии с ГОСТ Р 52544-2006 который распространяется на самый массовый вид арматурного проката класса А500С для обеспечения требуемой прочности сварных соединений производитель обязан выдерживать значение углеродного эквивалента по верхней и нижней границам. Действительно, данный подход позволяет получать достаточно прочные сварные соединения, удовлетворяющие требованиям большинства потребителей проката [4]. Ссылаясь на принятое в ГОСТ Р 52544-2006 условное обозначение данная арматура классифицируется под индексом «С». Этот индекс демонстрирует потребителям возможности свариваемости без значительного разупрочнения шва соединений арматуры.

В то же время в соответствии со стандартом СТО АСЧМ 7-93 самый массовый вид проката класса А500С производится с химическим составом, в котором нет необходимости ограничивать нижнюю границу углеродного эквивалента. Это приводит к определенному снижению прочности сварных соединений из-за разупрочнения шва при сварке. Дополнительно стоит отметить, что если в ГОСТ Р 52544-2006 присутствует обязательное приложение с методикой испытаний и контролем свариваемости арматурного проката, то в СТО АСЧМ 7-93 такой контроль не предусмотрен. Из этого следует, что в соответствии с действующими документами на производство самого массового арматурного проката для железобетонных конструкций класса А500С обозначаемая одинаково арматура имеет не одинаковые эксплуатационные характеристики.

Еще одним примером несоответствия стандартов на арматуру является сравнение классов А500С по ГОСТ Р 52544-2006 и Ат500С по ГОСТ 10884-94. Несмотря на одинаковые требования в части механических свойств, тем не менее, данные классы арматуры имеют различные требования в части прочности сварных соединений. Так, для арматуры А500С по ГОСТ Р 52544-2006 результаты сварных соединений считаются удовлетворительными если разрушение происходит вне места сварки или при разрушении в области сварного соединения при временном сопротивлении не менее 600 МПа для горячекатаного и термомеханически упрочненного проката. Однако арматура Ат500С по ГОСТ 10884-94 считается свариваемой, если она удовлетворяет требованиям прочности сварных соединений не менее 540 МПа.

Действующие стандарты на арматуру допускают возможность производства фактически различной по своим потребительским свойствам продукции, которую потом можно аттестовать как одинаковую. Например, в соответствии со стандартом СТО АСЧМ 7-93 технология производства определяется производителем, то есть горячекатаную, термомеханически упрочненную и холоднодеформированную арматуру можно аттестовать как класс А500С. Однако, такая продукция будет отличаться друг от друга в части механических, технологических и эксплуатационных свойств.

Подобные примеры противоречия требований нормативных документов к арматуре затрудняют проектирование и строительство зданий и сооружений, приводят к пересортице, что в целом негативно сказывается на общей эффективности проектов. Такой подход к свойствам арматурного проката не дает возможности металлургическим предприятиям массово осваивать новые виды продукции, так как любое это требует определенных ресурсов, расход которых может экономически не оправдаться в виду неочевидности конкурентных преимуществ

ществ. То есть, сегодня металлургическому предприятию нет смысла осваивать качественный арматурный прокат с высокими характеристиками свариваемости, если практически весь рынок покрывает продукция класса А500С по стандарту СТО АСЧМ 7-93 [1].

Повышение эффективности отечественного строительного комплекса, надежности и безопасности эксплуатации строительных сооружений, снижение себестоимости железобетона, а также необходимость сближения показателей качества отечественной арматурной стали с европейским уровнем предполагает производство и применение бунтовой арматуры с комплексом более высоких характеристик [2, 5-7].

Для решения данной проблемы 31 марта 2017 года был принят ГОСТ 34028-2016 «Прокат арматурный для железобетонных конструкций. Технические условия», данный стандарт вступает в силу 01 января 2017 года, а также 13 декабря 2016 года был принят гармонизированный ГОСТ Р 57357-2016/EN 10080:2005 «Сталь для армирования железобетонных конструкций. Технические условия», который вступит в силу 01 июля 2017 года. Следует отметить, что стандарт ГОСТ Р 57357-2016 полностью идентичен EN 10080:2005.

Целью статьи является сравнение требований ГОСТ 34028-2016 с ранее действовавшими стандартами и ТУ, а также зарубежными аналогами, в частности с EN 10080:2005.

Сравнение стандартов произведено по основным группам показателей, таким как сортамент, геометрическим параметрам, механическим свойствам, а также регламентируемому значению углеродного эквивалента.

Сравнение сортаментов представлены в **табл. 1**.

Как видно из **табл. 1**, ГОСТ 34028-2016 регламентирует широкую номенклатуру диаметров (27 значений) в диапазоне от 4,0 до 40,0 мм. Тем не менее ГОСТ 34028-2016 не предусматривает изготовление арматуры более 40,0 мм как EN 10080:2005 (до 50,0 мм), ТУ 14-1-5254-2006 (до 60,0 мм) и ГОСТ 5781-82 (до 80 мм), а также менее 4,0 мм как, например, ТУ 14-170-217-94 (до 3,0 мм).

В **табл. 2** представлено сравнение требований стандартов по геометрическим параметрам и массе. Данные требования для арматурной стали диаметром 12 мм.

Как видно из **табл. 2**, ГОСТ 34028-2016 регламентирует большее значение критерия анкеровки f_R по сравнению с EN 10080:2005, но при этом EN 10080:2005 устанавливает меньшее допустимое отклонение от номинальной массы 1 м длины профиля по сравнению с группой ОМ1 по ГОСТ 34028-2016. Следует отметить, что единственным стандартом, регламентирующим отклонение от номинальной площади поперечного сечения, является ГОСТ Р 52544-2006.

В работе [1] представлены результаты исследований, проведенных в процессе согласования проекта нового ГОСТ в рабочей группе Технического комитета 375 «Металлопродукция из черных металлов и сплавов» с заинтересованными производителями и потребителями арматурного проката сделан вывод, что в целом металлурги готовы обеспечивать строительный комплекс продукцией с дополнительными характеристиками, что, безусловно, снизит жизненный цикл строительных проектов вообще и их себестоимость, в частности, а также окажет положительное влияние на дальнейшее межотраслевое сотрудничество.

Таблица 1

Сортаменты анализируемых стандартов

Стандарт	Сортамент	
ГОСТ 6727-80	3,0; 4,0; 5,0	От 3,0 до 5,0; 3 диам.
ГОСТ 5781-82	6,0; 8,0; 10,0; 12,0; 14,0; 16,0; 18,0; 20,0; 22,0; 25,0; 28,0; 32,0; 36,0; 40,0; 45,0; 50,0; 55,0; 60,0; 70,0; 80,0	От 6,0 до 80,0; 20 диам.
ГОСТ 10884-94	6,0; 8,0; 10,0; 12,0; 14,0; 16,0; 18,0; 20,0; 22,0; 25,0; 28,0; 32,0; 36,0; 40,0	От 6,0 до 40,0; 14 диам.
ГОСТ Р 52544-2006 (B500)	4,0; 5,0; 6,0; 8,0; 10,0; 12,0	От 4,0 до 12,0; 6 диам.
ГОСТ Р 52544-2006 (A500)	4,0; 5,0; 6,0; 8,0; 10,0; 12,0; 14,0; 16,0; 18,0; 20,0; 22,0; 25,0; 28,0; 32,0; 36,0; 40,0	От 6,0 до 40,0; 14 диам.
СТО АСЧМ 7-93	6,0; 8,0; 10,0; 12,0; 14,0; 16,0; 18,0; 20,0; 22,0; 25,0; 28,0; 32,0; 36,0; 40,0	От 6,0 до 40,0; 14 диам.
ТУ 14-170-217-94	3,0; 3,5; 4,0; 4,5; 5,0; 5,5; 6,0; 6,5; 7,0; 7,5; 8,0; 8,5; 9,0; 9,5; 10,0; 10,5; 11,0; 11,5; 12,0; 12,5; 13,0; 13,5; 14,0	От 3,0 до 14,0; 23 диам.
ТУ 14-1-5254-2006	6,0; 8,0; 10,0; 12,0; 14,0; 16,0; 18,0; 20,0; 22,0; 25,0; 28,0; 32,0; 36,0; 40,0; 45,0; 50,0; 55,0; 60,0	От 6,0 до 60,0; 18 диам.
СТБ 1704-2006 (профили 1 и 4, гладкий профиль)	6,0; 8,0; 10,0; 12,0; 14,0; 16,0; 20,0; 25,0; 28,0; 32,0; 40,0	От 6,0 до 40,0; 14 диам.
СТБ 1704-2006 (профили 2 и 3)	4,0; 5,0; 5,5; 6,0; 8,0; 10,0; 12,0; 14,0; 16,0	От 4,0 до 14,0; 9 диам.
ДТСУ 3760-2006 (ISO 6935-2:1991, NEQ)	5,5; 6,0; 8,0; 10,0; 12,0; 14,0; 16,0; 18,0; 20,0; 22,0; 25,0; 28,0; 32,0; 36,0; 40,0	От 5,5 до 40,0; 15 диам.
EN 10080:2005	4,0; 4,5; 5,0; 5,5; 6,0; 6,5; 7,0; 7,5; 8,0; 8,5; 9,0; 9,5; 10,0; 11,0; 12,0; 14,0; 16,0; 20,0; 25,0; 28,0; 32,0; 40,0; 50,0	От 4,0 до 50,0; 23 диам.
ГОСТ 34028-2016	4,0; 4,5; 5,0; 5,5; 6,0; 6,5; 7,0; 7,5; 8,0; 8,5; 9,0; 9,5; 10,0; 11,0; 12,0; 13,0; 14,0; 15,0; 16,0; 18,0; 20,0; 22,0; 25,0; 28,0; 32,0; 36,0; 40,0	От 4,0 до 40,0; 27 диам.

Таблица 2

Сравнение требований стандартов по геометрическим параметрам и массе

Стандарт	Допускаемое отклонение от номинальной площади поперечного сечения	Допускаемое отклонение от номинальной массы 1 м длины профиля	Относительная площадь смятия поперечных ребер профиля f_R
ГОСТ 6727-80	–	–	–
ГОСТ 5781-82	–	–7	–
ГОСТ 10884-94	–	–7	–
ГОСТ Р 52544-2006 (B500)	±4,5	±4,5	0,045
ГОСТ Р 52544-2006 (A500)	±8	±8	0,045
СТО АСЧМ 7-93	–	±8	0,045
ТУ 14-170-217-94	–	±5	–
ТУ 14-1-5254-2006	–	±8	0,045
СТБ 1704-2006 (профили 1 и 4)	–	±6	0,045
СТБ 1704-2006 (профили 2 и 3)	–	±6	0,045
ДТСУ 3760-2006 (ISO 6935-2:1991, NEQ)	–	±8	0,045
EN 10080:2005	–	±4,5	0,04
ГОСТ 34028-2016	–	±8(OM1); от –2 до –8 (OM2)	0,045

В табл. 3 приведено сравнение требований стандартов по механическим свойствам и углеродному эквиваленту.

Таблица 3

Сравнение требований стандартов по механическим свойствам и углеродному эквиваленту

Стандарт	Предел текучести $\sigma_T (\sigma_{0,2})$	Предел прочности σ_B	Относительное удлинение δ_5	Равномерное удлинение $\delta_p, \%$	Полное относительное удлинение при максимальном напряжении δ_{max}	Отношение $\sigma_B/\sigma_T (\sigma_B/\sigma_{0,2})$	Углеродный эквивалент $C_{экв}$
1	2	3	4	5	6	7	8
ГОСТ 6727-80	490	–	–	–	–	–	–
ГОСТ 5781-82	235	373	25	–	–	–	–
	295	490	19	–			–
	295	441	25	–			–
	390	590	14	–			–
	590	883	6	2			–
	785	1030	7	2			–
980	1230	6	2	–	0,62		
ГОСТ 10884-94	440	550	16	–	–	–	0,32
	500	600	14	–			0,40
	600	800	12	4			0,44
	800	1000	8	2			–
	1000	1250	7	2			–
	1200	1450	6	2			–
ГОСТ Р 52544-2006 (B500)	500	550	–	–	2,5	1,05	0,52
ГОСТ Р 52544-2006 (A500)	500	600	14	–	–	1,08	0,52
СТО АСЧМ 7-93	400	500	16	–	2,5	1,05	0,50
	500	(480) 600	14				0,52
	600	(550) 740 (660)	12				0,67
ТУ 14-170-217-94	500	550	14	–	–	1,03	–
	600	660	12				
ТУ 14-1-5254-2006	400	500	16	2	–	1,1	0,52
	500	600	14				
СТБ 1704-2006 (гладкий профиль)	240	–	25	–	–	1,3	0,40
СТБ 1704-2006 (проф. 1 и 4)	500	–	14	–	5,0	1,08	0,52
СТБ 1704-2006 (проф. 2 и 3)	500	–	12	–	2,5	1,05	0,52

Окончание таблицы 3

1	2	3	4	5	6	7	8
ДТСУ 3760-2006 (ISO 6935- 2:1991, NEQ)	240	370	25	–	–	1,05	–
	400	500	16	–	5		0,25 (0,30)-0,52
	500	600	14	–	5		0,30-0,52
	600	800	12	4	5		0,40-0,65
	800	1000	8	2	3,5		<0,65
1000	1250	7	2	3,5	–		
EN 10080:2005	400	500	–	–	2,5	≥1,05	0,52
	500	600			5,0	≥1,08	
	600	800			7,5	≥1,15 <1,35	
ГОСТ 34028-2016	240	380	25	–	–	–	–
	400	–	16	4,7	–; 7,0	1,10	0,24(0,28)-0,52
	500	–	14	4,7	–; 5,0; 7,0	1,05	0,24(0,38)-0,52(0,57)
	500	–	10	1,8	–; 5,0	1,02	<0,52
	600	–	14	4,7	–	1,05	0,40-0,67
	800	1000	8	2,0	3,5	1,25	0,40-0,67
	1000	1250	7	2,0	3,5	1,25	–

По сравнению с действующими нормативными документами, ГОСТ 34028-2016 предусматривает [8]:

- предоставление выбора способа производства проката изготовителю. По требованию способ производства сообщается потребителю;
- в размерный ряд проката включены дополнительные размеры: от 4 до 10 мм с интервалом через 0,5 мм, от 10 до 20 мм - с интервалом 1 мм.
- введение трех базовых форм периодического профиля.
- две группы предельных отклонений по массе 1 м длины проката, при этом одна из них в минусовом поле допуска;
- приведение прочностных свойств проката в соответствие с актуализированным СНиП (СП 63.13330. 2012);
- введение двух новых уровней пластичности проката для классов А400, А500 и А600, соответствующих Euronorm (EN 1992 1-1:2005, EN 10080:2005) и ISO 6953-2: 2007:
 - $\delta_p > 5 \%$ для категории пластичности Н;
 - $\delta_p > 7 \%$ для категории пластичности Е (сейсмически стойкий прокат);
- по требованию потребителя - гарантию стойкости проката против коррозионного растрескивания и выносливость при много-цикловых нагрузках.

Применение нового межгосударственного стандарта ГОСТ 34028-2016 «Прокат арматурный для железобетонных конструкций» позволит металлургам в значительной степени обеспечить строительный рынок качественными видами арматурного проката в соответствии с самыми высокими мировыми требованиями [0].

Список литературы

1. Цыба О.О., Дьячков В.В., Саврасов И.П. и др. О новом межгосударственном стандарте ГОСТ 34028-2016 «прокат арматурный для железобетонных конструкций» // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова, №3, 2017, С. 23-31.
2. Дорохин П.С., Харитонов В.А. Прогресс в структуре потребления арматурного проката диаметром до 18 мм неизбежен // Стройматериал № 3. 2012. С. 14-23.

3. Харитонов В.А., Петров И.М. Совершенствование технологических процессов производства низкоуглеродистой бунтовой арматурной стали // Актуальные проблемы современной науки, техники и образования: Материалы трудов 71-й науч.-техн. конференции. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И.Носова, 2013. Т.1. С. 273-276.

4. Слышенков С.О., Дячков В.В., Зборовский Л.А. О свариваемости арматуры класса А500С // Промышленное и гражданское строительство. 2017. № 1. С. 78-82.

5. Михайлов К.В. Задачи отечественной строительной науки в области арматуры и предварительно напряженных железобетонных конструкций // Бетон и железобетон. 2001. №3. С. 2-3.

6. Взгляд в будущее / Снимщиков С.В., Харитонов В.А., Суриков И.Н., Анিকেев В.В. // Стройметалл. 2013. №5. С. 7-13.

7. Харитонов В.А., Петров И.М. Оценка и направления повышения конкурентоспособности бунтовой арматурной стали // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2013. № 4. С. 65-69.

8. Пояснительная записка к первой редакции проекта межгосударственного стандарта ГОСТ «Прокат арматурный для железобетонных конструкций. Технические условия».

УДК 621.778:658.652

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕТИЗНОГО ПРОИЗВОДСТВА В УСЛОВИЯХ НЕОПРЕДЕЛЕННОСТИ ИСХОДНЫХ ДАННЫХ

Ширяев О.П.¹, Корчунов А.Г.², Пивоварова К.Г.²

¹ *ОАО «ММК-МЕТИЗ», г. Магнитогорск*

² *ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И.Носова», г. Магнитогорск*

В последние годы в России наблюдается растущий спрос на продукцию метизных предприятий. Увеличиваются требования к надежности и качеству изделий, что ставит перед производителями множество задач, выполнение которых обеспечивает надлежащий уровень качества продукции.

Для успешного решения задач по управлению качеством продукции необходимо иметь математические модели, формально описывающие взаимосвязи между параметрами управления процессом обработки и показателями качества продукции. Математическое моделирование сложных технологических процессов и управление ими представляет собой трудно-разрешимую проблему. Причиной этого является наличие многочисленных взаимосвязей между отдельными составляющими технологического процесса и обилие ограничительных условий на допустимые значения параметров, характеризующих состояние процесса.

Процессы метизного производства включают в себя множество технологических операций: травление, волочение, термическую обработку, профилирование, стабилизацию и др. Математические модели этих процессов представляют собой совокупность взаимодействующих моделей технологических операций с переключениями между ними. Таким образом, процессы метизного производства имеют многостадийный характер, причем стадия – это технологическая операция. Степень влияния технологии на каждом этапе обработки зависит от технологии на предыдущих технологических шагах. В реальных условиях мы сталкиваем-

ся с нестабильностью (вариативностью) технологии, проявляющейся в том, что при обработке одним и тем же технологическим режимом может быть получена продукция с существенно различающимися конечными свойствами. Имеет место неоднозначное определение качества продукции, т.е. показатели качества не задаются одним значением, а имеют интервал, в пределах которого каждый конкретный показатель может варьироваться. Поэтому для управления качеством метизной продукции важнейшим становится уменьшение отклонения значений показателей качества на отдельных технологических операциях, которые проходит продукция в свой жизненный цикл, тем самым повышая ее конечные свойства.

Математические модели, описывающие процессы формирования показателей качества изделий в технологиях метизного производства, можно разделить на однозначно определенные (детерминированные) и находящиеся в условиях неопределенности. При исследовании технологических процессов всегда присутствуют неточные исходные данные, неопределенность которых порождается различными факторами. Для корректного анализа сложных технических систем требуются математические модели, учитывающие неопределенность исходных данных. Одним из эффективных средств учета неопределенности являются модели с элементами нечеткой логики – лингвистическими и нечеткими переменными, заданными в виде функций принадлежности нечеткому множеству [1, 2].

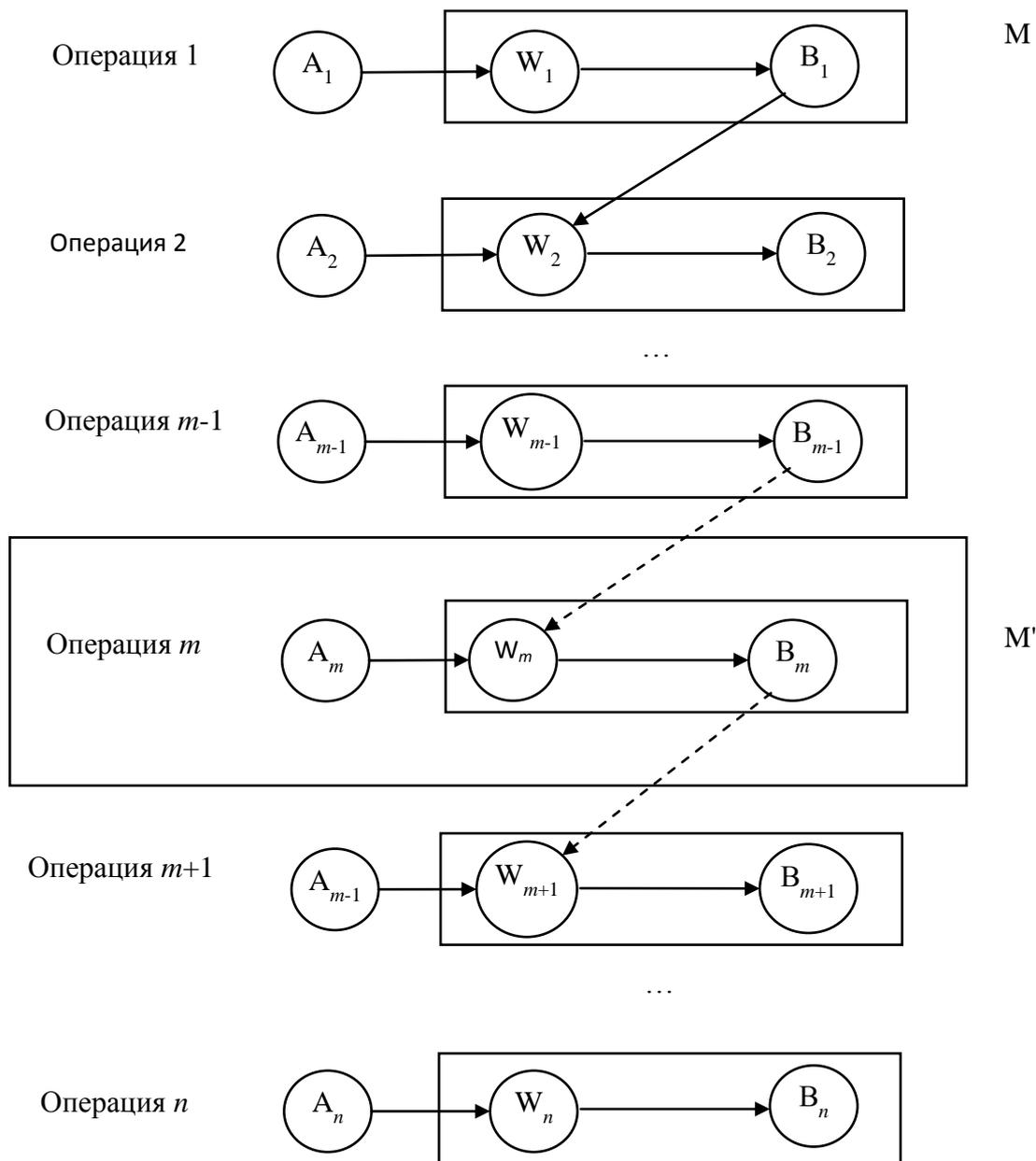
Обобщенной целью разработки любой модели можно считать получение с ее помощью информации для принятия тех или иных решений. Поэтому успех в достижении конкретных целей (прогноз, оптимизация и т.д.) во многом зависит от объема и качества информации, получаемой с помощью моделирования. Однако, усложнение и детализация математической модели на практике ограничены принципом несовместимости, который заключается в том, что, чем глубже анализируется реальная сложная система, тем менее определенны наши суждения о ее поведении. Иными словами, сложность системы и точность, с которой ее можно анализировать, связаны обратной зависимостью.

Необходимость учета этого принципа при исследовании технических объектов очевидна и следует из анализа самого процесса моделирования. Действительно, добавление к системе соотношений, описывающих поведение объекта каждого нового уравнения, неизбежно ведет к росту числа неопределенных параметров модели, что снижает достоверность количественной информации, получаемой с ее помощью. По мере усложнения описания объекта, неопределенность получаемой информации возрастает, что в итоге делает ее практически непригодной. Избежать этого, используя методы параметрической идентификации, удастся лишь отчасти как из-за технических трудностей, так и по причине резкого роста корреляции между оцениваемыми параметрами с увеличением их числа.

В определенной мере расширить границы сложности моделей удастся с помощью декомпозиции полной модели на подмодели, качество которых можно оценить до включения их в общую систему. В конечном итоге разумное разбиение полной модели на составляющие позволяет построить работоспособную систему, обеспечивающую исследователю достоверную информацию при приемлемых затратах машинного времени.

Относительно многостадийного технологического процесса декомпозиция заключается в вычленении одной или нескольких технологических операций из общей системы. Иными словами, если имеется модель технологического процесса M , состоящего из n операций, то из нее всегда можно выделить модель M' в качестве подсистемы, соответствующую операции m . Структуру математической модели удобно представлять в виде ориентированного графа Кенига, в котором A - вершины обозначают входные параметры, B - вершины – выходные параметры, W - вершины - соотношения, уравнения, связывающие переменные.

Структуру модели многостадийного технологического процесса можно представить графом, изображенным **на рисунке**. При вычленении подмодели M' из M параметр A_m остается входным, B_m - выходным. Уравнения W_m подмодели M' требуют для себя в качестве входных значения параметров B_{m-1} , точную информацию о которых можно получить только из полной модели M , включающей M' .



Выделение подмодели M' из модели M

(пунктиром отмечены дуги, соответствующие обрываемым связям)

Таким образом, B_{m-1} являются входными параметрами для модели M' в силу того, что при вычленении M' из M произошел разрыв связей этих параметров с уравнениями подмодели M . В дальнейшем будем называть такие параметры параметрами разорванных связей. Та-

ким образом, параметрами разорванных связей модели М и подмодели М' являются все входные параметры М', не являющиеся входными для М

В общем случае обобщенную формулировку математической модели можно представить в виде [3-6]

$$\vec{Y} = f(\vec{X}, \vec{\Omega}), \quad (1)$$

где \vec{X} , \vec{Y} – векторы входных и выходных переменных модели; $\vec{\Omega}$ – векторы параметров разорванных связей.

Пусть для математической модели, обобщенная формулировка которой может быть представлена в виде (1), имеем $\vec{X} = (x_1, \dots, x_n)$ – вектор контролируемых входных переменных; $\vec{Y} = (y_1, \dots, y_m)$ – выходные переменные, причем y_1, \dots, y_j (контролируемые выходные переменные) могут быть сравнимы с экспериментально полученными значениями y_{1j}, \dots, y_{jj} , остальные y_{j+1}, \dots, y_m переменные не измеряются (неконтролируемые переменные); $\vec{\Omega} = (\Omega_1, \dots, \Omega_m)$ – вектор параметров разорванных связей.

Обозначим критерии точности модели, зависящие от разностей $y_i - y_{i_0}$ ($i = 1, \dots, j$) и формализованные с помощью соответствующих функций желательности как C_{1y}, \dots, C_{jy} . Поскольку эти критерии характеризуют точность расчета различных физических характеристик, не одинаковым образом отраженных в целях моделирования, они могут иметь разную важность, с точки зрения оценки качества модели. Последнее должно быть учтено при их ранжировке.

Группу критериев, определяемых требованиями к неконтролируемым выходным переменным модели обозначим как $C_{j+1,y}, \dots, C_{my}$. Они могут иметь значительную важность и относятся к критериям физичности. Требования к y_{j+1}, \dots, y_m обычно заключаются лишь в том, чтобы их значения находились в физически допустимых диапазонах с возможными распределениями предпочтений внутри последних.

Вводя обозначения

$$\vec{C}_y(\vec{Y}) = (C_{j+1,y}(y_1), \dots, C_{my}(y_m)), \quad (2)$$

$$\vec{\alpha} = (\alpha_{1y}, \dots, \alpha_{ny}), \quad (3)$$

где $\vec{\alpha}$ – вектор коэффициентов относительной важности, обобщенный критерий качества модели D для фиксированных значений вектора входных переменных \vec{X} и вектора параметров разорванных связей $\vec{\Omega}$ представим в виде

$$D(\vec{X}, \vec{\Omega}) = \hat{L}(C(\vec{Y}), \vec{\alpha}) = \hat{L}(\hat{C}(f(\vec{X}, \vec{\Omega})), \vec{\alpha}), \quad (4)$$

здесь \hat{L} – некоторый оператор свертки частных критериев.

Конкретизация оператора свертки критериев \hat{L} должна проводиться с учетом способа формализации частных критериев и требований к оптимальности в глобальном смысле. При описании частных критериев функциями желательности (допуская их вырождение в обычные четкие ограничения типа неравенств) и требованиях к модели в максимальной степени удовлетворять как критериям точности, так и физичности, обобщенный критерий качества можно представить в виде

$$D(\vec{X}, \vec{\Omega}) = \min(\mu_{c_{1y}}^{\alpha_{1y}}, \dots, \mu_{c_{my}}^{\alpha_{my}}),$$

$$\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \alpha_{i,j} = 1, \quad (5)$$

$$\alpha_{1y}, \dots, \alpha_{my} > 0,$$

где $\mu_{c_{1y}}, \dots, \mu_{c_{my}}$ – функции желательности критериев.

Введенный критерий качества математической модели зависит лишь от ее точности и физичности, т.е. определяется только внутренне присущими данной модели свойствами. При необходимости круг частных критериев оценки качества модели может быть легко расширен. После формализации с помощью подходящих функций желательности эти критерии могут быть включены в свертку (5).

Работа проведена при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках реализации комплексного проекта по созданию высокотехнологичного производства с участием высшего образовательного учреждения (Договоры № 02.G25.31.0178 от 01.12.2015 г.; № МК204895 от 27.07.2015 г.).

Список литературы

1. Корчунов А.Г. Управление качеством продукции металлургии в условиях нечеткости технологической информации // Обработка сплошных и слоистых материалов. 2011. № 1. С. 95-100.
2. Корчунов А.Г. Управление технологической наследственностью в метизном производстве на основе нечетких моделей // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: Темат. сб. науч. тр. Магнитогорск: МГТУ, 2009. С. 275-285.
3. Дилигенский Н.В., Дымова Л.Г., Севастьянов П.В. Нечеткое моделирование и многокритериальная оптимизация производственных систем в условиях неопределенности: технология, экономика, экология: монография. М.: Машиностроение-1, 2004. 335 с.
4. Производство стальной проволоки: монография / Х.Н. Белалов, Н.А. Клековкина, Г.С. Гун, А.Г. Корчунов и др. Магнитогорск: МГТУ, 2005. 543 с.
5. Инновационные металлические материалы: монография / под общ ред В.М. Колокольцева. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2016. 371 с.
6. Стальная проволока: монография / Х.Н. Белалов, Н.А. Клековкина, Г.С. Гун, М.А. Полякова. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2011. 689 с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСИЛИЙ ПРИ ПОПЕРЕЧНОМ ВЫДАВЛИВАНИИ

Белан А.К., Некит В.А., Платов С.И., Огарков Н.Н., Белан О.А.

ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им Г.И. Носова»,
г. Магнитогорск, Россия

Введение

Одним из факторов, ограничивающих высадку головки при холодной объемной штамповке за переход, является продольная устойчивость стержня, которая в значительной мере определяет стабильность технологических процессов и их точность.

Результаты предыдущих исследований показывают [1-4], что для предварительной высадки головки с отношением $\frac{\ell_0}{d_0} > 2.5$, где ℓ_0 - длина металла под высадку головки, d_0 -

диаметр металла под высадку головки, применяют штамповку методом поперечного выдавливания. Штампы для поперечного выдавливания имеют конструкцию, обеспечивающую жесткое защемление участка заготовки [5-6]. Высадка головки осуществляется следующим образом (рис. 1).

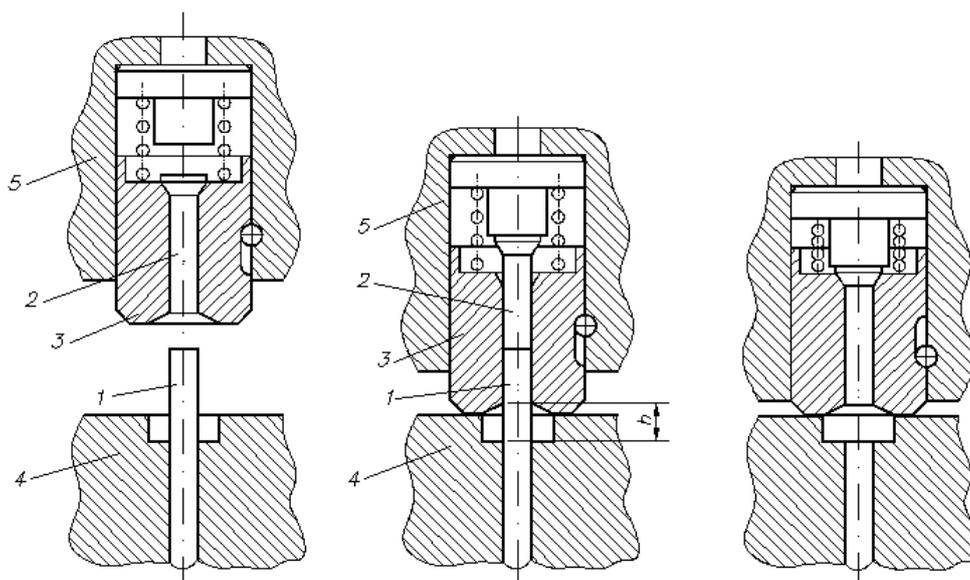


Рис. 1. Схема процесса высадки в штампе для поперечного выдавливания:
1 – заготовка; 2 – скользящий сердечник;
3 – пуансон; 4 – матрица; 5 – корпус пуансона

Корпус пуансона 3 надвигается на заготовку 1. Большая часть длины высаживаемой части направляется в цилиндрическое отверстие, диаметр которого примерно равен диаметру заготовки. Происходит защемление заготовки в рабочей части корпуса пуансона и матрицы. Деформирование осуществляется с помощью скользящего внутри пуансона сердечника 2.

По мере продвижения сердечника вперед, заготовка заполняет пространство в корпусе пуансона или матрицы, принимая форму головки.

При штамповке возникают большие усилия на инструмент. Поэтому при разработке технологии и проектировании инструмента важно не только обеспечить устойчивость заготовки, но и обеспечить хорошую стойкость инструмента, для чего необходимо определять усилия деформирования.

Методика исследования

Кинематика течения металла и силовой режим поперечного выдавливания отличаются от обычной высадки. При холодной штамповке головок стержневых изделий из цилиндрической заготовки в штампе для поперечного выдавливания промежуточную заготовку можно условно разделить на два участка, в зависимости от направления течения металла [6] (рис. 2).

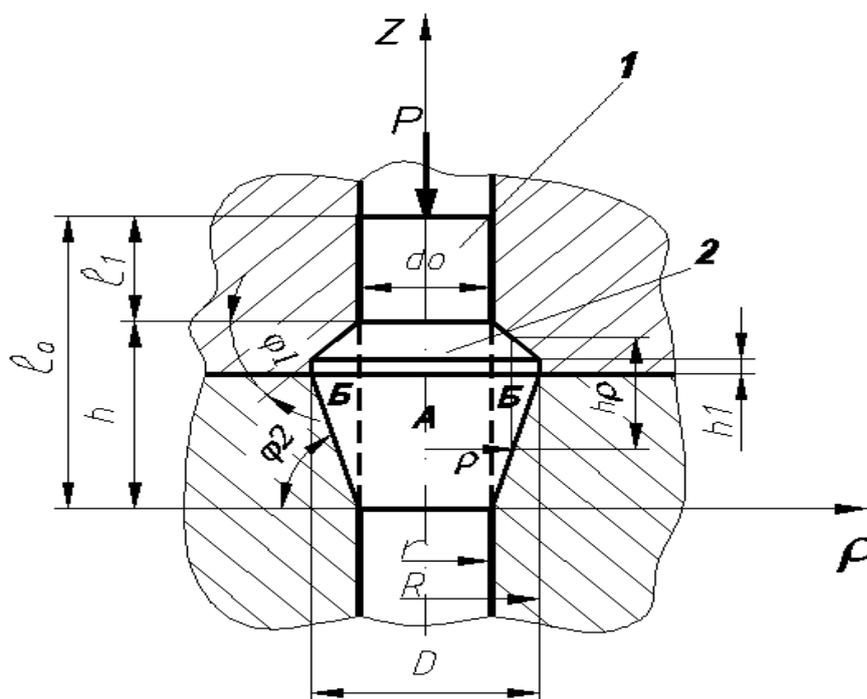


Рис. 2. Расчётная схема к определению усилий в штампе для поперечного выдавливания:
 1 – цилиндрический участок, в котором металл не претерпевает формоизменений;
 2 – участок, в котором металл течет только в радиальном направлении

В соответствии с этим, необходимо рассмотреть условия течения металла на обоих участках, в совокупности определяющих усилие выдавливания.

Осевое давление на первом участке с достаточной точностью определяется трением металла о стенки пуансона [7-12]

$$P_1 = P_{тр} = \mu_1 \sigma_s \pi d_0 l_1, \quad (1)$$

где μ_1 – коэффициент трения на первом участке; σ_s – напряжение текучести на первом участке, которое здесь и в дальнейшем определяли как функцию интенсивности деформации ϵ_1

$$\sigma_S = (\sigma_i)_{пред} - C e^{-e_i} - C_1 e^{-Ne_i},$$

где $(\sigma_i)_{пред}$, C , C_1 – постоянные, зависящие от марки стали, определяются расчетом по данным испытаний на растяжение; N – коэффициент, зависящий от химического состава материала (для чёрных металлов принимают $N = 25$, для цветных – $N = 10$); d_0 – диаметр цилиндрического участка; ℓ_1 – длина участка.

Для определения усилия на втором участке деформирования используем метод баланса работ. Уравнение баланса работ можно записать

$$A_A = A_D + A_T + A_1 \quad (2)$$

где A_A – работа активных деформирующих сил; A_D – работа деформации на втором участке; A_T – работа, затрачиваемая на преодоление сил контактного трения на торцевых участках пуансона и матрицы; A_1 – работа сопротивления со стороны цилиндрического (первого) участка.

При этом

$$A_A = P \Delta h, \quad (3)$$

где Δh – уменьшение высоты заготовки.

Согласно работе [7] деформации на втором участке

$$A_D = \iiint_V \sigma_S \varepsilon_i dV. \quad (4)$$

Рассмотрим этот участок, используя цилиндрические координаты. Разобьем его на две характерные зоны: зона А и зона Б (см. **рис. 2**).

Тогда

$$A_D = A_{ДА} + A_{ДБ} = \iiint_{V_A} \sigma_S \varepsilon_i dV_A + \iiint_{V_B} \sigma_S \varepsilon_i dV_B. \quad (5)$$

В зоне А деформация аналогична традиционной осадке. Характерной особенностью деформации на этом участке является то, что деформация в осевом направлении ε_z постоянна и в любой точке очага деформации

$$\varepsilon_z = -\frac{\Delta h}{h}.$$

Тогда, если принять напряжения текучести σ_s усредненным по всему очагу деформации можно записать

$$A_{ДА} = \frac{\pi d_0^2}{4} \sigma_s \Delta h. \quad (6)$$

Характерной особенностью для зоны Б является то, что усилие деформирования действует не на контакте металла с инструментом, а со стороны зоны А. Тогда работа деформации для зоны Б определяется как [5]:

$$A_{ДБ} = 2\sigma_s \pi \left[\frac{\varphi^2}{h} (k_4 + 2r \cdot k_3 - r^2 \cdot k_2) + \varphi \left(k_3 - r \cdot k_2 - \frac{2}{\sqrt{3}} c(R-r) \right) + \frac{2}{\sqrt{3}} c \ln \frac{R}{r} (h + \varphi r) \right], \quad (7)$$

где $kr4 = -\frac{R^4 - r^4}{4}$; $kr3 = \frac{(R^3 - r^3)}{3}$; $kr2 = \frac{(R^2 - r^2)}{2}$.

Работу на преодоление сил контактного трения на двух торцевых поверхностях определим по формуле:

$$A_T = 4\pi \tau_k \left[\frac{\varphi}{h} \left(\frac{(R^4 - r^4)}{12} - \frac{r(R^3 - r^3)}{6} \right) + c(R-r) \right], \quad (8)$$

Касательное напряжение на контактной поверхности τ_k определяли как:

$$\tau_k = \mu_2 \sigma_s,$$

где μ_2 - коэффициент трения на втором участке.

Подставляя уравнения (6), (7), (8) в уравнение (2) получим выражение для определения осевой силы Р :

$$P = P_1 + \frac{A_{ДА} + A_{ДБ} + A_T}{\Delta h}, \quad (9)$$

где P_1 – осевое давление на первом участке; $P_{ДА}$ – усилие деформации в зоне А; $P_{ДБ}$ – усилие деформации в зоне Б; P_T – усилие, затрачиваемое на преодоление сил трения на торцевых участках пуансона и матрицы.

Обсуждение результатов исследования

Для анализа уравнения (9) разделим левую и правую часть этого уравнения на $P_{ДА}$, т.е. получим выражение отношения полного усилия штамповки в штампе для поперечного выдавливания к усилию осадки в зоне А.

$$\frac{P}{P_{ДА}} = \frac{P_1}{P_{ДА}} + 1 + \frac{P_{ДБ}}{P_{ДА}} + \frac{P_T}{P_{ДА}}. \quad (10)$$

Установлено, что отношение $\frac{P}{P_{ДА}}$ зависит от отношений $\frac{\Delta h}{h}$, $\frac{r}{h}$ и параметра ϕ

(рис. 3). Причем, согласно закону постоянства объема, принято, что $\frac{R}{r} = \sqrt{1 + \frac{\Delta h}{h}}$.

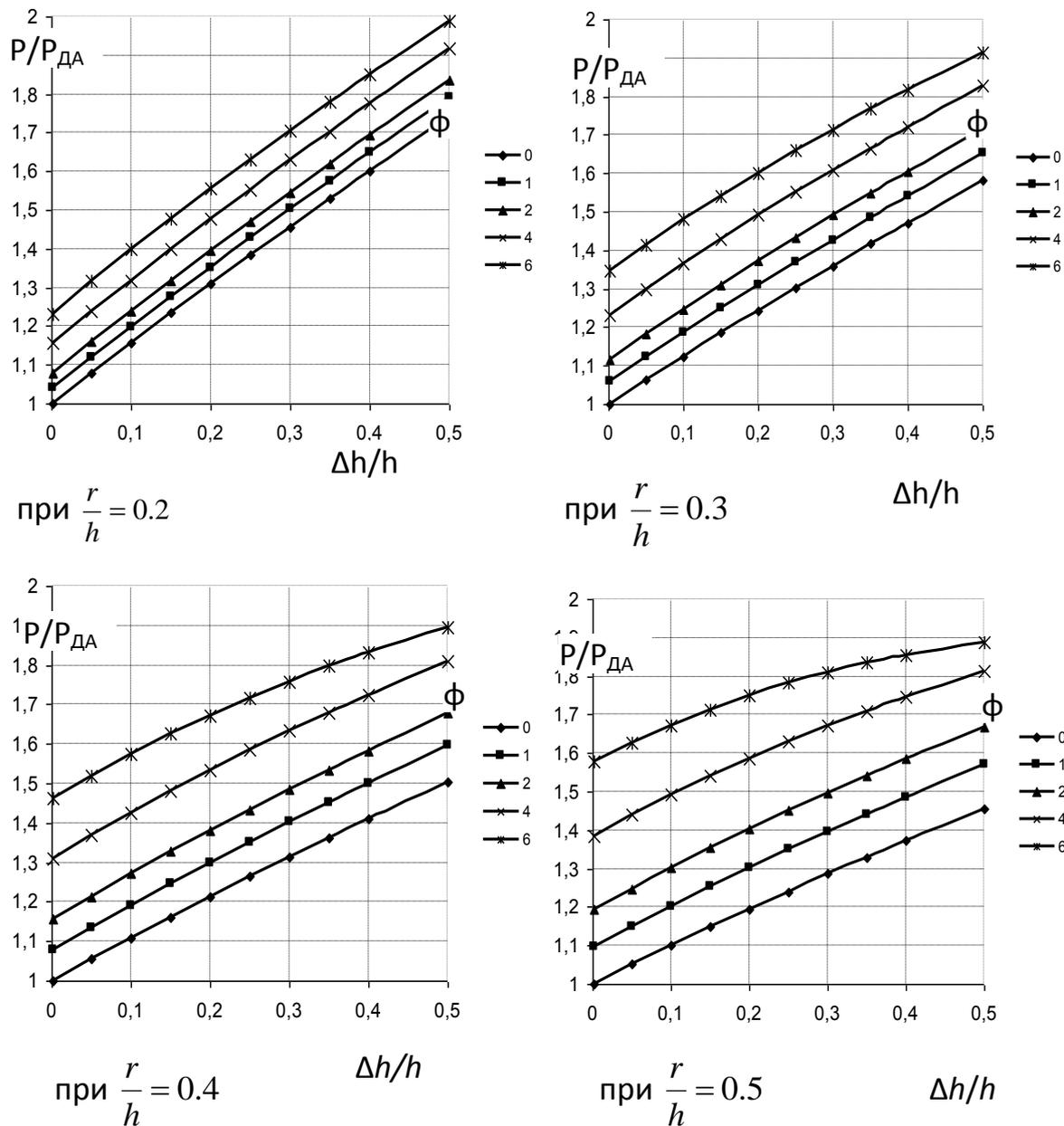


Рис. 3. Зависимости $\frac{P}{P_{ДА}} \left(\frac{\Delta h}{h} \right)$ при различных значениях ϕ и $\frac{r}{h}$

Анализ зависимостей, представленных на рис. 3 показывает, что с увеличением отношения $\frac{\Delta h}{h}$ и параметра ϕ , характеризующего угол наклона боковых стенок пуансона и матрицы, величина $\frac{P}{P_{ДА}}$ растет. Интенсивность этого роста зависит от отношения $\frac{r}{h}$. С увели-

чением этого отношения, т.е. с уменьшением высоты свободно осаживаемой зоны, влияние $\frac{\Delta h}{h}$ на величину $\frac{P}{P_{да}}$ несколько снижается. С увеличением отношения $\frac{r}{h}$, влияние параметра ϕ на величину $\frac{P}{P_{да}}$ увеличивается.

Экспериментальное исследование энергосиловых параметров при поперечном выдавливании

Для проверки результатов теоретических исследований энергосиловых параметров были проведены экспериментальные исследования по высадке цилиндрических головок в штампе с подпружиненным пуансоном. Испытания проводились на машине для испытаний на сжатие МС-2000. Для этого была разработана и изготовлена экспериментальная установка (рис. 4), позволяющая смоделировать процесс высадки в штампе с подпружиненным пуансоном, из заготовок диаметром 5,25 мм высаживались цилиндрические головки различных размеров.

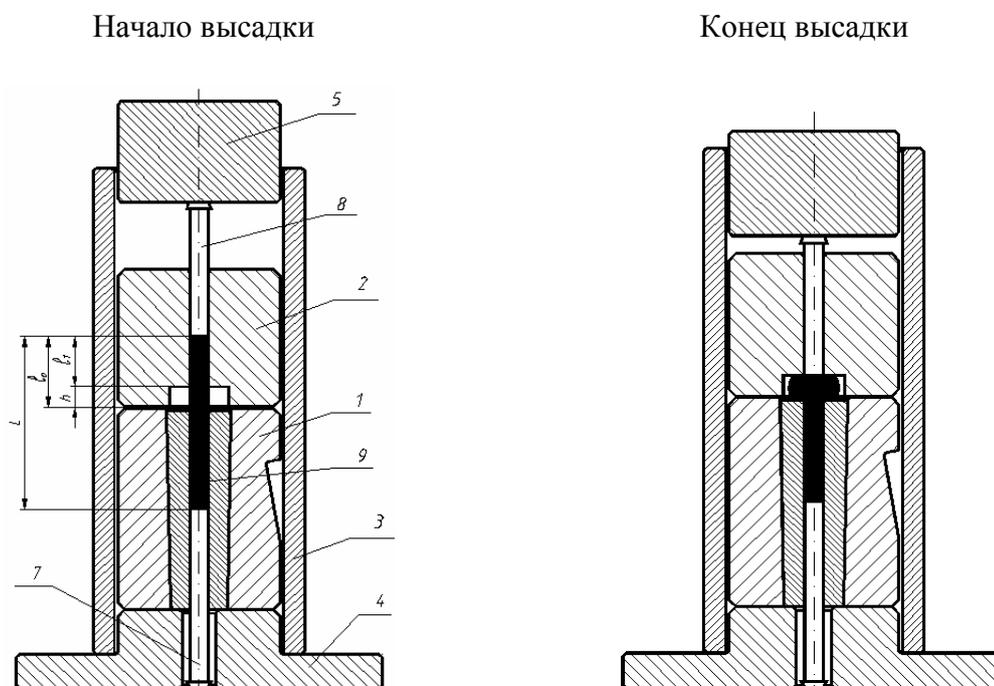


Рис. 4. Приспособление для моделирования процесса высадки цилиндрических головок методом поперечного выдавливания:

**1 – матрица; 2 – пуансон; 3 – корпус; 4 – основание; 5 – упор;
6 – стакан; 7 – выталкиватель; 8 – сердечник; 9 – заготовка**

В данной установке заготовка 9 длиной L , опираясь на выталкиватель 7, находится в канале неподвижного пуансона 2, диаметр канала примерно равен диаметру заготовки. За счет минимального зазора между заготовкой и каналом в пуансоне, происходит плотное прижатие заготовки к стенкам пуансона в его рабочем канале. Деформирование осуществляется с помощью скользящего внутри пуансона сердечника 8. По мере продвижения сердечника вперед, под действием упора 5, заготовка заполняет пространство в корпусе пуансона и принимает цилиндрическую форму головки. Длина незащемленной части заготовки при этом

равна $h = \ell_0 - \ell_1$, где ℓ_0 – общая длина высаживаемой части заготовки; ℓ_1 – высота защемления заготовки в канале пуансона. Деформирующая сила на заготовку передается через упор 5 и сердечник 8. Соосность приложения деформирующей силы обеспечивается сборкой приспособления в корпусе 3, который устанавливается на основании 4.

Эксперименты проводились при отношениях длины высаживаемой части заготовки к ее диаметру в диапазоне от 2.5 до 4.2. Исходные заготовки изготавливались на холодновысадочном автомате. Для определения усилия высадки задавалось перемещение пуансона, соответствующее определенной величине деформации, и регистрировалась величина усилия высадки на приборе машины. Размеры цилиндрических головок и результаты замеров технологических усилий приведены в **табл. 1**.

Таблица 1

**Результаты экспериментов по высадке цилиндрических головок
в штампе для поперечного выдавливания**

Материал	Диаметр головки, мм	Высота головки, мм	ℓ_0/d_0	Усилие высадки, кН						
				$\epsilon_i, \%$	Образец №					среднее
					1	2	3	4	5	
Сталь марки 20	10.0	6.0	4.2	12	20	19	20	19	20	19.6
				24	23	20	22	22	21.5	21.7
				36	26	27	25	29	28	27.0
				48	31	33	29	33.5	33	31.9
				60	40	41	32.5	41	40	38.9
				65	41	41	34	42	41	39.8
	9.5	6.0	3.7	10	15	12	10	10.5	10.5	11.6
				20	16.5	16	14	16	16	15.7
				30	20	19	19	21.5	19	19.7
				40	25	23.5	25	25	23.5	24.4
				50	28	29	28	27.5	28	28.1
				60	30	31	30.5	31.5	30.5	30.7
	8.5	6.0	3.0	19	12.5	12	11.5	12	10	11.6
				38	18	19	18	19	19	18.6
				49	24.5	24	24.5	24.5	24.5	24.4
	7.8	6.0	2.5	30	17	17	17	16.5	17	16.9
				40	21	21	21.5	21.5	21	21.2

В табл. 2 приводится сравнение результатов теоретических и экспериментальных исследований по определению усилий высадки цилиндрических головок в штампе для поперечного выдавливания.

Таблица 2

Сравнительная таблица теоретических и экспериментальных данных по высадке цилиндрических головок в штампе для поперечного выдавливания

Материал	Диаметр головки, мм	Высота головки, мм	ℓ_0 / d_0	Кол-во образцов	Усилие высадки, кН		Погрешность, %
					экспер.	теор.	
Сталь марки 20	10.0	6.0	4.2	5	39.8	36.07	9.3
	9.5	6.0	3.7	5	30.7	32.18	4.5
	8.5	6.0	3.0	5	24.4	25.52	4.3
	7.8	6.0	2.5	5	21.2	21.27	0.3

Заключение

Для оценки расхождения теоретических и экспериментальных значений усилий в штампе для поперечного выдавливания, на рис. 5 приведены зависимости $P(\epsilon_i)$, определенные теоретическим и экспериментальным путем.

Сравнение теоретических и экспериментальных данных показывает, что разработанная методика позволяет с достаточной точностью рассчитывать энергосиловые параметры в штампе для поперечного выдавливания. Расхождения между расчетными и экспериментальными данными не превышают 10 %.

$P,$
кН

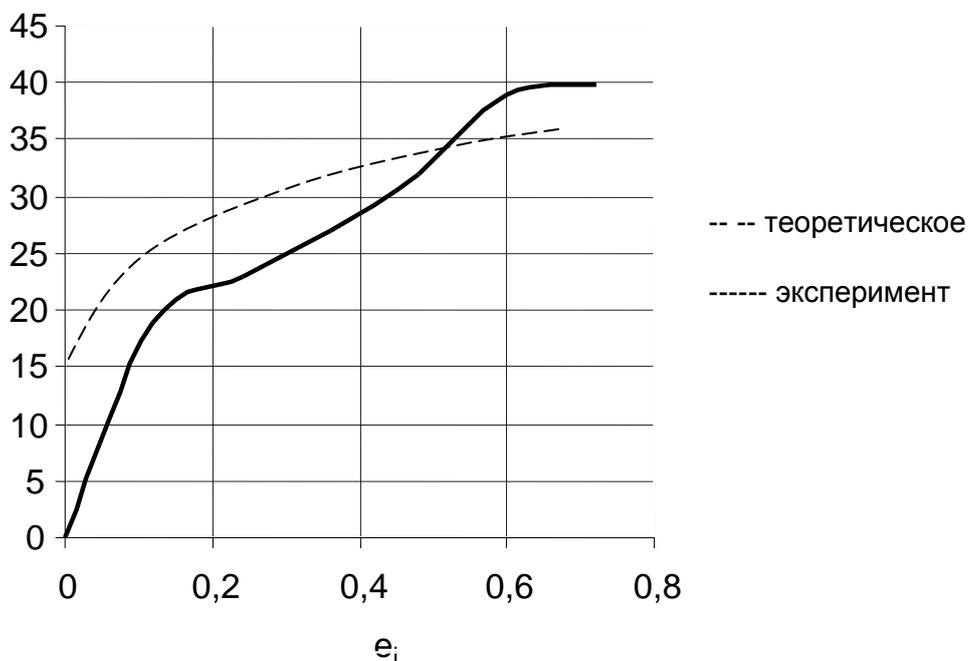


Рис. 5. Изменение усилий деформирования в штампе для поперечного выдавливания в зависимости от степени деформации

Установлено что, усилие деформирования в штампе для поперечного выдавливания складывается из усилия, затрачиваемого на преодоление сил контактного трения между рабочей поверхностью пуансона и деформируемым металлом (30–40 %), усилия деформирования в матрице (60–70 %) и усилия затрачиваемого на преодоление сил контактного трения на торцевых поверхностях пуансона и матрицы (2–3 %).

Экспериментальные исследования показали, что разработанная методика позволяет с достаточной точностью рассчитывать усилия в штампе для поперечного выдавливания. Расхождения между расчетными и экспериментальными данными не превышают 10 %. Таким образом, теоретические результаты близки к экспериментальным, что свидетельствует о возможности применения предлагаемой методики в практических расчетах усилий при поперечном выдавливании.

Список литературы

1. Холодная объемная штамповка: справочник. Под. ред. Г.А. Навроцкого. М.: Машиностроение, 1973, 496 с.
2. Паршин В.Г., Артюхин В.И., Белан О.А. Обеспечение продольной устойчивости при холодной штамповке заготовок с целью получения головок стержневых изделий увеличенных размеров // Эффективные технологии производства метизов: Сб. науч. тр. / Под ред. Тефтелева Е.Н. Магнитогорск: МГТУ, 2001. С. 125-130.
3. Паршин В.Г., Артюхин В.И., Белан О.А., Малышева М.С. Влияние величины начального изгиба и эксцентрического приложения деформирующей силы на устойчивость цилиндрических заготовок при высадке // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2005. № 6. С. 3-7.
4. Белан А.К., Малышева М.С., Белан О.А. Совершенствование процесса поперечного выдавливания на основе математического моделирования // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2008. № 8. С. 19–25.
5. Белан А. К., Белан О. А. Механика и энергосиловые параметры процесса поперечного выдавливания // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением.. 2011. № 2. С. 21–24.
6. Биллигман И. Высадка и другие методы объемной штамповки. М.: Машгиз, 1960. 468 с.
7. Сторожев М. В., Попов Е. А. Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1971. 424 с.
8. Некит В.А., Дригун Э.М. Горячая штамповка днищ железнодорожных емкостей в условиях магнитогорского металлургического комбината // Черная металлургия. 2000. № 11-12. С. 68-70.
9. Некит В.А., Пустовалов А.А., Некит А.В. Методика определения критических деформаций при одноосном растяжении // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2003. № 3. С. 29-30.
10. Некит В.А. О положении нейтрального сечения в очаге пластической деформации при прокатке полос // Моделирование и развитие процессов ОМД. 2012. № 18. С. 137-139.
11. Платов С.И., Терентьев Д.В., Морозов С.А. Волочение катанки и проволоки с регламентируемым микрорельефом поверхности // Производство проката. 2002. № 4. С. 27-28.
12. Платов С.И., Огарков Н.Н., Терентьев Д.В., Железков О.С., Рубаник В.В., Вассал Ж.П. Развитие теории и технологии проектирования машин, агрегатов и инструмента в процессах обработки давлением и резания // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2014. № 1 (45). С. 112-114.

ИССЛЕДОВАНИЕ ИННОВАЦИОННОЙ ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ГОРЯЧЕКАТАНОЙ ТРАВЛЕННОЙ ДРЕССИРОВАННОЙ ЛЕНТЫ

Голубчик Э.М., Медведева Е.М., Мартынова Т.Ю.

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

Одним из широко востребованных производимых видов стального проката является горячекатаная лента, в т.ч. травленая, отожженная, дрессированная. Данный вид металлопродукции предназначен для изготовления сварных строительных конструкций, труб, деталей автомобилей (в частности, дисков колес, соединителей рычагов задней подвески, кожухов полуосей) и т.д. Это обусловлено сокращением количества переделов, исключением, в частности, операций холодной прокатки и трансформации части механических свойств и эксплуатационных параметров холоднокатаной продукции на горячекатаную травленную [1-3].

Учеными ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова» совместно со специалистами ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» (ОАО ММК) проводится комплекс исследований по освоению новой технологии производства горячекатаной травленной ленты повышенного качества как товарной продукции [4, 5].

Исследования проводились на металлопрокате из стали марки 07ГБЮ. Химический состав стали представлен в **табл.1**.

Таблица 1

Химический состав исследуемой стали 07ГБЮ

Содержание химических элементов											
C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Cu	Ni	Al	Nb	Ti
0,08	0,28	0,69	0,003	0,012	0,04	0,02	0,04	0,005	0,038	0,020	0,015

Разработанная базовая сквозная технология производства горячекатаной травленной дрессированной ленты из стали марки 07ГБЮ иллюстрируется на **рис. 1**. Процесс дрессировки осуществляли на непрерывном двух клетевом прокатно-дрессировочном стане 630 (НДПС 630) ПАО «ММК».

Проведенные исследования по формированию механических свойств горячекатаной травленной ленты в процессе дрессировки показали, что применяемые технологические воздействия в условиях НДПС 630, не снижают уровень качественных характеристик ленты. При этом после процедуры ее дрессировки, при испытаниях образцов на растяжение, отмечено отсутствие площадки текучести, что благоприятно отражается на последующей штампуемости металлопроката.

Дополнительно при производстве горячекатаной травленной ленты с применением операции дрессировки была исследована анизотропия ее свойств. Для оценки анизотропии свойств от рулона опытной партии горячекатаной дрессированной ленты из стали марки

07ГБЮ был произведен отбор проб для проведения следующих испытаний: на растяжение, ориентированных под углом 0°, 45° и 90° к направлению прокатки; на твердость. Отбор проб осуществлялся на расстоянии 10,0 м от заднего конца (по прокатке) горячекатаного рулона до и после дрессировки.

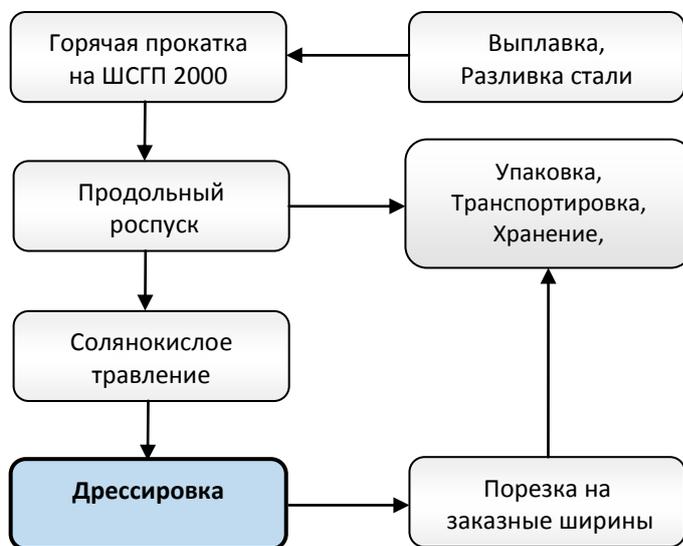


Рис. 1. Технологическая схема производства горячекатаной ленты с применением операции дрессировки

Технологические параметры дрессировки приведены в **табл. 2**.

Таблица 2

Технологические параметры дрессировки стали 07ГБЮ

Толщина, мм	Шероховатость поверхности рабочих валков Ra, мкм	Линейная скорость прокатки,	Относительное обжатие, %	Натяжение, тс	
				На моталке	На разматывателе
3,5	3,3-3,5	10,1	1,3	7,0	9,0
		10,2	1,2		
		10,1	1,4		
		10,3	1,4		
		10,4	1,3		
		10,7	1,3		
		10,5	1,5		
		10,5	1,3		

Показатели механических свойств опытной ленты приведены в **табл. 3**.

**Механические свойства травленной ленты
из стали марки 07ГБЮ размерами 3,5x410 мм**

Предел текучести σ_T , Н/мм ²	Временное сопротивление σ_B , Н/мм ²	Относительное удлинение, δ_5 , %	Твёрдость, HBR*, не более
Не менее			
360	440	30	80
400	465	37	79
380	450	39	77
390	455	36	78
380	465	38	78
390	455	36	78
390	465	37	78
380	455	35	78

Дополнительно была оценена склонность проката к деформационному старению, имитирующая процесс штамповки и сушки лакокрасочного покрытия обода колеса. Для этого образцы на растяжение (после дрессировки) предварительно деформировали со степенью 4,5 % на растяжной машине AG-250kN/C и выдерживали в лабораторной печи ПЛ-20/12,5 в течение 1 ч при температуре 180 °С.

Испытания на растяжение проводили на плоских пропорциональных образцах по ГОСТ 1497, контроль твердости проводили по ГОСТ 9013.

Рядом с пробой на растяжение были отобраны пробы для оценки микроструктуры проката. Изучение микроструктуры проводили с помощью оптической микроскопии (микроскоп Meiji Techno IM7000). Оценку микроструктуры и структурных составляющих производили по ГОСТ 5639 и ГОСТ 5640 на микрошлифах после их травления в 4 %-ом спиртовом растворе азотной кислоты.

По результатам оценки следует, что микроструктура представляет собой смесь полигонального феррита с перлитом и цементитом, общее количество феррита 92-95 %. Величина зерна феррита по всей толщине соответствует 10 номеру с отдельными зернами 9 номера по ГОСТ 5639. Феррито-перлитная полосчатость соответствует нулевому баллу.

Результаты испытаний приведены в **табл. 4**.

Таким образом, по результатам исследования анизотропии свойств горячекатаной травленной ленты до и после операции дрессировки можно сделать вывод о несущественности влияния фактора редуцирования на различие свойств в различных направлениях от оси прокатки. Последующая переработка ленты в готовое изделие практически полностью устраняет анизотропию механических свойств, способствуя лучшему восприятию радиальных и диагональных нагрузок.

Что касается поверхности ленты, то дрессированная лента имеет более высокую однородность шероховатости, что является благоприятным для эргономичности внешнего вида и процесса нанесения лакокрасочных покрытий.

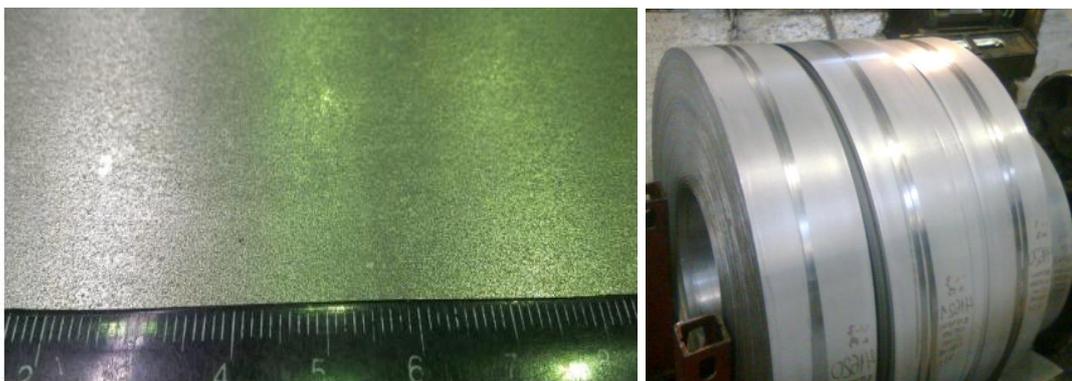
По результатам разработки инновационного технологического процесса были изготовлены и отгружены в адрес ОАО «АВТОВАЗ» опытные партии (59,7 и 96,59 т, соответственно) горячекатаной травленной ленты с улучшенной плоскостностью, минимизированными за счет использования операции дрессировки, разнотолщинностью и дефектностью поверхно-

сти. Указанная лента произведена размерами 3,5x410 мм и предназначена для изготовления детали № 2112-3101016 «диск колеса» для автомобилей LADA «GRANTA», LADA «PRIORA», LADA «KALINA», DATSUN. Внешний вид полученной ленты и отштампованного колеса представлен на **рис. 2**.

Таблица 4

**Результаты исследования анизотропии свойств и микроструктуры
опытного проката стали марки 07ГБЮ**

№ рулона	Место отбора проб	Ориентировка образца	Толщина (h), мм	Механические свойства				Микроструктура		
				σ_T , МПа	σ_B , МПа	δ_5 , %	HRB	Балл		
								цементита	перлита	зерна феррита
2	до дрессировки	0° (вдоль)	3,55	365	460	33	78	1А	1А	10(9)
		90° (поперёк)	3,58	400	475	37				
		45°	3,58	375	455	36				
	после дрессировки	0° (вдоль)	3,45	390	475	33	80	2А	1А	10-9
		90° (поперёк)	3,44	415	480	35				
		45°	3,49	385	460	37				
	после дрессировки и старения	0° (вдоль)	3,43	435	490	28	80	-	-	-
		90° (поперёк)	3,45	440	495	27				
		45°	3,42	430	495	29				



а



б

Рис. 2. Внешний вид опытной травленой дрессированной ленты из стали марки 07ГБЮ (а) и отштампованного из нее колеса для автомобилей семейства LADA ОАО «АВТОВАЗ» (б)

Заключение

Разработанная технология производства горячекатаной травленой ленты с дополнительной операцией дрессировки позволяет существенно повысить качество изготавливаемой ленты, применяемой в автомобилестроении, расширить сортамент выпускаемой конкурентоспособной высокорентабельной металлопродукции.

Список литературы

1. Голубчик Э.М., Медведева Е.М., Телегин В.Е. Исследование технологии производства стальной горячекатаной ленты с расширенным комплексом потребительских свойств // Труды XIX Междунар. науч.-практ. конф. «Металлургия: технологии, инновации, качество». Ч. 2. Новокузнецк: СибГИУ, 2015. С. 155-159.
2. Голубчик Э.М., Медведева Е.М., Телегин В.Е., Васильев И.С. // XVII International scientific conference “New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering”. Monograph № 56. Poland, Czestochowa, 2016. P. 260-266.
3. Голубчик Э.М., Медведева Е.М., Телегин В.Е., Васильев И.С. Разработка технологии изготовления горячекатаной ленты с повышенными потребительскими свойствами // Материалы XII всеросс. научн.-практ. конф. «Современные проблемы горно-металлургического комплекса. Наука и производство». Том 1. Старый Оскол. 2015. С. 208-212.
4. Голубчик Э.М., Медведева Е.М. Исследование возможностей формирования механических свойств в горячекатаной травленой ленте // Материалы V Междунар. науч.-техн.

конф. молодых ученых, аспирантов и студентов «Высокие технологии в современной науке и технике». Томск, 5-7 декабря, 2016. С.138-139.

5. Голубчик Э.М., Медведева Е.М., Телегин В.Е. Разработка новой технологии производства травленной дрессированной ленты // Новые решения в области упрочняющих технологий: взгляд молодых специалистов: сборник научных статей: Материалы Междунар. науч.-практ. конф. (22-23 декабря 2016 года) / редкол.: Романенко Д.Н. (отв. ред.); Юго-Зап. гос. ун-т. В 2-х томах, Том 1. Курск: ЗАО «Университетская книга», 2016. С. 254-258.

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.771.25:669.017:669.15

Сычков А.Б., Малашкин С.О., Камалова Г.Я., Шекшеев М.А., Барышников М.П., Ишимов А.С. Физическое моделирование режимов воздушного охлаждения бунтового проката на установке GLEEBLE 3500.

В статье приведены данные по физическому моделированию процесса двустадийного охлаждения в потоке линии Stelmog бунтового проката крупного размера (диаметр 16 мм) с использованием научного комплекса по физическому моделированию различных технологических процессов GLEEBLE 3500.

В результате проведенных исследований определены эффективные температуры аустенитизации (примерно 980 °С) перед воздушным охлаждением бунтового проката и скорости воздушного охлаждения (на уровне 31 °С/с). Эти параметры охлаждения позволили получить наилучший комплекс структурных составляющих. Так, количество тонкодисперсного перлита 1 балла по ГОСТ 8233 составило 70-80 % на поверхности и 60-70 % в середине поперечного сечения. Однородное распределение перлита 1 балла, остатки сетки феррита и/или цементита и отсутствие закалочных структур по всему сечению бунтового проката обуславливает применение такого металла при волочении без использования дополнительной термической обработки – патентирования.

Рис. 6. Библ. 12.

Ключевые слова: физическое моделирование, бунтовой прокат, тонкодисперсный перлит, скорость охлаждения, однородность структуры, закалочные структуры, температура аустенитизации.

УДК 621.778.371

Паршина А.А. Энергосиловые параметры процесса волочения круглых прутков.

В статье рассмотрен вопрос определения ряда параметров напряженно-деформированного состояния очага деформации при волочении круглых прутков, а также определение энергосиловых параметров процесса аналитическим методом. Использован энергетический метод, дано обоснование его применения. На основании расчетов определена обобщенная формула, позволяющая оценивать удельные энергозатраты процесса.

Рис. 1. Библ. 7.

Ключевые слова: волочение, прутки, энергосиловые параметры, очаг деформации, аналитический метод.

УДК 621.778

Харитонов В.А., Усанов М.Ю., Сметнёва Н.Ю. Проектирование маршрутов волочения проволоки для изготовления клапанных пружин.

В работе проведено моделирование маршрутов волочения пружинной проволоки в программном комплексе Deform-3d. В результате моделирования определен коэффициент жесткости Смирнова-Аляева в каждом проходе по длине очага деформации. С целью оценки энергозатрат произведено сравнение усилия волочения, полученного при моделировании в

Deform-3d и в реальных условиях. На основе полученных данных предложена методика проектирования маршрутов волочения.

Рис. 6. Библ. 8.

Ключевые слова: маршрут волочения, моделирование, очаг деформации, напряженное состояние, коэффициент жесткости.

УДК 621.778.1

Головизнин С.М. Конечно-элементное моделирование волочения проволоки с различной кратностью.

В работе приведены результаты конечно-элементного моделирования волочения проволоки с различной кратностью. Приведены зависимости параметров волочения от различных факторов. Сделан вывод о неоднозначности выбора кратности маршрута волочения проволоки.

Рис. 6. Библ. 6.

Ключевые слова: волочение проволоки, метод конечных элементов, стальная проволока, кратность волочения.

УДК 621.778

Усанов М.Ю. Проектирование маршрутов волочения в монолитных волоках на основе анализа напряженного состояния проволоки в очаге деформации.

В работе, с помощью моделирования в Deform-3d, получена номограмма для прогнозирования напряженного состояния при проектировании маршрута волочения. По данной номограмме можно определить гидростатическое напряжение на оси проволоки в зависимости от рабочего угла волоки и обжатия.

Рис. 3. Табл. 2. Библ. 4.

Ключевые слова: проволока, монолитная волока, моделирование, Deform-3d.

УДК 621.778

Галлямов Д.Э., Харитонов В.А. Совершенствование процесса волочения высокоуглеродистой проволоки на основе применения модульно-комбинированного способа.

В работе рассмотрены основные способы изготовления проволоки. Показаны преимущества комбинированных способов волочения. Предложен модульно-комбинированный способ волочения, позволяющий повысить пластические свойства проволоки. Выполнено исследование данного способа. Показано, что внедрение модульно-комбинированного способа волочения проволоки позволяет повысить эффективность сталепроволочного производства и обеспечивает выпуск конкурентоспособной продукции.

Рис. 2. Табл. 1. Библ. 7.

Ключевые слова: волочение, монолитная волока, роликовая волока, комбинированное волочение.

УДК 621.778.1

Брюханов И.Ю., Головизнин С.М. Исследование влияния угла волокни на режимы волочения стальной проволоки.

В работе проведено сравнение фактора формы, фактора дополнительной деформации, температуры проволоки для волочения с различными углами волокни. Приведены расчетные зависимости. Сделан вывод о существенном влиянии угла волокни на режимы волочения стальной проволоки.

Рис. 4. Библ. 7.

Ключевые слова: волочение проволоки, угол волокни, стальная проволока, температура проволоки.

УДК 621.778.08

Петров И.М. Сравнение требований отечественных и зарубежных стандартов на низкоуглеродистую бунтовую арматурную сталь.

В статье приведено сравнение по основным группам показателей качества отечественных стандартов на бунтовую арматурную сталь и их зарубежных аналогов. Указаны отличия ГОСТ 34028-2016 от действующих нормативных документов, а также требования, аналогичные Euronorm (EN 1992 1-1:2005, EN 10080:2005).

Табл. 3. Библ. 8.

Ключевые слова: арматурная сталь, стандарты, гармонизация, сортамент, прочность, пластичность, показатели качества.

УДК 621.778:658.652

Ширяев О.П., Корчунов А.Г., Пивоварова К.Г. Моделирование технологических процессов метизного производства в условиях неопределенности исходных данных.

Для решения задач по управлению качеством продукции необходимо иметь математические модели, формально описывающие взаимосвязи между параметрами управления процессом обработки и показателями качества продукции. При исследовании технологических процессов метизного производства всегда присутствуют неточные исходные данные, неопределенность которых порождается различными факторами. Разработана математическая модель, описывающая процессы формирования показателей качества изделий в технологиях метизного производства и позволяющая учитывать неопределенность исходных данных.

Рис. 1. Библ. 6.

Ключевые слова: качество продукции, моделирование, математическая модель, критерии оценки.

УДК 621.771

Белан А.К., Некит В.А., Платов С.И., Огарков Н.Н., Белан О.А. Определение усилий при поперечном выдавливании.

В процессе холодной объемной штамповки возникают большие усилия на инструмент. При разработке технологии и проектировании инструмента необходимо обеспечить продольную устойчивость заготовки и высокую стойкость инструмента. По этой причине необходимо определять усилия деформирования. В статье представлена методика определения

силы для поперечного выдавливания, основанная на методе баланса работ. Были проведены экспериментальные исследования, которые показали, что разработанный метод позволяет с достаточной точностью рассчитать усилия на инструмент для поперечного выдавливания.

Рис. 5. Табл. 2. Библ. 12.

Ключевые слова: холодная объемная штамповка, высадка, поперечное выдавливание, метод баланса работ.

УДК 621.77

Голубчик Э.М., Медведева Е.М., Мартынова Т.Ю. Исследование инновационной технологии производства горячекатаной травленной дрессированной ленты.

Для повышения конкуренции на рынке металлопроката в настоящее время необходимо активное внедрение новых технологических процессов. Одним из современных направлений развития прокатного передела является перенос части требований промежуточных стадий обработки на конечные технологические операции. В ФГБОУ ВО «МГТУ им Г.И. Носова» совместно со специалистами ПАО «ММК» разработана новая технология производства горячекатаной травленной товарной ленты широкого размерно-марочного сортамента с применением операции дрессировки. Данная лента предназначена, например, для штамповки дисков колес автомобилей семейства LADA ОАО «АВТОВАЗ». Проведенные исследования по формированию механических свойств ленты показали принципиальную возможность обеспечения нормируемых параметров ленты при исключении операции холодной прокатки.

Рис. 2. Табл. 4. Библ. 5.

Ключевые слова: горячекатаная лента, дрессировка, механические свойства, технология.

REPORTS

UDK 621.771.25:669.017:669.15

Sychkov A.B., Malashkin S.O., Kamalova G.Ya., Shecsheev M.A., Baryshnikov M.P., Ishimov A.S. Physical simulation of modes of air-cooling wire rod in coils on setting gleeble 3500.

Results of physical simulation of two-stage cooling of the coiled rolled steel with large dimensions (16 mm in diameter) in Stelmor production line using the scientific system for physical simulation of different technological processes GLEEBLE 3500 are presented.

Effective temperatures of austenisation (approximately 980⁰C) before coiled rolled steel cooling and air cooling rate (on the level of 31⁰ C/c) are determined as a result of the investigations. The obtained cooling parameters make it possible to obtain the best microstructure parameters. Quantity of the fine pearlite estimated as 1 grade due to GOST 8233 on the surface was equal 70-80% and 60-70% in the central part of the sample. Homogenous distribution of the fine pearlite estimated as 1 grade, the rest of ferrite and/or cementite and absence of the quenched structures via the whole cross-section of the coiled rolled steel stipulate the processing of such steel by drawing without addition heat treatment – patenting.

Fig.6. Bibliograf. 12 names.

Key words: physical simulation, coiled rolled steel, fine pearlite, cooling rate, microstructure homogeneity, quenched structures, temperature of austenisation.

UDK 621.778.371

Parshina A.A. Power and force parameters of round barsdrawing process.

The article considers the question of determining the number of parameters of deformation zone stress – strain state and power parameters in a round rods' drawing process using an analytical method. The power method is used, justification of its application is given. Based on the calculations, a generalized formula is determined, thus allowing to estimate the specific energy consumption of the process.

Fig. 1. Bibliograf. 7 names.

Keywords: drawing, bars, power parameters, deformation, analytical method.

UDK 621.778

Kharitonov V.A., Usanov M.Yu., Smetnyova N.Yu. Design of the drawing route for production of valve spring wire.

The results of simulation of the drawing route for valve spring wire by the programme Deform-3d are presented in the paper. As the simulation result the Smirnov-Alyalev coefficient of stiffness in each pass along the deformation zone was determined. In order to compare the power inputs the comparison of the values of the drawing force calculated by simulation and at the real conditions was conducted. The procedure for drawing routes design was proposed based on the obtained results.

Fig. 6. Bibliograf. 8 names.

Key words: drawing route, simulation, deformation zone, stress condition, coefficient of stiffness.

UDK 621.778.1

Goloviznin S.M. Finite element modeling of wire drawing with different number of stages.

The finite-element modeling results of wire drawing with various number of stages was presented in this paper. Dependences of wire drawing parameters on various factors were given. A conclusion is drawn about the uncertainty of the choice of the number of stages in the wire drawing schedule.

Fig. 6. Bibliograf. 6 names.

Keywords: wire drawing, finite-element modeling, steel wire, number of wire drawing stages.

UDK 621.778

Usanov M.Yu. Design of route drawing in monolithic dies based on stress state of wire in the deformation zone.

Nomogram for prediction of wire stress state at drawing route design is developed using simulation in Deform-3d. The hydrostatic stress along the wire axes can be determined depending on die angle and reduction.

Fig. 3. Table 2. Bibliograf. 4 names.

Key words: wire, monolithic die, simulation, Deform-3d.

UDK 621.778

Gallyamov D.E., Kharitonov V.A. Improvement the high carbon steel wire drawing process based on the modular-combined method.

The paper considers the main ways of making wire. Shows the advantages of combined methods of drawing. The proposed modular-combined method of drawing, which allows to increase the plastic properties of the wire. The research of this method. It is shown that the introduction of the modular-combined method of wire drawing improves the efficiency of the wire-making industry and ensures the production of competitive products.

Fig. 2. Table 1. Bibliograf. 7 names.

Keywords: drawing, wire die, roller die, combined drawing.

UDK 621.778.1

Bryukhanov I.Yu., Goloviznin S.M. The study of wire drawing die angle effect on steel wire drawing regime.

In the paper, a comparison of the form factor, the redundant work factor, and the temperature of the wire for drawing with different die angles were carried out. Calculated dependences were given. A conclusion about the significant effect of the die angle on the steel wire drawing regimes was made.

Fig. 4. Bibliograf. 7 names.

Keywords: wire drawing, die angle, steel wire, wire temperature.

UDK 621.778.8

Petrov I.M. Comparison the norms of Russian and foreign standards on low-carbon coiled steel for reinforcement.

The comparison of basic groups of coiled reinforcement steel quality indices fixed in Russian and foreign standards is presented in the paper. The differences of norms fixed in GOST 34028-2016 with norms fixed in other normative documents in use and the same requirements fixed in Euronorm (EN 1992 1-1:2005, EN 10080:2005) are analysed.

Table 3. Bibliograf. 8 names.

Key words: reinforcement steel, standards, harmonisation, assortment, strength, ductility.

UDK 621.778:658.652

Shiryev O.P., Korchunov A.G., Pivovarova K.G. Simulation of metal ware technologies under the conditions of uncertainty.

For the task solution in product quality management it is necessary to use mathematical models which formally describe the correlation between control parameters of the processing method and product quality indexes. At investigation the metal ware technological processes inexact input data exist which uncertainty is caused by different factors. The mathematical model is developed for description the process of quality indexes formation in the metal ware technologies which makes it possible to take into account the uncertainty of the input data.

Fig. 1. Bibliograf. 3 names.

Key words: product quality, simulation, mathematical model, criteria of estimation.

UDK 621.771

Belan A.K., Nekit V.A., Platov S.I., Ogarkov N.N., Belan O.A. Determining forces at transverse extruding.

In the process of cold bulk stamping there are big efforts on the tool. While developing technology and designing tool one should provide the longitudinal stability of the workpiece and the high durability of the tool. For this reason it is necessary to determine the efforts of the deformation. The paper presents a method for determining force for the transverse extruding, which was based on the method of the works balance. Experimental studies have been performed, which showed that the developed method allows with sufficient accuracy to calculate the efforts at the die for the transverse extruding.

Fig. 5. Table 2. Bibliograf. 12 names.

Key words: cold bulk stamping, upsetting, transverse extrusion, method of balance works.

UDK621.77

Golubchik E.M., Medvedeva E.M., Martinova T.J. Development of innovative technology of production of hot-rolled etched tape.

To enhance competition in the market of rolled metal products is currently the active introduction of new technological processes. One of the most modern trends of development of rolling repartition is to transfer part of the requirements of the intermediate processing stages to target high-tech operation. Scientists by Nosov Magnitogorsk State Technical University. " together with specialists of Magnitogorsk iron and steel works (Lmt. MMK) developed a new technology for the production of hot-rolled pickled commodity tape wide dimensional steel grades using operation

training. This tape is designed, for example, for stamping wheels car LADA AvtoVAZ. Studies on the formation of the mechanical properties of the tape showed the possibility of ensuring standard parameters of tape deletion of cold-rolling operation. Магнитогорский металлургический комбинат.

Fig. 2. Table 4. Bibliograf. 5 names.

Key words: hot rolled tape, training, mechanical properties, technology.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Барышников Михаил Павлович – канд. техн. наук, профессор кафедры «Технологий обработки материалов», ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия. E-mail: arcosmag@mail.ru.

Белан Анатолий Кириллович – канд. техн. наук, доцент кафедры механики, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия.

Белан Ольга Анатольевна – канд. техн. наук, доцент кафедры механики, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия.

Брюханов Илья Юрьевич – студент кафедры металлургии и стандартизации, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», филиал в г. Белорецке. E-mail: bryuhanov_ilya@mail.ru.

Галлямов Денис Эдуардович – аспирант кафедры технологий обработки материалов, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Круг научных интересов: проблемы получения высококачественной стальной проволоки и совершенствование процесса волочения. филиал в г. Белорецке. E-mail: gallyamov2010@gmail.com.

Головизнин Сергей Михайлович – к.т.н., доцент, зав. кафедрой металлургии и стандартизации, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», филиал в г. Белорецке. E-mail: smgoloviznin@magtu.ru.

Голубчик Эдуард Михайлович – доцент кафедры технологий обработки материалов ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия. E-mail: golub66@mail.ru.

Ишимов Алексей Сергеевич – аспирант кафедры «Технологий обработки материалов», ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия. E-mail: ttsoprano.a@gmail.com.

Камалова Гюзель Ягафаровна – аспирант кафедры ЛПиМ, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». г. Магнитогорск, Россия. E-mail: 174kamalova@mail.ru.

Корчунов Алексей Георгиевич – д-р техн. наук, профессор, проректор по международной деятельности, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия. E-mail: agkorchunov@mail.ru.

Малашкин Сергей Олегович – аспирант кафедры ЛПиМ, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия. E-mail: shtirlic21999@mail.ru,

Мартынова Татьяна Юрьевна – бакалавр кафедры технологий обработки материалов ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия.

Медведева Екатерина Михайловна – аспирант кафедры технологий обработки материалов, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия. E-mail: fekla_med@mail.ru.

Некит Владимир Афанасьевич – канд. техн. наук, доцент кафедры машины и технологии обработки давлением, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия. E-mail: Vladimir@Nekit.info

Огарков Николай Николаевич – д-р техн. наук, профессор кафедры технологии машиностроения, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия. E-mail: mgtu@magtu.ru

Паршина Анастасия Анатольевна - аспирант механико–машиностроительного института ФГАОУ ВО «Уральский федеральный университет им. первого Президента России Б.Н. Ельцина». г. Екатеринбург, Россия. E-mail: netskater@mail.ru.

Петров Игорь Михайлович – аспирант, старший преподаватель кафедры металлургии и стандартизации ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», филиал в г. Белорецке. E-mail: petrov.mgtu@gmail.com.

Пивоварова Ксения Григорьевна – канд. техн. наук, доцент кафедры технологий обработки материалов, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия. E-mail: kgpivovarova@gmail.com.

Платов Сергей Иосифович– д-р техн. наук, зав. кафедрой машины и технологии обработки давлением, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Россия. Телефон: 8 (3519) 01-40-99. E-mail: psipsi@mail.ru

Сметнёва Наталья Юрьевна – аспирант ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия.

Сычков Александр Борисович - д-р техн. наук, профессор кафедры ЛПиМ, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия. E-mail: absyckov@mail.ru.

Усанов Михаил Юрьевич – старший преподаватель кафедры металлургии и стандартизации ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», филиал в г. Белорецке. Направление исследований: проволочное производство, методы интенсивной пластической деформации, радиально-сдвиговая деформация. E-mail: barracuda_m@mail.ru.

Харитонов Вениамин Александрович – канд. техн. наук, профессор кафедры технологий обработки материалов, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Круг научных интересов: проблемы модернизации действующих и разработки новых технических процессов изготовления волочением, протяжкой, прокаткой проволоки различного назначения и изделий из неё. г. Магнитогорск, Россия.

Шекшеев Максим Александрович – канд. техн. наук, доцент кафедры ЛПиМ, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Россия. E-mail: shecsheev@yandex.ru.

Ширяев Олег Петрович – директор ОАО «ММК-МЕТИЗ», г. Магнитогорск, Россия.

INFORMATION ABOUT AUTHORS

Barishnikov Mikhail Pavlovich – Ph.D. (Eng.), Professor, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: arcosmag@mail.ru.

Belan Anatoliy Kirilovich – Ph.D. (Eng.), associate Professor, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia.

Belan Olga Anatoliyevna – Ph.D. (Eng.), associate Professor, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia.

Bryukhanov Ilya Yurievich – student of the department metallurgy and standardization, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: bryuhanov_ilya@mail.ru.

Gallyamov Denis Eduardovich - postgraduate student, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Circle of scientific interests: the problem of obtaining high quality steel wire and improving the process of drawing. Magnitogorsk. Russia. E-mail: gallyamov2010@gmail.com.

Goloviznin Sergey Mikhailovich – Ph.D. (Eng.), Head of the department metallurgy and standardization, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: smgoloviznin@magtu.ru.

Golubchik Eduard Mikhailovich – D.Sc. (Eng.), assistant professor, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: golub66@mail.ru.

Ishimov Aleksey Sergeevich – Postgraduate student, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: tsoprano.a@gmail.com.

Kamalova Guzel Yagafarovna – Postgraduate Student, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: 174kamalova@mail.ru.

Kharitonov Veniamin Aleksandrovich – Ph.D. (Eng.), Professor, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Circle of scientific interests: problems of modernization of existing and development of new technological processes of manufacturing drawn bars, wire, roll wire of different purposes and products of it. Magnitogorsk. Russia.

Korchunov Alexey Georgevich – D.Sc. (Eng.), Professor, vice-rector for International Relations, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: agkorchunov@mail.ru.

Malashkin Sergey Olegovich – Postgraduate Student, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: shtirlic21999@mail.ru.

Martinova Tatyana Yuryevna – bachelor, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia.

Medvedeva Ekaterina Mikhailovna – Postgraduate student, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: fekla_med@mail.ru.

Nekit Vladimir Afanasievich – Ph.D. (Eng.), associate professor, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: Vladimir@Nekit.info.

Ogarkov Nikolay Nikolayevich - D.Sc. (Eng.), Professor, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: ogarkovnikolai@mail.ru.

Parshina Anastasiya Anatolyevna – Postgraduate student of Mechanics-Engineering Institute Federal State Autonomous Educational Institution of Higher Education «Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin». E-mail: netskater@mail.ru

Petrov Igor Mikhailovich – postgraduate student, Senior Lecturer, Department of Metallurgy and Standardization,, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Russia. E-mail: petrov.mgtu@gmail.com.

Pivovarova Kseniya Grigorevna – Ph.D. (Eng.), associate Professor, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: kgpivovarova@gmail.com.

Platov Sergey Iosifovich – D.Sc. (Eng.), Professor, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia.

Sheksheyev Maxim Aleksandrovich – Ph.D. (Eng.), the associate professor, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk. Russia. E-mail: shecsheev@yandex.ru.

Shiryev Oleg Petrovich – director OAO “MMK-METIZ”. Magnitogorsk. Russia.

Smetnyova Nataliya Yuryevna - Postgraduate student, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: netskater@mail.ru.

Sychkov Alexander Borisovich – D.Sc. (Eng.), Professor, Nosov Magnitogorsk State Technical University. Magnitogorsk. Russia. E-mail: absychkov@mail.ru.

Usanov Mikhail Yuryevich – Senior Lecturer, Department of Metallurgy and Standardization, Nosov Magnitogorsk state technical university in Beloretsk. The direction of research: wire production, methods of severe plastic deformation, radial shear strain. Beloretsk. Russia. E-mail: barracuda_m@mail.ru.