

МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ВОЛОЧЕНИИ ПРОФИЛЕЙ ТИПА МФ В СДВОЕННЫХ РОЛИКОВЫХ КАЛИБРАХ ЗА ОДИН ПРОХОД

Славин В.С., Норец А.И., Жиркин Ю.В.

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): в статье предложен алгоритм определения энергосиловых параметров волочения металла в роликовых калибрах на основе методики дискретизации очага деформации с помощью аналитических уравнений описания формоизменения. Алгоритм представлен на примере получения профиля провода контактного типа МФ из меди и ее сплавов по ГОСТ Р 55647-2013 в вдвоенном комплекте роликовых калибров из круглой заготовки за один проход (пат. 2492010). Цель работы: теоретическое обоснование технического решения при создании новой экономически эффективной технологии волочения фасонных профилей типа МФ различной площади поперечного сечения с применением роликовых калибров. Используемые методы: применяется усовершенствованный метод плоских сечений определения энергосиловых параметров процесса волочения применительно к роликовым калибрам, позволяющий качественно повысить точность инженерных расчетов. Новизна: дискретизация очагов деформации с помощью аналитического описания формоизменения заготовок в калибрах, образованных тремя и четырьмя роликами, с использованием единой и локальных систем координат, позволяющая повысить корректность инженерных расчетов при определении энергосиловых параметров. Результат: приведенный в статье алгоритм решения был использован при выборе параметров технологического оборудования для проведения экспериментов по волочению провода контактного типа МФ с площадью поперечного сечения 100 мм². Эксперименты проводились на медной и стальной заготовках. Практическая значимость: результаты проведенных экспериментов подтвердили правильность выбранного направления по формированию фасонных профилей с развитой поверхностью в роликовых калибрах. Технологический процесс волочения провода контактного типа МФ из меди и ее сплавов по ГОСТ Р 55647-2013 в вдвоенном комплекте роликовых калибров из круглой заготовки за один проход может быть рекомендован для промышленного производства. Его внедрение позволит сократить трудозатраты производства за счет снижения количества фасонных переходов при волочении, повысить стойкость инструмента за счет замены трения скольжения на трение качения, снизить энергозатраты при производстве, так как уменьшается число переходов и усилие, затраченное на протягивание металла через калибры.

Ключевые слова: волочение; роликовый калибр; сдвоенный комплект роликовых волок; дискретизация очага деформации; локальная система координат; метод плоских сечений; энергосиловые параметры при волочении.

Введение

Современное производство при освоении новых экономически эффективных технологических процессов требует теоретически обоснованных технических решений. В работах [1, 2] предложена оригинальна технологическая схема формирования провода контактного типа МФ из меди и ее сплавов по ГОСТ Р 55647-2013 (**рис. 1**) в сдвоенном роликовом калибре за один проход из круглой заготовки.

В соответствии со стандартом контактный провод типа МФ производится нескольких типов-размеров, геометрические параметры которых приведены **в таблице**.

Применение роликовых калибров при волочении обеспечивает следующие преимущества по сравнению с монолитными волоками: более высо-

кую степень деформации за один проход, повышение физико-механических свойств и чистоты поверхности готового изделия, снижение энергозатрат и повышение стойкости инструмента.

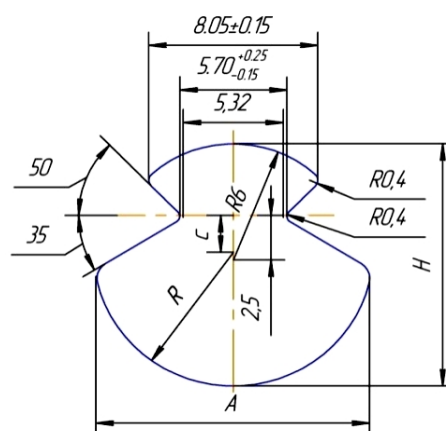


Рис. 1. Сечение провода контактного типа МФ
из меди и ее сплавов

© Славин В.С., Норец А.И., Жиркин Ю.В., 2018

Размеры провода контактного по ГОСТ Р 55647-2013

Номинальная площадь сечения, мм ²	Размеры провода типа МФ, мм			
	A	H	C	R
85	11,76 ±0,22	10,80±0,10	1,3	6,0
100	12,81±0,25	11,80±0,11	1,8	6,5
120	13,90±0,30	12,90±0,12	2,4	7,0
150	15,50±0,32	14,50±0,13	3,2	7,8

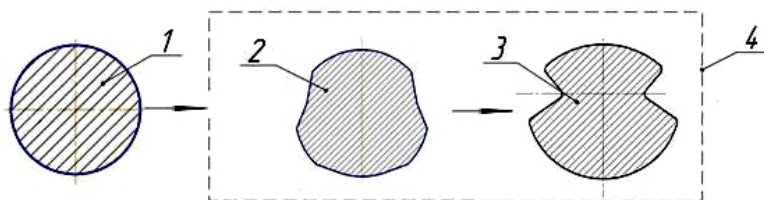


Рис. 2. Двухступенчатая схема формирования провода контактного типа МФ в двоянных роликовых калибрах за один проход

В соответствии с предложенной двухступенчатой схемой деформации за один проход из круглой заготовки 1 (**рис. 2**) сначала (на первой ступени деформации) формируется профиль 2 «грушевидной» формы в трехроликовом калибре, на второй ступени – чистовые размеры готового профиля 3.

Теория и методы исследования

Согласно предложенной двухступенчатой схеме формирования профиля, была построена расчетная схема формоизменения из круглой заготовки радиусом R_3 в трехроликовом калибре первой ступени деформации профиля «грушевидной» формы (**рис. 3**). В силу наличия оси симметрии профиля, рассматривалась только одна его половина. Была выбрана единая система координат $Oxyz$, ось Oz которой направлена вдоль оси волочения, а ось Ox лежит в плоскости симметрии профиля. При этом ось Oy проходит через линию сужения готового профиля (**см. рис. 1**). С целью унификации аналитического описания геометрических параметров процесса двухступенчатой деформации начало 0 единой системы координат $Oxyz$ расположили в плоскости калибра второй ступени деформации. Так как плоскость трехроликового калибра смещена по оси Oz на расстояние $-l_{TK}$, то начало координат, в плоскости которой будем описывать первую ступень деформации, обозначим через O_{TK} . То есть в плоской системе координат $O_{TK}xy$, при этом со-

храняя направления осей $O_{TK}x$ и $O_{TK}y$ с направлением соответствующих осей единой системы координат. Расстояние между плоскостями калибра второй и первой ступенями деформации определяется конструктивными параметрами роликовых волок как минимально возможное. Таким образом, мы получили единую систему координат, позволяющую описать процесс формоизменения заготовки в двоянном роликовом калибре.

На расчетной схеме представлена калибровка роликов 1 и 2 (**см. рис. 3**) первой ступени деформации готового профиля, а тонкими линиями нанесем контур чистого профиля и заготовки, который обозначен радиусом R_3 . Угол между осями симметрии (обозначенных штрихпунктирными линиями) роликов и осью координат составляет 120° , так как ролики по периметру расположены равномерно. Параметры рабочих поверхностей роликов 1 и 2 выбирались конструктивно из условия, удовлетворяющего распределению степеней обжатий между первой и второй ступенями деформации [1]. Таким образом, мы получили расчетную схему первой ступени деформации провода контактного типа МФ.

В четырехроликовом калибре второй ступени деформации формируются чистовые размеры готового профиля (**см. рис. 1**), в котором ролик 1 формирует поверхность радиусом R_6 (6 мм), а диаметрально противоположный ролик 2 – радиусом R (**рис. 4**). Два ролика 3, симметрично распо-

ложенных в перпендикулярной плоскости, формируют окончательные размеры вогнутых поверхностей. Геометрические параметры А, В и с профиля, обозначенные **на рис. 4**, выбираются из таблицы в зависимости от типоразмера. Оси координат плоскости описания калибра второй ступени деформации

ции $0x$ и $0y$ были выбраны выше и совпадают с осями координат единой системы $0xyz$. Таким образом, мы получили расчетную схему второй ступени деформации провода контактного типа МФ в роликовом калибре.

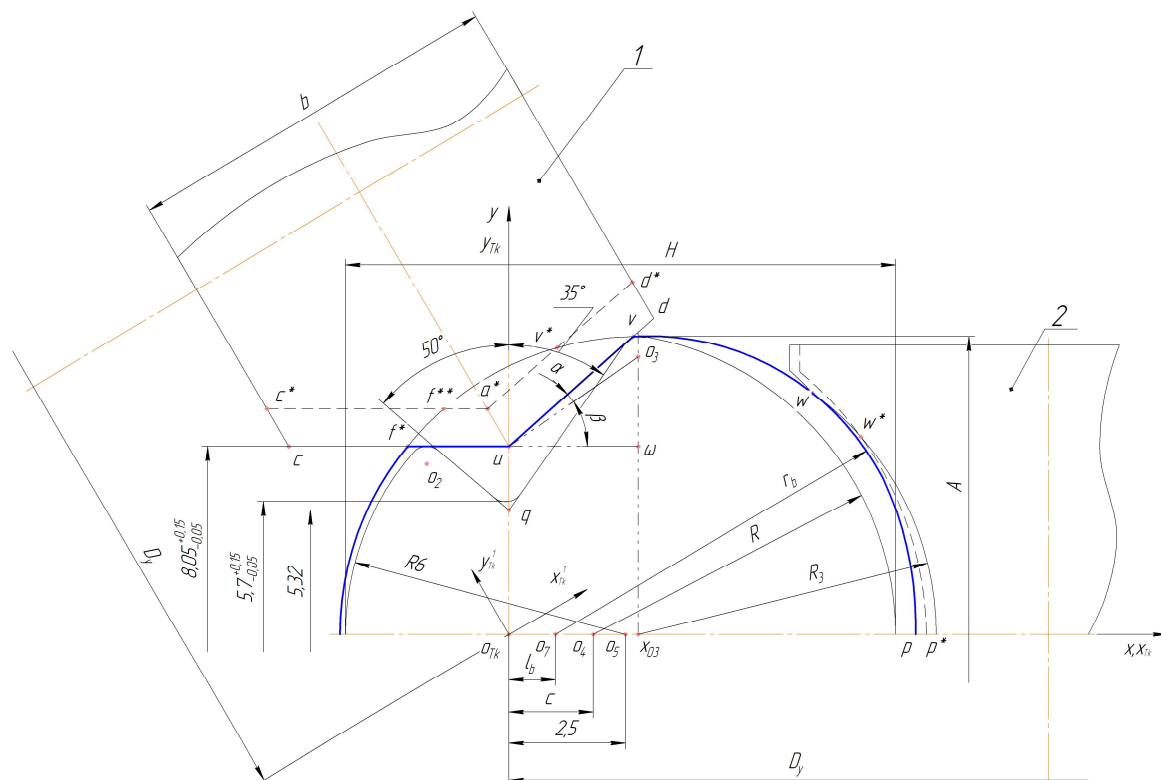


Рис. 3. Расчетная схема процесса деформации в первой ступени формоизменения заготовки

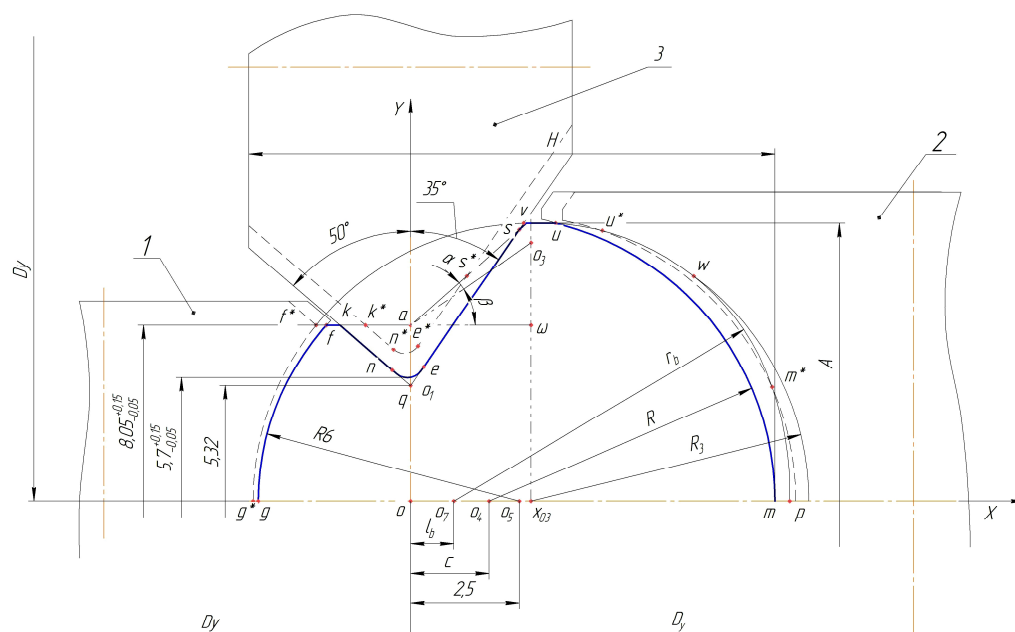


Рис. 4. Расчетная схема процесса деформации во второй ступени формоизменения заготовки

На основе представленных расчетных схем (см. рис. 3 и 4) в работе [3] получены аналитические зависимости изменения геометрических параметров заготовки по длине очагов деформации в первой и второй ступенях формоизменения. Обобщая полученные результаты и допол-

нив полученные зависимости уравнением сечения круглой заготовки:

$$y = \sqrt{R_3^2 - (x - x_{0_3})^2}, \quad x_{0_3} - R_3 \leq x \leq x_{0_3} + R_3, \quad (1)$$

была получена система уравнений:

$$\left. \begin{aligned} & y = \sqrt{R_3^2 - (x - x_{0_3})^2}, \quad x_{0_3} - R_3 \leq x \leq x_{0_3} + R_3; \\ & \text{Первая ступень деформации, при } z \leq l_{Tk} \\ & y(z) = \frac{y_{c*}(z) - y_{a*}(z)}{x_{c*}(z) - x_{a*}(z)} x + \frac{x_{a*}(z)y_{c*}(z) - x_{c*}(z)y_{a*}(z)}{x_{c*}(z) - x_{a*}(z)}, \quad x_{f**} \leq x \leq x_{a*}; \\ & y(z) = \frac{y_{d*}(z) - y_{a*}(z)}{x_{d*}(z) - x_{a*}(z)} x + \frac{x_{a*}(z)y_{d*}(z) - x_{d*}(z)y_{a*}(z)}{x_{d*}(z) - x_{a*}(z)}, \quad x_{a*} \leq x \leq x_{v*}; \\ & y(z) = \sqrt{r_b^2 - [x - x_{0_7}(z)]^2}, \quad x_{w*} \leq x \leq x_{0_7}(z) + r_b; \\ & y(z) = \sqrt{R_3^2 - (x - x_{0_3})^2}, \quad \begin{cases} x_{0_3} - R_3 \leq x \leq x_{f**}; \\ x_{v*} \leq x \leq x_{w*}. \end{cases} \\ & \text{Вторая ступень деформации, при } l_{Tk} \leq z \leq 0 \\ & y(z) = \sqrt{6^2 - (x - x_{0_5}(z))^2}, \quad x_{0_5}(z) - 6 \leq x \leq x_{f*}; \\ & y = 4,025, \quad x_{f*} \leq x \leq x_{k*}; \\ & y(z) = x \tan 140^\circ + 2,66 + \frac{D_y}{2} - \sqrt{\left(\frac{D_y}{2} - 2,66\right)^2 - z^2}, \quad x_{k*} \leq x \leq x_{n*}; \\ & y(z) = -\sqrt{0,4^2 - (x + 0,077)^2} + 3,247 + \sqrt{\left(\frac{D_y}{2} - 2,66\right)^2 - z^2}, \quad x_{n*} \leq x \leq x_{e*}; \\ & y(z) = \frac{y_{d*}(z) - y_{a*}(z)}{x_{d*}(z) - x_{a*}(z)} x + \frac{x_{a*}(z)y_{d*}(z) - x_{d*}(z)y_{a*}(z)}{x_{d*}(z) - x_{a*}(z)}, \quad x_{e*} \leq x \leq x_s; \\ & y(z) = \sqrt{R_3^2 - (x - x_{0_3})^2}, \quad x_v \leq x \leq x_{u*}; \\ & y(z) = \sqrt{R^2 - [x - x_{0_4}(z)]^2}, \quad \begin{cases} x_{u*} \leq x \leq x_{m*}; & -l_{Tk} \leq z \leq z_{x_p}; \\ x_{u*} \leq x \leq x_{0_4}(z) + R, & z_{x_p} \leq z \leq 0; \end{cases} \\ & y(z) = \sqrt{r_b^2 - [x - x_{0_7}(z)]^2}, \quad x_{m*} \leq x \leq x_{0_7}(z) + r_b; \quad -l_{Tk} \leq z \leq z_{x_p}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Данная система аналитически описывает изменение сечения заготовки в произвольном сечении очагов деформации обоих очагов деформации.

Определившись с описанием изменения геометрических размеров заготовки в сечениях очагов деформации обеих ступеней формоизменения, рассмотрим определение энергосиловых параметров процесса волочения. В настоящее время в теории обработки металла давлением (ОМД) существует достаточно большое количество методов решения, которые позволяют определить не только энергосиловые параметры процесса деформации, но и провести анализ напряженно-деформированного состояния при формировании получаемого профиля. Однако при решении прикладных производственных задач, когда не требуются исследования напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации, можно применять достаточно простые инженерные методы расчета.

В ОМД одним из таких способов является метод «плоских сечений» [4]. Этот метод, основанный на усреднении полей тензоров напряжений и деформаций, а также вектора перемещения частиц металла по поперечному сечению очага деформации, дает приемлемую точность в инженерных расчетах при определении усилий, мощностей и т.п., не требуя значительных затрат. В соответствии с методом плоских сечений в очаге деформации выделим элементарный объем металла, ограниченный двумя параллельными плоскостями перпендикулярно оси волочения Oz (рис. 5) на расстоянии друг от друга dz .

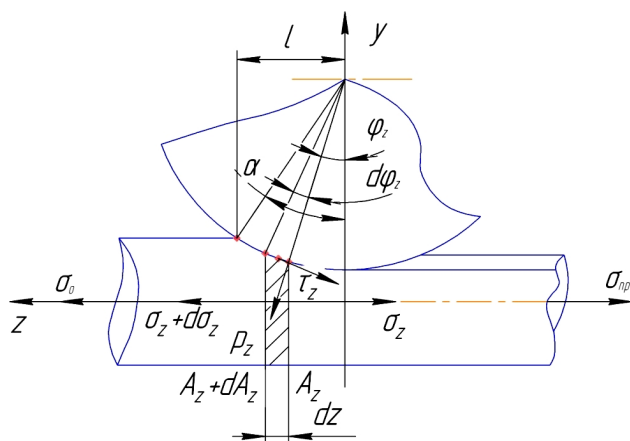


Рис. 5. Схема внутренних сил, действующих в очаге деформации

Дифференциальное уравнение равновесия выделенного объема имеет вид [5]

$$(\sigma_z + d\sigma_z)(A_z - dA_z) - \sigma_z A_z + \sum_{i=1}^n \left(p_z b_{z,i} \frac{dz}{\cos \varphi_z} \sin \varphi_z \pm \tau_z b_{z,i} dz \right) = 0, \quad (3)$$

где σ_z – нормальные напряжения на поверхности сечения по Oz ;

p_z – нормальные напряжения на поверхности контакта ролика с деформируемым металлом в выделенном элементарном объеме;

τ_z – касательные напряжения на поверхности контакта ролика с деформируемым металлом в выделенном элементарном объеме;

A_z – площадь поперечного сечения очага деформации;

$b_{z,i}$ – ширина поверхности контакта i -го ролика с деформируемым металлом;

φ_z – угол наклона поверхности контакта к оси волочения;

n – число роликов в сечении очага деформации.

В зонах отставания и опережения рассматриваемой схемы происходит относительное перемещение деформируемого металла по поверхности инструмента. Принимаем, что в этих зонах соблюдается закон трения Амонтона-Кулона, устанавливающий прямую пропорциональную зависимость между касательными и нормальными напряжениями, действующими на поверхности ролика:

$$\tau_z = f p_z, \quad (4)$$

где f – коэффициент трения деформируемого металла о ролики калибра.

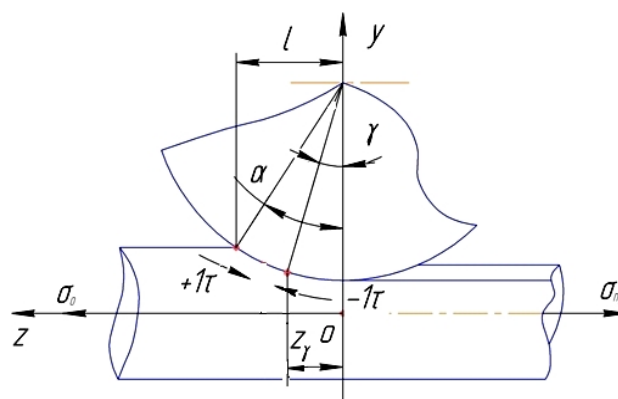


Рис. 6. Схема действия касательных напряжений на поверхности контакта металла с роликами

В зонах отставания и опережения касательные напряжения противоположны и действуют в направлении векторов относительного про-

скальзывания металла по ролику (рис. 6). При этом зоны отделены нейтральным сечением, который характеризуется углом нейтрального сечения γ_i , и определяется из условия равенства вращательных моментов, создаваемых силами трения в зонах отставания и опережения, как для неприводных роликов [6]:

$$\int_{0, \varphi}^{\gamma_i} f p_{\varphi} \frac{\Delta A_i}{\cos \varphi} R_i d\varphi = \int_{\gamma_i}^{a_i} f p_{\varphi} \frac{\Delta A_i}{\cos \varphi} R_i d\varphi, \quad (5)$$

где p_{φ} – нормальные напряжения на поверхности деформируемого металла с роликами;

R_i – значение радиуса деформирующей поверхности i -го ролика;

γ_i – угол нейтрального сечения i -го ролика;

ΔA_i – изменение площади поперечного сечения профиля заготовки i -м роликом;

a_i – угол охвата металла i -м роликом.

С целью учета влияния зон отставания и опережения на поверхностях контакта деформируемого металла с роликами введем характеристическую функцию $\gamma^i(z)$:

$$\gamma^i(z) = \begin{cases} +1 & \text{при } z \leq z_0^i \\ -1 & \text{при } z \geq z_0^i \end{cases}, \quad (6)$$

где $\gamma^i(z)$ – характеристическая функция зон отставания и опережения;

z_0^i – координата нейтрального сечения i -го ролика.

Тогда дифференциальное уравнение равновесия (6) примет вид

$$(\sigma_z + d\sigma_z)(A_z + dA_z) - \sigma_z dA_z - \sum_{i=1}^n [p_z b_z^i \operatorname{tg} \varphi_z dz - \gamma^i(z) \tau_z b_z^i dz] = 0, \quad (7)$$

где σ_z – продольное напряжение, усредненное по поперечному сечению очага деформации;

τ_z – касательное напряжение трения на поверхности контакта с роликом;

p_z – нормальное напряжение давления деформируемого металла на ролики, усредненное по ширине контакта;

A_z – площадь поперечного сечения очага деформации;

b_z^i – ширина поверхности контакта металла на i -м ролике;

φ_z – текущий угол контакта металла с роликом.

После деления обеих частей уравнения (7) на произведение $A_z dz$ получим

$$\sigma_{z,z} + \sigma_z (\ln A_z)_{,z} - \sum_{i=1}^n \frac{b_z^i}{A_z} p_z (\operatorname{tg} \varphi_z - \gamma_z^i f) = 0. \quad (8)$$

В формуле (8) запятая в подстрочном индексе означает производную по координате z , а дифференциальное уравнение содержит две неизвестные функции σ_z и p_z . Недостающее уравнение, необходимое для решения этой задачи, получим из энергетического условия пластичности Губера-Мизеса:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \beta \sigma_{02}, \quad (9)$$

в котором коэффициент β выражается через показатель напряженного состояния Лоде:

$$\mu_{\sigma} = 2 \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1 \quad (10)$$

по формуле

$$\beta = \frac{2}{\sqrt{\mu_{\sigma}^2 + 3}}, \quad (11)$$

где σ_1 , σ_2 и σ_3 – главные компоненты тензора напряжений;

σ_{02} – условный предел текучести.

В силу незначительной конусности очага деформации ($\varphi_z \ll 1$) справедливо считать, что $\sigma_1 \approx \sigma_z$, а $\sigma_3 \approx -p_z$, тогда уравнение (9) примет вид

$$\sigma_z + p_z = \beta \sigma_{02}. \quad (12)$$

Выразим из полученного уравнения (12) p_z и подставим его в уравнение (8), которое после этого приводится к виду обыкновенного дифференциального уравнения первого порядка:

$$\sigma_{z,z} + u_z \sigma_z = w_z \quad (13)$$

с переменными коэффициентами:

$$u_z = (\ln A_z)_{,z} + \sum_{i=1}^n \frac{b_z^i}{A_z} (\operatorname{tg} \varphi_z - \gamma_z^i f), \quad (14)$$

$$w_z = \beta \sigma_z \sum_{i=1}^n \frac{b_z^i}{A_z} (\operatorname{tg} \varphi_z - \gamma_z^i f). \quad (15)$$

Рассмотрев общий случай приведения уравнения равновесия (3) внутренних сил в произвольном сечении очага деформации к дифференциальному уравнению первого порядка об-

щего вида (13), считаем, что оно справедливо для очагов деформации первой и второй ступени формоизменения заготовки. После этого сформируем связанную систему дифференциальных уравнений для двух последовательно расположенных очагов деформации, связанных между собой начальными условиями:

$$\begin{cases} \sigma_{z,z}^1 + u_z^1 \sigma_z^1 = w_z^1; \\ \sigma_{z,z}^2 + u_z^2 \sigma_z^2 = w_z^2; \\ \sigma_z^1(0) = q_0; \\ \sigma_z^1(L_1) = \sigma_z^2(0). \end{cases}, \quad (16)$$

В системе (16) первое дифференциальное уравнение относится к первому очагу деформации, а второе – ко второму. Третье уравнение является начальным условием в задаче Коши для первого дифференциального уравнения, определяя заданное напряжение противонапряжения q_0 на входе в первый очаг.

Четвертое уравнение системы выражает связь между двумя очагами деформации в форме начального условия в задаче Коши для второго дифференциального уравнения – напряжение на выходе из первого очага деформации является напряжением противонапряжения для второго очага деформации.

Система дифференциальных уравнений (16) кроме неизвестных функций $\sigma_z^1(z)$ и $\sigma_z^2(z)$ содержит еще четыре неизвестных параметра: коэффициенты β_1 и β_2 , которые выражаются через показатель вида напряженного состояния по формулам (10) и (11), и координаты нейтральных сечений роликов $z_{\frac{li}{\gamma}}$ и $z_{\frac{2i}{\gamma}}$, выражающиеся через соответствующие углы нейтральных сечений (см. рис. 6).

Параметры β_1 и β_2 изменяются в достаточно узких пределах. Действительно, вследствие соглашения о величине собственных векторов тензора напряжений, главные напряжения удовлетворяют неравенству $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$. Это неравенство в силу формулы (10) приводит к изменению параметра Лодэ в диапазоне $[-1, 1]$, что, в свою очередь, ограничивает диапазон возможных значений $\beta: 1 \leq \beta \leq \frac{2}{\sqrt{3}} \approx 1,15$.

В соответствии с уравнением (12) конкретные значения параметров β_1 и β_2 в указанном диапазоне зависят в нашем случае от отношения σ_z/p_z и могут быть рассчитаны, а затем и уточ-

нены только после интегрирования системы (16).

В системе уравнений (16) коэффициенты u_z^1 , u_z^2 , w_z^1 и w_z^2 обоих дифференциальных уравнений рассчитываются по формулам (14) и (15), в которых переменные площади поперечных сечений A_z , ширины пятен контакта b_z и все остальные параметры, если они для двух очагов различаются, относятся соответственно к первому и второму очагам деформации. Определение площадей поперечных сечений A_z в очагах деформации первой и второй ступени профиля изменяемого сечения заготовки проводилось путем интегрирования соответствующих уравнений системы (2), определяемых пределами описания. Для этого, согласно расчетной схеме первой ступени деформации (см. рис. 3), сечение профиля было разбито на пять участков, а второй ступени деформации (см. рис. 4) – на восемь участков. Ширина каждой линии контакта ролика с металлом $b_{\frac{li}{\gamma}}$ и $b_{\frac{2i}{\gamma}}$ первой и второй ступеней определялась через координаты x соответствующей функции системы (2) по уравнениям [3].

Координаты нейтральных сечений $z_{\frac{li}{\gamma}}$ и $z_{\frac{2i}{\gamma}}$ определяются из условия (5) энергонейтральности неприводных роликов по углу γ_1 . При этом, как и в предыдущем случае, они уточняются в итерационном процессе, предполагающим многократное интегрирование системы (16) и вычисление интегралов (5).

После определения действительных значений параметров β_1, β_2 , $z_{\frac{li}{\gamma}}$ и $z_{\frac{2i}{\gamma}}$, а также решения системы (16) могут быть рассчитаны величины усилий, действующих на ролики со стороны деформируемого металла в калибре:

$$P_{ki} = \int_0^{L_{ki}} p_z b_{\frac{ki}{\gamma}} dz, \quad (17)$$

и волочения. В уравнении (17) индекс k обозначает степень деформации, индекс i – номер ролика в клетке.

Закключение

Таким образом, разработанная методика обеспечивает получение значений энергосиловых параметров процесса формирования профиля провода контактного типа МФ из круглой заготовки в сдвоенном роликовом калибре за один проход. Результаты вычислений способствовали проектированию рационального оборудования, представляющего сдвоенный комплект роликовых волок бесстанинного типа [2]. Лаборатор-

ные эксперименты проводились при изготовлении профиля с площадью поперечного сечения 100 мм^2 из медной и стальной заготовки. Результаты экспериментов показали правильность выбранного направления.

Список литературы

1. Пат. 2492010 Российская Федерация. Способ волочения провода контактного из меди и ее сплавов / В.С. Славин, А.И. Норец; заявитель и патентообладатель ФГБОУ ВПО «МаГУ» (RU). 2012110695/02; заявл. 20.03.2012; опубл. 10.09.2013 в БИМП. №25.
2. Славин В.С., Норец А.И., Бричко А.Г. Клетки-волоки для получения калиброванного проката: монография. Магнитогорск: МаГУ, 2012. 180 с.
3. Славин В.С., Норец А.И., Исаенков Н.Г. Методика описания очага деформации при формировании профиля контактного провода типа МФ в роликовых калибрах // Сталь. 2016. № 10. С. 45–48.
4. Целиков А.И. Основы теории прокатки. М.: Металлургия, 1965. 248 с.
5. Коновалов Ю.В., Капланова Е.В. Эволюция теории распределения давления металла на валки при прокатке. Донецк: Донецкий национальный технический университет, 2002.
6. Славин В.С. Выбор параметров для описания очага деформации, образованного произвольным количеством роликов // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2009. №4. С. 34–35.
7. Влияние вязкости минеральных масел на температурный режим подшипниковых узлов рабочих валков прокатных станов / Жиркин Ю.В., МIRONENKOV Е.И., Дудоров Е.А., Резванов С.Б. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2006. № 1. С. 58–60.
8. Дудоров Е.А., Жиркин Ю.В. Модернизация подшипникового узла с целью продления его ресурса // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2007. № 4. С. 94–96.

Поступила 05.07.18

Принята в печать 24.08.18

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-78-86>

METHOD FOR DEFINING DRAWING FORCE PARAMETERS WHEN DRAWING MF TYPE SECTIONS IN DOUBLE GAUGE ROLLERS IN ONE PASS

Vyacheslav S. Slavin – DSc (Eng.), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: slavin_v_s@list.ru

Aleksandr I. Norets – PhD (Pedagogy), Associate Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: norets_a@mail.ru

Yury V. Zhirkin – PhD (Eng.), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: girkin@yandex.ru

Abstract

Problem Statement (Relevance): This article proposes an algorithm for determining the force parameters of the process of steel drawing in roller gauges through discretisation of the deformation zone realized with the help of analytical equations used to describe the forming process. The algorithm is described using a case study of the MF trolley wires made of copper and copper alloys per the GOST R 55647-2013 standard in a double set of gauge rollers in one pass from a round billet (Patent No. 2492010). **Objectives:** The objective is to substantiate a new cost effective drawing technique for shaped sections of the MF type with different cross-sectional areas that uses roller gauges. **Methods Applied:** A strip method is applied for determining the force parameters of the roller gauges used in the drawing process, which helps make engineering calculations more accurate. **Originality:** Discretisation of the deformation zones using analytical description of the billet deformed in three- and four-roller gauges, based on single and local coordinate system. This helps improve the accuracy of engineering calculations

when analysing drawing force parameters. **Findings:** The algorithm described in this paper was applied for identifying the process equipment parameters in order to carry out experiments of drawing a 100 mm² MF trolley wire. Billets of copper and steel were used in the experiments. **Practical Relevance:** The results of the experiments proved the relevance of the roller gauge drawing process selected for shaped sections. The drawing process that was used to produce MF trolley wires made of copper and copper alloys per the GOST R 55647-2013 standard in a double set of gauge rollers in one pass from a round billet could be recommended for industrial application. The adoption of this process can help cut the labour costs by reducing the number of process passes, enhance the tool durability by replacing sliding friction with rolling friction, and minimise the process energy costs due to a reduced number of passes and a reduced pulling force.

Keywords: Drawing; roller gauge; double set of rollers; discretisation of the deformation zone; local coordinate system; strip method; drawing force parameters.

References

1. Slavin V.S., Norets A.I. *Sposob volocheniya provoda kontaktного iz medi i ee splavov* [Method of drawing trolley wires made of copper and copper alloys]. Patent RF, no. 2492010, 2013.
2. Slavin V.S., Norets A.I., Brichko A.G. *Kleti-voloki dlya polucheniya kalibrovannogo prokata: monografiya* [Drawing dies for gauged bar drawing: monograph]. Magnitogorsk: Magnitogorsk State University, 2012, 180 p. (In Russ.)
3. Slavin V.S., Norets A.I., Isaenkov N.G. Method for defining the deformation zone when drawing MF type trolley wires in roller gauges. *Stal* [Steel], 2016, no. 10, pp. 45-48. (In Russ.)
4. Tselikov A.I. *Osnovy teorii prokatki* [Fundamentals of the rolling theory]. Moscow: Metallurgiya, 1965, 248 p. (In Russ.)
5. Konovalov Yu.V., Kaplanova E.V. *Evolutsiya teorii raspredeleniya davleniya metalla na valki pri prokatke* [Evolution of the pressure distribution theory in steel rolling]. Donetsk: Donetsk National Technical University, 2002. URL (In Russ.)
6. Slavin V.S. Choice of parameters to describe a deformation zone created by a random number of rollers. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2009, no. 4, pp. 34-35. (In Russ.)
7. Zhirkin Yu.V., Mironenkov E.I., Dudorov E.A., Rezvanov S.B. Effect of mineral oil viscosity on the rolling mill work roll bearing temperatures. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2006, no. 1, pp. 58-60. (In Russ.)
8. Dudorov E.A., Zhirkin Yu.V. Retrofitting of bearing assemblies for a longer service life. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2007, no. 4, pp. 94-96. (In Russ.)

Received 05/07/18

Accepted 24/08/18

Образец для цитирования

Славин В.С., Норец А.И., Жиркин Ю.В. Методика определения энергосиловых параметров при волочении профилей типа МФ в двоярных роликовых калибрах за один проход // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 78–86. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-78-86>

For citation

Slavin V.S., Norets A.I., Zhirkin Yu.V. Method for defining drawing force parameters when drawing MF type sections in double gauge rollers in one. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 78–86. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-78-86>