

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОКАТКИ РЕЛЬСОВОГО ПРОФИЛЯ В УНИВЕРСАЛЬНОМ КАЛИБРЕ. СООБЩЕНИЕ 1*

Шварц Д.Л., к.т.н., доцент кафедры «Обработка металлов давлением» (omd@mtf.ustu.ru)

Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина
(620002, Россия, Екатеринбург ул. Мира, 19)

Аннотация. На основе использования вариационного принципа минимума полной мощности и современных вычислительных средств разработана и реализована математическая модель формоизменения металла при прокатке рельсов в универсальных калибрах, отличающаяся равномерной деформацией всех элементов рельсового профиля. В частности, построены геометрическая модель очага деформации и кинематически возможное поле скоростей течения металла, определены граничные условия и составлена основная система уравнений, включающая уравнение энергетического баланса и условия минимума функционала. В отличие от известных вариационных решений, в предложенной математической модели все уравнения рассчитываются без каких-либо упрощений, что дает возможность повысить точность расчетов и характеризует новизну рассматриваемого решения. Применение созданной математической модели позволяет определить закономерности течения металла при прокатке в универсальных калибрах.

Ключевые слова: рельсовый профиль, универсальный калибр, формоизменение металла, очаг деформации, поле скоростей течения металла, граничные условия, функционал вариационного принципа минимума полной мощности.

DOI: 10.15825/0368-0797-2015-6-448-454

Основным достоинством универсальных четырех-валковых калибров, обуславливающим широкое применение их при производстве высококачественных рельсов на современных рельсобалочных станах [1, 2], является возможность получения равномерной деформации металла по всем элементам рельсового профиля. Однако такая возможность может быть реализована только при определенных режимах обжатия шейки и фланцев, поиск которых является предметом специального теоретического исследования закономерностей течения металла в универсальном рельсовом калибре.

Формоизменение металла при прокатке рельсового профиля в универсальном калибре однозначно характеризуют следующие безразмерные независимые параметры (рис. 1) [3]: $\frac{1}{\eta_{ш}} = \frac{d'}{d}$ – коэффициент обжатия

шейки профиля; $\frac{1}{\eta_{па}} = \frac{a'_п}{a_п}$ и $\frac{1}{\eta_{га}} = \frac{a'_г}{a_г}$ – коэффициенты

бокового обжатия подошвы и головки соответственно; φ – угол наклона внутренних граней фланцев (обычно одинаковый у головки и подошвы); $h_п/a_п$ и $h_г/a_г$ – относительная высота фланцев подошвы и головки; $l_ш/d$ – относительная длина шейки; $A = R_г/D$ – приведенный диаметр горизонтальных валков. При прокатке в универсальных калибрах обычно $l''_{ш} = l_{ш}$. Как показали экспериментальные исследования и моделирование процесса прокатки рельсов [4, 5], под действием обжатия шейки и

фланцев профиля наблюдается неравномерное по ширине изменение высоты подошвы и головки: на контакте с вертикальными валками получается приращение фланцев, а в месте контакта с боковой поверхностью горизонтального валка наблюдается утяжка. При этом контур свободной поверхности фланцев имеет криволинейную форму (см. рис. 1, кривые $m_п$ и $m_г$). Для упрощения задачи указанный криволинейный контур заменили усредненным прямолинейным контуром $q_п$ и $q_г$, соблюдая при этом равенство площади фланцев. Тогда изменение высоты фланцев будет характеризоваться величиной приращения – утяжки подошвы $\Delta h_п$ и головки $\Delta h_г$.

В качестве критерия равномерности деформации рельсового профиля приняли равенство коэффициентов вытяжки шейки $\lambda_{ш}$, подошвы $\lambda_п$ и головки $\lambda_г$:

$$\lambda_{ш} = \lambda_п = \lambda_г. \quad (1)$$

Таким образом, задачей теоретического решения является определение таких коэффициентов обжатия $\frac{1}{\eta_{ш}}$,

$\frac{1}{\eta_{па}}$ и $\frac{1}{\eta_{га}}$, а также таких значений приращения – утяжки $\Delta h_п$ и $\Delta h_г$, при которых достигается условие равенства вытяжек (1).

Для решения поставленной задачи применили вариационный принцип минимума полной мощности [6, 7], эффективно примененный ранее для решения задач по определению формоизменения и энергосиловых параметров при прокатке в калибрах. При решении задачи

* Работа выполнена в рамках проектной части государственного задания в сфере научной деятельности № 11.1369.2014/К от 18.07.2014 (номер государственной регистрации 114122470051).

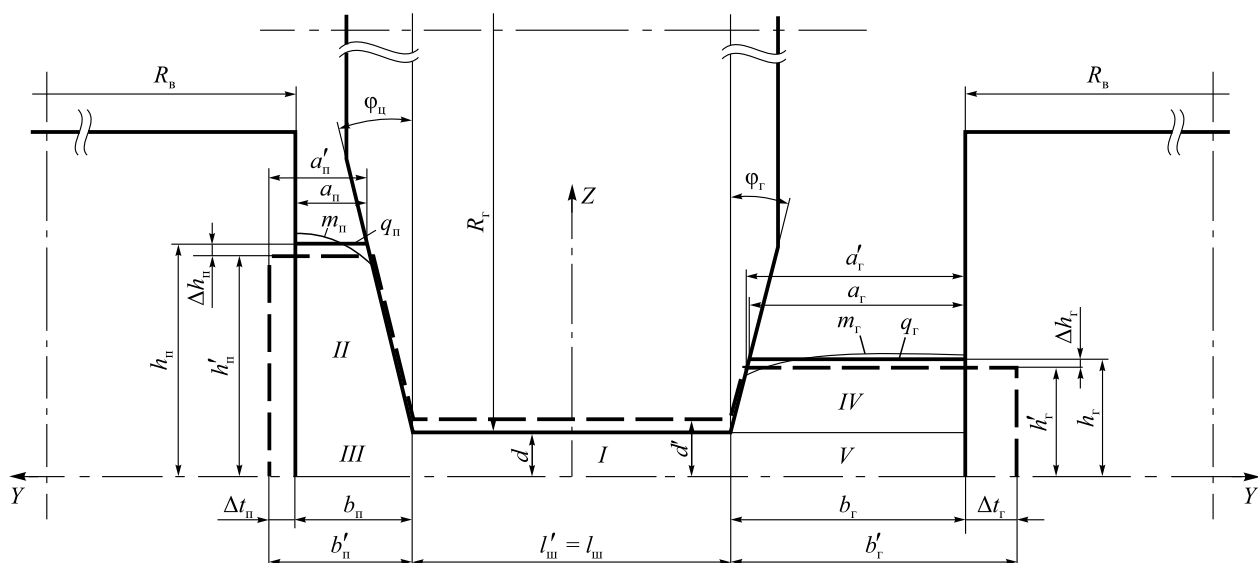


Рис. 1. Схема прокатки рельсового профиля в универсальном калибре (пунктирными линиями показан контур задаваемой полосы): m и q – фактический и усредненный контур свободной поверхности раската

Fig. 1. Scheme of rail profile rolling in a universal caliber (dashed lines show a contour of initial profile): m and q – the actual and average contours of the free surface of the profile

этим методом необходимо с точностью до неизвестных (варьируемых) параметров описать геометрическую модель очага деформации, построить кинематически возможное поле скоростей течения металла, определить граничные условия, составить систему основных уравнений и решить ее численным методом.

Геометрическая модель очага деформации

При постановке задачи принята геометрическая модель процесса прокатки, изображенная на рис. 1. Ввиду симметрии процесса относительно горизонтальной оси рассматривали половину очага деформации. При выполнении условия $\lambda_{ш} = \lambda_n = \lambda_r$, как показывают экспериментальные исследования [4], отсутствует перетекание металла между элементами профиля. Весь рельсовый профиль разбили на пять характерных участков. Далее рассматривали каждый выделенный участок.

Шейка (см. рис. 1, участок I) деформируется между двумя горизонтальными валками в условиях плоского деформированного состояния ($l'_{ш} = l_{ш}$), поскольку отсутствует перетекание металла между элементами профиля. Уравнение контактной поверхности представили в следующем виде:

$$d_x = d + R_r - \sqrt{R_r^2 - x^2}. \quad (2)$$

Участок II подошвы деформируется между неподвижным вертикальным валком и горизонтальным валком переменного радиуса R_{rn} , который определили следующим выражением:

$$R_{rn} = R_r + d - z. \quad (3)$$

Толщина подошвы как до, так и после прокатки зависит от угла наклона ее внутренней грани и координаты Z , а абсолютное обжатие Δt_n остается постоянным по всей высоте. Полагали, что уклон внутренней грани в процессе прокатки не изменяется: $\varphi_n = \varphi'_n = \frac{b'_n - a'_n}{h'_n - d'}$. Тогда толщину подошвы до и после прохода можно описать уравнениями

$$t'_n = a'_n + (h'_n - d' - z) \operatorname{tg} \varphi_n; \quad t_n = t'_n - \Delta t_n, \quad (4)$$

а контактную поверхность раската с вертикальным валком уравнением

$$t_{II} = t_n + R_b - \sqrt{R_b^2 - x^2}. \quad (5)$$

Для обеспечения равенства коэффициентов вытяжки шейки и подошвы абсолютное обжатие Δt_n должно быть найдено из условия $\lambda_{ш} = \lambda_n$ или $\frac{\omega'_{ш}}{\omega_{ш}} = \frac{\omega'_n}{\omega_n}$, где $\omega_{ш}$, ω_n – площади поперечного сечения элементов профиля в плоскости выхода из валков, откуда

$$\frac{d'}{d} = \frac{0,5(a'_n + b'_n)(h'_n - d') + b'_n d'}{0,5(a_n + b_n)(h_n - d) + b_n d}. \quad (6)$$

В процессе деформации подошва получает приращение (утяжку) по высоте Δh_n . С учетом выражений (4) определили толщину подошвы после прохода следующим образом: у основания $b_n = b'_n - \Delta t_n$; у вершины $a_n = b'_n - (h'_n - d' + \Delta h_n) \operatorname{tg} \varphi_n - \Delta t_n$, а абсолютное обжатие подошвы Δt_n определили из выражения

$$\frac{d'}{d} = [0,5(a'_n + b'_n)(h'_n - d') + b'_n d'] / [0,5(2b'_n - (h'_n - d' + \Delta h_n) \operatorname{tg} \varphi_n - 2\Delta t_n) \times (h'_n - d' + \Delta h_n) + (b'_n - \Delta t_n) d]. \quad (7)$$

Функцию, описывающую изменение высоты подошвы, представили в виде

$$h_{nx} = (h'_n - d') \sqrt{\beta_n^2 - (\beta_n^2 - 1) \left(\frac{x^3}{l_n^3} \right) \left(10 - 15 \frac{x}{l_n} + 6 \frac{x^2}{l_n^2} \right)}, \quad (8)$$

где β_n – коэффициент приращения подошвы, $\beta_n = 1 + \frac{\Delta h_n}{h'_n - d'}$; l_n – длина очага деформации подошвы, $l_n = \sqrt{2R_b \Delta t_n - \Delta t_n^2}$.

Предположили, что при деформации участка III подошвы течение металла в направлении оси Z отсутствует. На указанном участке подошва обжимается на величину Δt_n неприводным вертикальным валком, и уравнение контактной поверхности записали в следующем виде:

$$t_{III} = b_n + R_b - \sqrt{R_b^2 - x^2}. \quad (9)$$

Деформация участков IV и V головки аналогична по характеру деформации участков II и III подошвы соответственно. Поэтому геометрическую модель очага деформации на этих участках описали выражениями (3) – (9), заменив в них индекс «п» на «г».

Кинематически возможное поле скоростей течения металла

При построении кинематически возможного поля скоростей полагали, что все элементы профиля выходят из очага деформации со скоростью V_1 , которую представили в виде

$$V_1 = v V_{\text{вр}}, \quad (10)$$

где v – коэффициент опережения по шейке; $V_{\text{вр}}$ – скорость вращения горизонтального вала на участке шейки.

Поле скоростей течения металла для каждого элемента профиля определяли с учетом гипотезы плоских сечений и гипотезы прямых вертикалей. Из условия постоянства секундных объемов имеем:

$$V_{\text{хш}} = V_1 \frac{d}{d_x}; \quad V_{\text{хп}} = V_1 \frac{\omega_n}{\omega_{\text{хп}}}; \quad V_{\text{хг}} = V_1 \frac{\omega_r}{\omega_{\text{хг}}}, \quad (11)$$

где $V_{\text{хш}}$, $V_{\text{хп}}$ и $V_{\text{хг}}$ – продольные составляющие скорости течения металла для шейки, подошвы и головки рельса соответственно; $\omega_{\text{ш}}$, $\omega_{\text{п}}$, $\omega_{\text{г}}$ – площади поперечного сечения элементов профиля в плоскости выхода из вал-

ков; $\omega_{\text{хш}}$, $\omega_{\text{хп}}$, $\omega_{\text{хг}}$ – текущие вдоль оси X площади поперечного сечения элементов профиля.

Поскольку шейка, участок III подошвы и участок V головки деформируются в условиях плоского течения, то $V_{\text{ysh}} = 0$, $V_{\text{зпIII}} = 0$ и $V_{\text{згV}} = 0$, а для определения оставшейся проекции достаточно использовать условие несжимаемости:

$$\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{\partial V_z}{\partial z} = 0. \quad (12)$$

Подставив выражение (10) в (11), получили:

$$V_{\text{зш}} = -z \frac{\partial V_{\text{хш}}}{\partial x}; \quad V_{\text{зпIII}} = -y \frac{\partial V_{\text{хп}}}{\partial x}; \quad V_{\text{згV}} = -y \frac{\partial V_{\text{хг}}}{\partial x}.$$

При определении проекций V_y и V_z на участке II подошвы и участке IV головки наряду с условием несжимаемости использовали кинематическое граничное условие, которое состоит в том, что полный вектор скорости течения металла на поверхности раската $\vec{V}_n = (V_{nx}, V_{ny}, V_{nz})$ лежит в касательной плоскости к этой поверхности, вследствие чего имеем

$$V_{nyi} = V_{nxi} \frac{\partial t_i}{\partial x} + V_{nzi} \frac{\partial t_i}{\partial z}, \quad (13)$$

где t_i – уравнение поверхности раската для соответствующего участка ($i = II, IV$).

С учетом изложенного получили:

$$V_{yi} = V_{nyi} \frac{y}{t_i}; \quad (14)$$

$$V_{zi} = -\frac{1}{t_i} \int_{d_x}^z \frac{\partial}{\partial x} (V_{xi} t_i) dz. \quad (15)$$

Таким образом, геометрическая модель очага деформации и кинематически возможное поле скоростей течения металла построены с точностью до трех неизвестных величин: коэффициента опережения v , приращения (утяжки) подошвы Δh_n и приращения (утяжки) головки Δh_r , которые необходимо определить в результате решения задачи.

Граничные условия

Принимаем допущение, что на всех контактных поверхностях происходит скольжение металла относительно валков, и среднее напряжение трения равно

$$\bar{\tau}_{\text{тр}} = \psi \tau_s,$$

где ψ – показатель трения, зависящий от температуры прокатки θ и состояния поверхности валков, который может быть определен по уравнению [7]

$$\psi = 0,802 \left(\frac{\theta}{1000} \right)^{-2,112}; \quad (16)$$

τ_s – сопротивление металла на сдвиг.

Известно, что напряжения трения в зонах отставания и опережения распределяются неравномерно, причем в зоне отставания они обычно больше, чем в зоне опережения. Чтобы это учесть, приняли гипотезу, согласно которой средние напряжения трения в зонах отставания $\bar{\tau}_{\text{тр.оти}}$ и опережения $\bar{\tau}_{\text{тр.опи}}$ распределяются пропорционально средним скоростям скольжения в этих зонах $\bar{V}_{\text{ск.оти}}$ и $\bar{V}_{\text{ск.опи}}$, а в каждой зоне полные напряжения трения постоянны (здесь индекс i соответствует номеру рассматриваемого участка рельсового профиля). В соответствии с принятой гипотезой имеем:

$$\bar{\tau}_{\text{тр.оти}} = \bar{\tau}_{\text{тр}i} \frac{\bar{V}_{\text{ск.оти}}}{\bar{V}_{\text{ски}}}; \quad \bar{\tau}_{\text{тр.опи}} = \bar{\tau}_{\text{тр}i} \frac{\bar{V}_{\text{ск.опи}}}{\bar{V}_{\text{ски}}}. \quad (17)$$

Средние скорости скольжения равны

$$\bar{V}_{\text{ск.оти}} = \frac{1}{F_{\text{оти}}} \int_{F_{\text{оти}}} V_{\text{ски}} dF; \quad \bar{V}_{\text{ск.опи}} = \frac{1}{F_{\text{опи}}} \int_{F_{\text{опи}}} V_{\text{ски}} dF; \quad (18)$$

$$\bar{V}_{\text{ски}} = \frac{1}{F_{\text{оти}} + F_{\text{опи}}} (\bar{V}_{\text{ск.оти}} F_{\text{оти}} + \bar{V}_{\text{ск.опи}} F_{\text{опи}}), \quad (19)$$

где $F_{\text{оти}}$ и $F_{\text{опи}}$ – площади контактной поверхности зон отставания и опережения соответственно.

Границей раздела контактной поверхности на зоны отставания и опережения является нейтральная линия, уравнение которой для приводного горизонтального вала определяется из условия равенства нулю проекции полной скорости скольжения на касательную к окружности вала $V_{\text{ски}}^*$.

С учетом принятых гипотез для участка I (шейки) нейтральная линия представляет собой прямую, параллельную оси Y , а координата ее $x_{\text{нш}}$ определяется уравнением

$$V_{\text{ски}}^* = 0 \text{ или } V_{\text{ск.ш}x} \cos \alpha_x + V_{\text{ск.ш}z} \sin \alpha_x = 0, \quad (20)$$

где $V_{\text{ск.ш}x}$ и $V_{\text{ск.ш}z}$ – проекции полной скорости скольжения на координатные оси:

$$V_{\text{ск.ш}x} = V_{\text{ш}} - V_{\text{вг}x}, \quad V_{\text{ск.ш}z} = V_{\text{ш}} - V_{\text{вг}z}; \quad (21)$$

α_x – текущий центральный угол горизонтального вала, $\sin \alpha_x = x/R_r$.

На поверхности контакта подошвы и головки с горизонтальным валом (участки II и IV) нейтральная линия имеет более сложный характер, а именно ее координата $z_{\text{нб}i}$ является функцией координаты x . Эту функцию необходимо найти из условия

$$V_{\text{ск.гв}ix} \cos \alpha_{xz} + V_{\text{ск.гв}iz} \sin \alpha_{xz} = 0 \quad (i = II, IV), \quad (22)$$

где α_{xz} – текущий центральный угол горизонтального вала, $\sin \alpha_{xz} = x/R_{\text{гп}}$, здесь $R_{\text{гп}}$ описывается выражением (3); $V_{\text{ск.гв}ix}$ и $V_{\text{ск.гв}iz}$ – проекции полной скорости скольжения на рассматриваемом участке, например для участка II

$$V_{\text{ск.гв}IIx} = V_{\text{ш}} - V_{\text{вгп}x}; \quad V_{\text{ск.гв}IIz} = V_{\text{ш}II} - V_{\text{вгп}z}, \quad (23)$$

здесь $V_{\text{вгп}x}$ и $V_{\text{вгп}z}$ – проекции окружной скорости вращения вала, $V_{\text{вгп}} = V_{\text{вг}} \frac{R_{\text{гп}}}{R_r}$.

Численным решением установили, что нейтральная линия на участках II и IV имеет вид, представленный на рис. 2. Для определения положения точек M и M_1 уравнение (22) решали относительно координаты x при $z = d_x$ и $z = h_{ix}$. Таким образом, верхнюю границу зоны отставания на контактной поверхности участков II и IV с горизонтальным валом описали следующим образом:

$$z_{\text{от.гв}i} = \begin{cases} z_{\text{нб}gi} & \text{при } x_M < x < x_{M_1} \\ h_{ix} & \text{при } x_{M_1} < x < l_i \end{cases}, \quad (24)$$

а нижнюю границу зоны опережения

$$z_{\text{оп.гв}i} = \begin{cases} d_x & \text{при } 0 < x < x_M \\ z_{\text{нб}gi} & \text{при } x_M < x < x_{M_1} \end{cases}, \quad (25)$$

при этом нижней границей зоны отставания будет являться функция d_x , а верхней границей зоны опережения – функция h_{ix} .

Нейтральная линия на контактной поверхности вертикальных валков с подошвой и головкой рельса представляет собой прямую, параллельную оси Z , а поскольку валки являются неприводными, координата $x_{\text{нб}i}$ ($i = II, III, IV$ и V) ее равна половине длины очага деформации (принято, что затраты мощности на преодоление сил трения в шейках валков значительно меньше мощности деформации, и этими затратами можно пренебречь).

Основная система уравнений

Принято, что деформируемый металл обладает свойствами жестко-пластической среды.

Для определения неизвестных параметров коэффициента опережения v , приращения (утяжки) подошвы $\Delta h_{\text{п}}$ и приращения (утяжки) головки $\Delta h_{\text{г}}$ использовали:

– функционал принципа минимума полной мощности

$$J(v, \Delta h_{\text{п}}, \Delta h_{\text{г}}) = \sum_{i=I}^V N_{\text{вн}i} - \sum_{i=I}^V N_{\text{ски}} - \sum_{i=I}^V N_{\text{вал}i} + \sum N_{\text{ср}}; \quad (26)$$

– уравнение баланса мощности

$$J(v, \Delta h_{\text{п}}, \Delta h_{\text{г}}) = 0; \quad (27)$$

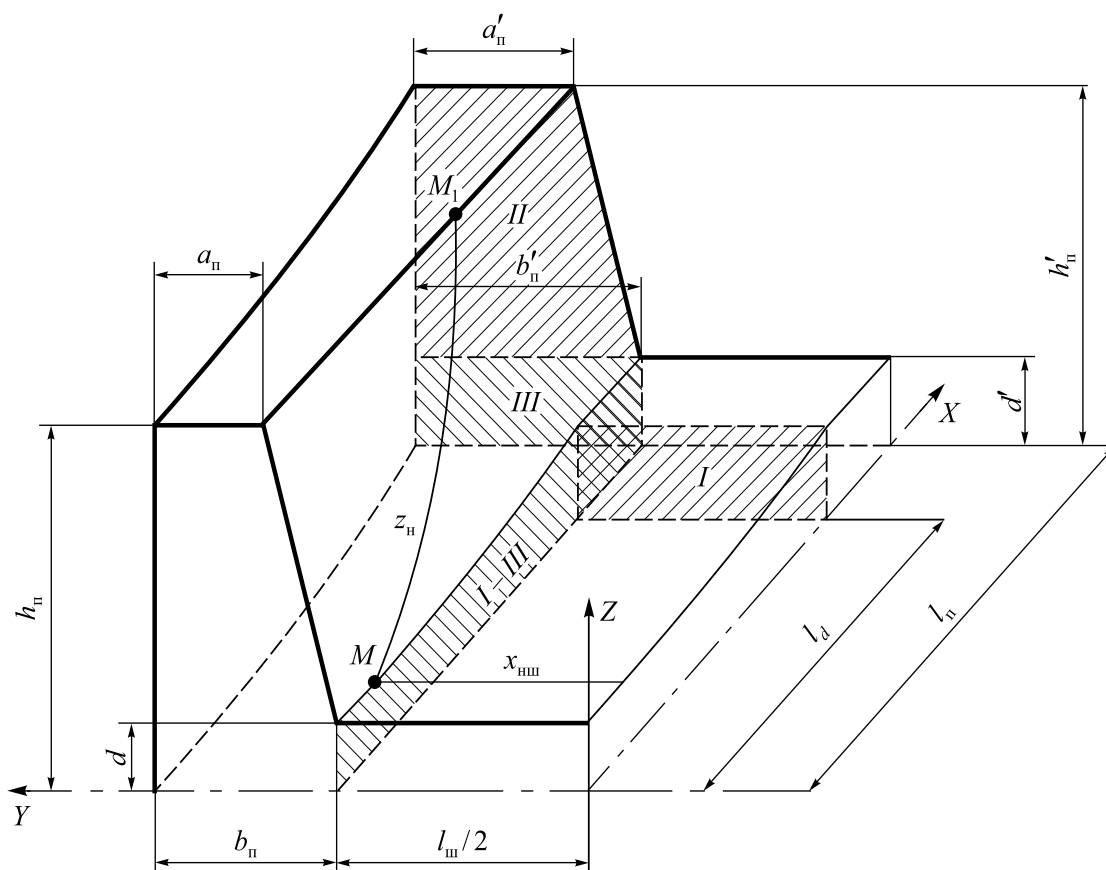


Рис. 2. Нейтральные линии x_{nn} и z_n на контактных поверхностях и плоскости среза (отмечены штриховкой) в очаге деформации при прокатке рельсового профиля в универсальном калибре

Fig. 2. The neutral line x_{nn} and z_n are on the contact surfaces and on the cutting plane (indicated by hatching) in the deformation zone during rolling of the rail profile in universal caliber

– условия минимума функционала

$$\frac{\partial J(v, \Delta h_n, \Delta h_r)}{\partial \Delta h_n} = 0 \text{ и } \frac{\partial J(v, \Delta h_n, \Delta h_r)}{\partial \Delta h_r} = 0. \quad (28)$$

В соответствии с принятой методикой, составляющие функционала (26) определяли следующим образом.

Мощность внутренних сил

$$N_{vni} = \int_{V_i} \tau_{si} H_i dV, \quad (29)$$

где H_i – интенсивность скоростей деформации сдвига.

Мощность сил среза

$$N_{cpi} = \int_{F_{cpi}} \tau_{si} |V_{cpi}| dF = \int_{F_{cpi}} \tau_{si} |V_i^+ - V_i^-| dF, \quad (30)$$

где V_i^+ и V_i^- – проекции скорости течения металла на касательную плоскость к поверхности среза F_{cpi} с внутренней и внешней сторон этой поверхности соответственно (некоторые поверхности среза представлены на рис. 2).

Мощность напряжений трения на скоростях скольжения

$$N_{cki} = - \int_{F_{oti}} \bar{\tau}_{тр.оти} V_{cki} dF - \int_{F_{они}} \bar{\tau}_{тр.они} V_{cki} dF. \quad (31)$$

Мощность, подводимая валками

$$N_{вали} = \int_{F_{оти}} \tau_{тр.оти}^* V_{vги} dF + \int_{F_{они}} \tau_{тр.они}^* V_{vги} dF, \quad (32)$$

где

$$\tau_{тр.оти}^* = -\bar{\tau}_{тр.оти} \left(\frac{V_{cki}^*}{V_{cki}} \right), \tau_{тр.они}^* = -\bar{\tau}_{тр.они} \left(\frac{V_{cki}^*}{V_{cki}} \right). \quad (33)$$

Величину τ_{si} определяли с учетом исследований сопротивления металла деформации, выполненных В.К. Смирновым, А.Р. Бондиным:

$$\tau_{si} = \frac{\sigma_s}{3} = \exp(8,9 + 0,47 \ln \varepsilon_i - 0,87 \varepsilon_i + 0,13 \ln u_i - 0,00320) / 3, \quad (34)$$

где ε_i и u_i – средняя степень и средняя скорость деформации для соответствующего участка.

Комплекс полученных выше уравнений (1) – (34) представляет математическую модель процесса равномерной деформации (вытяжки) элементов рельсового профиля при прокатке в универсальном калибре. Сформированная модель характеризуется весьма высокой степенью сложности и может быть практически реализована численным методом с использованием современных вычислительных средств, причем быстроедействие и точность решения существенно зависят от уровня развития технических и программных средств. В настоящей работе для вычисления использовали программный комплекс MathCAD 14. При этом для решения основной системы уравнений (26) – (28) применяли методику варьирования, разработанную ранее в Уральском политехническом институте [8]. При заданном коэффициенте вытяжки шейки и прочих исходных данных в результате решения определяют весь комплекс параметров деформации, необходимых для получения одинаковой вытяжки по всем элементам рельсового профиля: коэффициенты бокового обжатия фланцев, приращение или утяжку подошвы и головки, опережение. Указанные параметры используют при проектировании рациональных калибровок валков и режимов обжатий.

В отличие от известных вариационных решений, в предложенной математической модели все уравнения рассчитываются без каких-либо упрощений, что позволяет повысить точность расчетов и характеризует новизну рассматриваемого решения.

Выводы. На основе использования вариационного принципа минимума полной мощности и современных вычислительных средств разработана и реализована математическая модель формоизменения металла при прокатке рельсов в универсальных калибрах, отличающаяся равномерной деформацией всех элементов рельсового профиля.

Предложенная математическая модель, по сравнению с известными, позволяет повысить точность расчета параметров деформации.

Система расчетов с использованием разработанной математической модели может совершенствоваться по мере развития вычислительной техники и программных средств.

Применение созданной математической модели позволяет определить закономерности течения металла при прокатке в универсальных калибрах.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Матвеев Б.Н. Современные релсопрокатные станы // Черная металлургия. Бюл. ин-та «Черметинформация». 2006. № 2. С. 40 – 43.
2. Свейковски У., Нерзак Т. Производство рельсов высокого качества с использованием компактных универсальных клетей и технологий Rail Cool // Металлургическое производство и технология (МРТ). Русское издание. 2006. № 2. С. 50 – 56.
3. Шилов В.А., Шварц Д.Л., Литвинов Р.А. Расчет формоизменения металла при прокатке рельсов в универсальных калибрах // Изв. вуз. Черная металлургия. 2008. № 3. С. 51 – 54.
4. Смирнов В.К., Бондин А.Р., Михайленко А.М. Исследование прокатки рельсов в универсальных клетях // Производство проката. 2003. № 12. С. 24 – 30.
5. Шилов В.А., Литвинов Р.А., Шварц Д.Л. Моделирование процесса прокатки рельсов в универсальных калибрах // Производство проката. 2009. № 8. С. 20 – 25.
6. Смирнов В.К., Шилов В.А., Литвинов К.И. Деформации и усилия в калибрах простой формы. – М.: Металлургия, 1982. – 144 с.
7. Смирнов В.К., Шилов В.А., Иналович Ю.В. Калибровка прокатных валков. Учебное пособие для вузов. – М.: Теплотехник, 2008. – 490 с.
8. Методика решения вариационного уравнения численным методом при исследовании прокатки в калибрах / В.К. Смирнов, И.Я. Тарновский, В.А. Шилов и др. // Теория и технология прокатки: Сб. науч. тр. – Магнитогорск, 1970. Вып. 67. С. 92 – 98.

Поступила 21 октября 2014 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2015. Vol. 58. No. 6, pp. 448–454.

THEORETICAL INVESTIGATION OF RAIL PROFILE ROLLING IN UNIVERSAL CALIBER. REPORT 1

Shvarts D.L., Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor of the Chair “Metal Forming” (omd@mtf.ustu.ru)

Ural Federal University named after the first President of Russia
B.N. Yeltsin (19, Mira str., Ekaterinburg, 620002, Russia)

Abstract. Based on the use of the variational principle of minimum total power and modern mathematic modelling tools a mathematical model of metal forming in the universal rail rolling pass was developed and implemented, in which there is a uniform deformation of all elements of the rail profile. In particular, it was constructed a geometric model of the deformation zone and kinematically possible velocity field of the metal flow, defined boundary conditions and built a basic system of equations, including the energy balance equation and the condition of the minimum of the functional. In contrast to the well-known variational solutions in

the proposed mathematical model, all the equations are calculated without any simplifications, which improve the accuracy of calculations and characterizes the novelty of the solution in question. Application of the created mathematical model allows determining the principles of metal flow during rolling in universal passes.

Keywords: rail profile, universal caliber, metal forming, deformation zone, velocity field of metal flow, boundary conditions, functional of the variational principle of minimum total power.

DOI: 10.15825/0368-0797-2015-6-448-454

REFERENCES

1. Matveev B.N. Modern rail rolling mills. *Byull. “Chernaya metallurgiya”*. Moscow: OAO “Chermetinformatsiya”. 2006, no. 2, pp. 40–43. (In Russ.).

2. Sveikovski U., Nerzak T. Manufacture of rails of high quality with a compact universal stands and technologies Rail. *Metallurgicheskoe proizvodstvo i tekhnologiya (MRT)*. 2006, no. 2, pp. 50–56. (In Russ.).
 3. Shilov V.A., Shvarts D.L., Litvinov R.A. The calculation of metal forming at rails rolling in universal calibers. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2008, no. 3, pp. 51–54. (In Russ.).
 4. Smirnov V.K., Bondin A.R., Mikhailenko A.M. The research of rails rolling in universal. *Proizvodstvo prokata*. 2003, no. 12, pp. 24–30. (In Russ.).
 5. Shilov V.A., Litvinov R.A., Shvarts D.L. The modeling of rails rolling in universal calibers. *Proizvodstvo prokata*. 2009, no. 8, pp. 20–25. (In Russ.).
 6. Smirnov V.K., Shilov V.A., Litvinov K.I. *Deformatsii i usiliya v kalibrakh prostoi formy* [Deformation and efforts in calibers of simple form]. Moscow: Metallurgiya, 1982. 144 p. (In Russ.).
 7. Smirnov V.K., Shilov V.A., Inatovich Yu.V. *Kalibrovka prokatnykh valkov. Uchebnoe posobie dlya vuzov* [Grooving of rolls. Textbook for universities]. Moscow: Teplotekhnika, 2008. 490 p. (In Russ.).
 8. Smirnov V.K., Tarnovskii I.Ya., Shilov V.A. etc. *Metodika resheniya variatsionnogo uravneniya chislennym metodom pri issledovanii prokatki v kalibrakh* [Methods of solution of variational equations by numerical method in the study of rolling in calibers]. In: *Teoriya i tekhnologiya prokatki: Sb. nauch. tr.* [Theory and technology of rolling: Coll. of scientific papers]. Magnitogorsk, 1970. Issue 67, pp. 92–98. (In Russ.).
- Acknowledgements.** The work was performed under the design part of the state task in the sphere of scientific work no. 11.1369.2014/K from 18.07.2014 (state registration no. 114122470051).

Received October 21, 2014