

МЕХАНИКА ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ ДВУТАВРОВЫХ ПРОФИЛЕЙ В УНИВЕРСАЛЬНЫХ КАЛИБРАХ

MECHANICS OF H-BEAM ROLLING PROCESS IN UNIVERSAL GROOVES

С.О. Непряхин, Д.Л. Шварц, В.А. Шилов

Россия, г. Екатеринбург, ФГАОУ ВПО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина»

omd@mtf.ustu.ru

Abstract

Formulation and solution of the problem for estimation of metal forming integral characteristics (flange spread) and energy-power parameters (power, torque, force) on the beam rolling in universal groove using the principle of total power minimum is presented.

При прокатке двутавровых профилей широкого сортамента на реверсивных, непрерывно-реверсивных и непрерывных станах [1-3], как правило, применяют универсальные балочные калибры, включающие горизонтальные валки для обжатия стенки и вертикальные валки для деформации фланцев профиля. Однако теория процесса прокатки в таких калибрах развита недостаточно. До настоящего времени для расчета приращения или утяжки фланцев применяют эмпирические формулы, а усилия и моменты прокатки определяют по методу соответственной полосы, что снижает точность расчетов при проектировании технологии производства балок.

В трудах В.Л. Колмогорова [4] показано, что в современных условиях для исследования параметров формоизменения металла и энергосиловых параметров при обработке металлов давлением целесообразно применять вариационные принципы механики. В настоящей работе для определения интегральных характеристик деформаций и усилий при прокатке двутавров в универсальных балочных калибрах применен вариационный принцип минимума полной мощности [3, 4]. Согласно этому принципу для решения задачи необходимо с точностью до неизвестных (варьируемых) параметров составить геометрическую модель очага деформации, построить кинематически возможное поле скоростей течения металла, определить граничные условия на контактной поверхности металла с валками, составить основную систему уравнений и решить ее численным методом [4, 5].

Геометрическая модель очага деформации

Общая схема деформации двутаврового профиля в универсальном балочном калибре представлена на рис. 1 (ввиду симметрии относительно горизонтальной и вертикальной осей показана одна четверть части калибра). Для однозначного описания формы и размеров очага деформации по такой схеме приняли следующие независимые безразмерные параметры: коэффициент обжатия шейки $1/\eta_u = d'/d$; коэффициент обжатия полки двутавра $1/\eta_\phi = a'/a$; относительная высота фланцев профиля $\tilde{b} = h_\phi/a$; относительная толщина

фланцев $\tilde{a} = a/d$; относительная длина шейки профиля $\tilde{l}_u = l_u/d$; приведенный диаметр горизонтальных и вертикальных валков $A_r = R_r/d$, $A_b = R_b/a$; наклон фланцев профиля $\text{tg}\varphi$. Рассматривали случай прокатки двутавра с параллельными гранями полок ($\varphi = \varphi'$) в калибре с одинаковой длиной бочки горизонтальных валков ($l'_u = l_u$).

Условия на контактной поверхности между валками и полосой характеризовали показателем трения ψ , который зависит от температуры металла и состояния поверхности валков и раската который зависит от температуры металла и состояния поверхности валков и раската [3].

Под действием обжатия стенки и полок, фланцы профиля получают приращение высоты $\Delta h_\phi = h_\phi - h'_\phi$, и длина каждого элемента профиля увеличивается с коэффициентами вытяжки λ_u и λ_ϕ . Для достижения равномерной деформации металла по шейке и фланцам обычно стремятся получить относительное равенство этих коэффициентов:

$$\lambda_\phi = (1 + \varepsilon)\lambda_u, \quad (1)$$

где $\varepsilon = 0,00 \div 0,03$ доля увеличения вытяжки фланцев с целью устранения волнистости стенки.

Приращение фланцев Δh_ϕ зависит от указанных выше независимых безразмерных параметров и при заданных значениях их является неизвестным (варьируемым). Приближенная оценка Δh_ϕ может быть определена из условия (1) с учетом только геометрических соотношений [6].

При постановке задачи двутавровый профиль был разделен на три участка (см. рис. 1). Участок I соответствует шейке двутаврового профиля. Участки II и III образуют фланец профиля, при рассмотрении этих участков оси z и y были повернуты на угол φ (z' , y').

Шейка (участок I) деформируется между двумя горизонтальными валками в условиях плоского деформированного состояния ($l'_u = l_u$).

Контактная поверхность шейки с валком описывается уравнением цилиндра с радиусом $R_r = D_r / 2$:

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

Участок II фланца деформируется между боковой поверхностью горизонтального валка и неприводным вертикальным валком. Поскольку оси y' и z' (рис. 1) повернуты относительно осей z и y на угол φ , то деформацию фланца,

$$h_{\phi x} = h_{\phi}' \cdot \sqrt{\beta_{\phi}^2 - (\beta_{\phi}^2 - 1) \left(\frac{x^3}{l_{\phi}^3} \right) \left(10 - 15 \frac{x}{l_{\phi}} + 6 \frac{x^2}{l_{\phi}^2} \right)}, \quad (4)$$

где β_{ϕ} – коэффициент приращения фланца

$\beta_{\phi} = 1 + \Delta h_{\phi} / h_{\phi}'$; l_{ϕ} – длина очага деформации

фланца $l_{\phi} = \sqrt{2R_B \cdot \Delta h_a - \Delta h_a^2}$.

рассматривали как прокатку на гладкой бочке валка с постоянным радиусом $R_B' = D_B / 2 \cdot \sin(\varphi)$.

Уравнение контактной поверхности фланца с вертикальным валком записали в виде участка цилиндра

$$a(x) = a' - \Delta h_a + R_B' - \sqrt{R_B'^2 - x^2}. \quad (3)$$

Функцию, описывающую изменение высоты фланца в результате его приращения, представили в виде [3]:

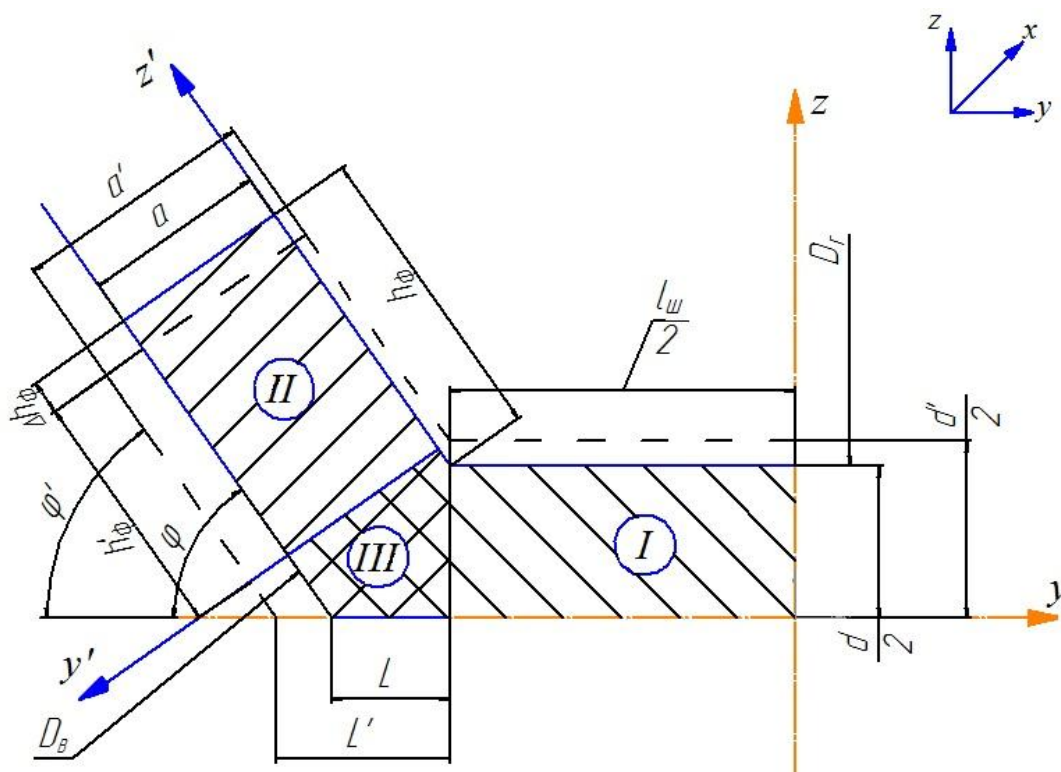


Рис. 1. Схема прокатки двутаврового профиля в универсальном балочном калибре (пунктирными линиями показан профиль задаваемой полосы)

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:

$$V_1 = v \cdot V_{B_r}, \quad (5)$$

где v – коэффициент опережения металла по шейке; V_{B_r} – окружная скорость вращения горизонтального валка 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 следует:

$$V_{xI} = V_1 \frac{d}{d_x}, \quad V_{xII} = V_1 \frac{\omega_{\phi}}{\omega_{x\phi}}, \quad (6)$$

где V_{xI} , V_{xII} – продольные составляющие скорости течения металла для шейки и фланца

соответственно; d_x - текущая вдоль оси x высота шейки; $\omega_{x\phi}$ - текущая вдоль оси x площадь поперечного сечения фланца.

Участок I

Поскольку шейка деформируется в условиях плоского деформированного состояния, то $V_{yI} = 0$.

Составляющую V_{zI} определили из условия несжимаемости

$$\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{\partial V_z}{\partial z} = 0. \quad (7)$$

$$\text{В итоге получили } V_{zI} = -z \cdot \frac{\partial V_{xI}}{\partial x}.$$

Участок II

Для нахождения скорости V_{zII} учитывали, что скорость частицы металла на контактной поверхности лежит в плоскости, касательной к этой поверхности. Это приводит к соотношению

$$V_{z'IIK} = V_{xII} \cdot \frac{\partial a(x)}{\partial x} + V_{y'II} \cdot \frac{\partial a(x)}{\partial y'}. \quad (8)$$

В рассматриваемом случае

$$\frac{\partial a(x)}{\partial x} = \frac{x}{\sqrt{R_B'^2 - x^2}}, \quad \frac{\partial a(x)}{\partial y'} = 0, \text{ откуда следует,}$$

$$\text{что } V_{z'IIK} = V_{xII} \cdot \frac{x}{\sqrt{R_B'^2 - x^2}}.$$

$$\begin{aligned} \xi_{xx} &= \frac{\partial V_x}{\partial x}; \quad \xi_{yy} = \frac{\partial V_y}{\partial y}; \quad \xi_{zz} = \frac{\partial V_z}{\partial z}; \quad \xi_{xy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_x}{\partial y} + \frac{\partial V_y}{\partial x} \right); \\ \xi_{yz} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_y}{\partial z} + \frac{\partial V_z}{\partial y} \right); \quad \xi_{zx} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_z}{\partial x} + \frac{\partial V_x}{\partial z} \right). \end{aligned} \quad (10)$$

С учетом этого для каждого участка определим интенсивность скоростей деформации сдвига

$$H = \sqrt{\frac{2}{3} \left((\xi_{xx} - \xi_{yy})^2 + (\xi_{yy} - \xi_{zz})^2 + (\xi_{zz} - \xi_{xx})^2 + 6(\xi_{xy}^2 + \xi_{yz}^2 + \xi_{zx}^2) \right)}. \quad (11)$$

Условия на контактной поверхности

При постановке задачи приняли, что на всей контактной поверхности происходит скольжение металла относительно валков, и среднее напряжение трения равно

$$\bar{\tau}_{TP} = \psi \tau_s,$$

где ψ - показатель трения, τ_s - сопротивление металла на сдвиг.

Напряжения трения в зонах отставания и опережения распределяются неравномерно, причем в зоне отставания они обычно больше, чем в зоне

$$\bar{V}_{CK.OT} = \frac{1}{F_{OT}} \int_{F_{OT}} \bar{V}_{CK} dF; \quad \bar{V}_{CK.OP} = \frac{1}{F_{OP}} \int_{F_{OP}} \bar{V}_{CK} dF; \quad \bar{V}_{CK} = \frac{\bar{V}_{CK.OP} \cdot F_{OP} + \bar{V}_{CK.OT} \cdot F_{OT}}{F_{OT} + F_{OP}}, \quad (13)$$

где F_{OP} и F_{OT} - площади контактной поверхности в зонах отставания и опережения соответственно.

Учитывая граничные условия, получили

$$V_{z'II} = \frac{V_{xII} \cdot x \cdot z'}{a(x) \cdot \sqrt{R_B'^2 - x^2}}. \quad (9)$$

Скорость поперечного перемещения $V_{y'II}$ определили из условия несжимаемости (7)

$$V_{y'II} = - \int_0^y \left(\frac{\partial V_{xII}}{\partial x} + \frac{\partial V_{z'II}}{\partial z'} \right) dy'.$$

Участок III

Предполагали, что при деформации участка III составляющая скорости течения металла вдоль оси y' $V_{y'III} = 0$.

Для нахождения составляющей $V_{z'III}$ достаточно воспользоваться уравнением (7), с учетом чего $V_{z'III} = -z' \cdot dV_{xII}$.

Геометрическая модель очага деформации и кинематически возможное поле скоростей построены с точностью до двух неизвестных величин: коэффициента опережения ν , и приращения (утяжки) фланца Δh_ϕ , которые необходимо определить в результате решения задачи.

После построения поля скоростей перемещений получили поле скоростей деформации, для каждого участка профиля исходя из выражений [4]:

опережения. Чтобы это учесть, применили известную гипотезу, согласно которой средние напряжения трения в зонах отставания $\bar{\tau}_{TP.OT}$ и опережения $\bar{\tau}_{TP.OP}$ распределяются пропорционально средним скоростям скольжения в этих зонах $\bar{V}_{CK.OT}$ и $\bar{V}_{CK.OP}$, а в каждой зоне полные напряжения трения постоянны [3]. В соответствии с принятой гипотезой имеем

$$\bar{\tau}_{TP.OT} = \bar{\tau}_{TP} \frac{\bar{V}_{CK.OT}}{\bar{V}_{CK}}; \quad \bar{\tau}_{TP.OP} = \bar{\tau}_{TP} \frac{\bar{V}_{CK.OP}}{\bar{V}_{CK}}. \quad (12)$$

Средние скорости скольжения равны

Границей раздела контактной поверхности на зоны отставания и опережения является нейтральная линия, уравнение которой определяется из условия равенства нулю проекций полной скорости скольжения на касательную к окружности вала.

Для участка I (шейка) нейтральная линия представляет собой прямую, параллельную оси y , а координату $x_{ни}$ определяли из уравнения

$$V_{CKI}^* = V_{CK.xI} \cdot \cos \alpha_x + V_{CK.zI} \cdot \cos \alpha_x = 0, \quad (14)$$

где $V_{CK.xI}$ и $V_{CK.zI}$ - проекции полной скорости скольжения на координатные оси:

$$V_{CK.xI} = V_{xI} - V_{Bf_x}, \quad V_{CK.zI} = V_{zI} - V_{Bf_z}; \quad (15)$$

α_x - текущий центральный угол горизонтального вала, $\sin \alpha_x = \frac{x}{R_\Gamma}$.

Для определения положения нейтральной линии на поверхности контакта участка II фланца с боковой поверхностью горизонтального вала необходимо решить уравнение

$$V_{CK.xII} \cdot \cos \alpha_{xy'} + V_{CK.y'II} \cdot \cos \alpha_{xy'} = 0, \quad (16)$$

где $\alpha_{xy'}$ - текущий центральный угол горизонтального вала на плоскости xy' ;

$$\sin \alpha_{xy'} = \frac{x}{R_{\Gamma II}}, \text{ где}$$

$$R_{\Gamma II} = R_\Gamma - (y' + \Delta d \sin(\varphi)) \cdot \sin(\varphi);$$

$V_{CK.xII}$ и $V_{CK.y'II}$ - проекции полной скорости скольжения на поверхности контакта участка II с горизонтальным валком.

Аналогичный расчет был выполнен для участка III.

По результатам численного решения были получены координаты нейтральной линии, общий вид которой показан на рис.2. Для определения координат точек M_1 и M_2 уравнение (16) решали относительно координаты x при $y' = d'_x$ и $y' = h_{\phi x}$. Уравнение верхней границы зоны отставания определили в виде кусочно-заданной функции

$$y_{отф} = \begin{cases} y_{нф} & \text{при } x_{M_1} < x < x_{M_2}, \\ h_{\phi x} & \text{при } x_{M_2} < x < l_\phi, \end{cases} \quad (17)$$

аналогично записано уравнение нижней границы зоны опережения

$$y_{опф} = \begin{cases} d'_x & \text{при } 0 < x < x_{M_1}, \\ y_{нф} & \text{при } x_{M_1} < x < x_{M_2}, \end{cases} \quad (18)$$

где d'_x - уравнение линии $d(x)$ на плоскости xy' .

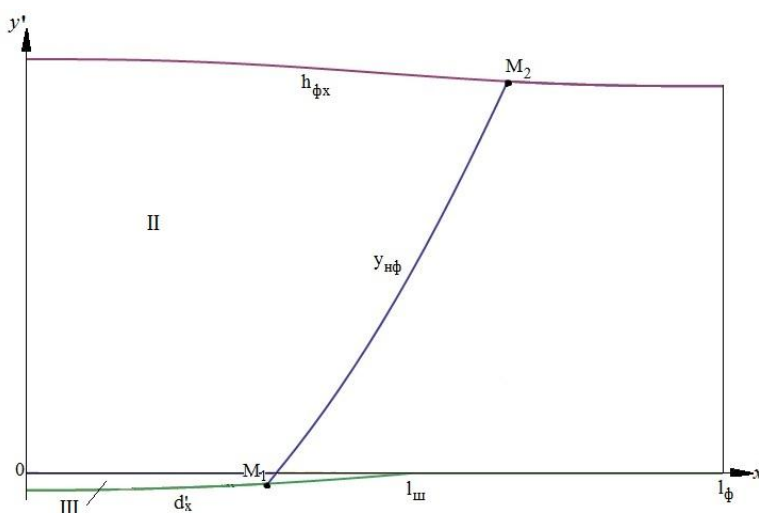


Рис. 2. Положение нейтральной линии на поверхности контакта фланца с боковой гранью горизонтального вала

Нейтральная линия на контактной поверхности вертикального вала с фланцем представляет собой прямую параллельную оси y' , координата $x_{нфв}$ которой составляет половину длины очага деформации по фланцу l_ϕ , поскольку вертикальные валки являются неприводными.

Система основных уравнений и ее решение

Для определения неизвестных параметров v и Δh_ϕ использовали два уравнения:

- вариационное уравнение принципа минимума полной мощности для жестко-пластической среды

$$\delta(N_{вн} + N_{ср} - N_{ск} - N_{вал}) = 0; \quad (19)$$

- уравнение баланса мощности

$$N_{вн} + N_{ср} - N_{ск} - N_{вал} = 0,$$

где $N_{вн}$, $N_{ср}$, $N_{ск}$, $N_{вал}$ - соответственно мощности внутренних сил, сил среза, сил трения на скоростях скольжения металла и мощность подводимая валками. Указанные мощности

рассчитывали по известным формулам [3] для каждого рассмотренного участка очага деформации и в сумме по всему объему (рис. 3). В соответствии с разрывным полем скоростей мощности сил среза

определяли в плоскости входа металла в валки, по границам участков I-III и II-III.

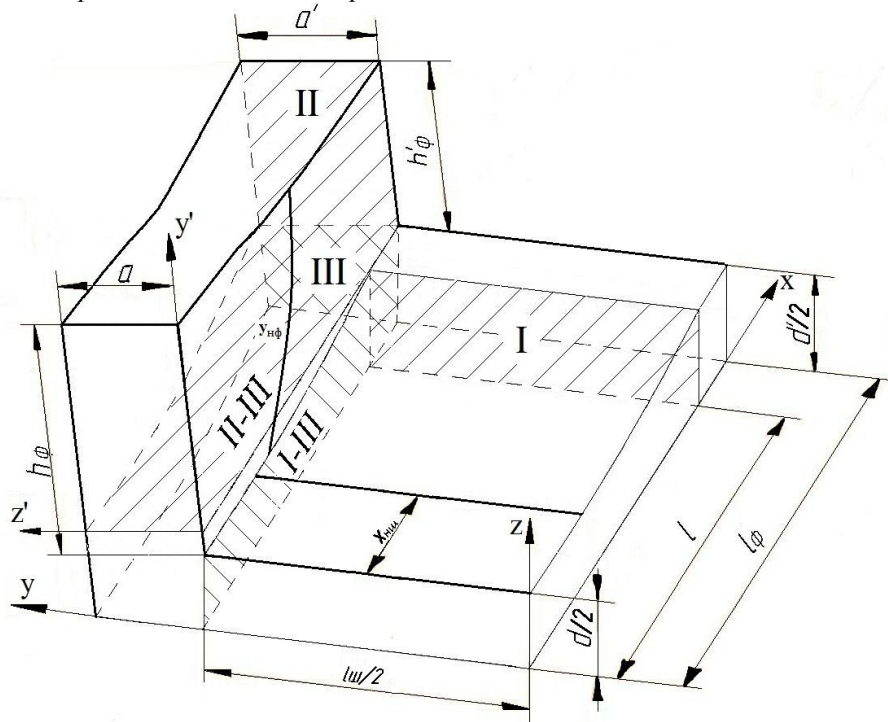


Рис. 3. Форма очага деформации при прокатке двутавра с параллельными гранями полок

Для решения указанной системы уравнений использовали специально разработанную методику расчетов на ЭВМ [5]. В результате решения при заданных исходных независимых параметрах получают относительное приращение фланцев $\Delta h_\phi / h'_\phi$, мощность подводимая валками $N_{вал}$, крутящий момент прокатки $M_{кр} = N_{вал} / \omega$ (где ω - угловая скорость вращения валков) и силы на горизонтальные и вертикальные валки P_H и P_B .

Описанная математическая модель была реализована на персональном компьютере с применением программных пакетов Wolfram Mathematica-9 и PTC Mathcad-15. Затраты времени на решение одной задачи (для одного прохода) составляет около одного часа.

Сравнение результатов расчета с производственными опытными данными показало достаточную для практики сходимость.

Список литературы

1. Грудев А.П., Машкин Л.Ф., Ханин М.И. Технология прокатного производства. Учебник для вузов. – М.: Металлургия, 1994. 656 с.
2. Матвеев Б.Н. Современные рельсопрокатные станы // Черная металлургия: Бюл. ин-та «Черметинформация». 2006. №2. С. 40 – 43.
3. Смирнов В.К., Шилов В.А., Инатович Ю.В. Калибровка прокатных валков. Учебное пособие для вузов. – М. Теплотехник, 2008. 490 с.
4. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. Учебник для вузов. –

Екатеринбург: Изд-во Уральского государственного технического университета, УПИ, 2001. 836 с.

5. 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.

6. Непряхин С.О., Шварц Д.Л. Геометрическая модель процесса прокатки широкополочных двутавров в универсальных балочных калибрах. // Современные металлические материалы и технологии: сб. тр. 10-й междунар. науч.-технич. конф. – СПб.: - Изд-во Политехн. Ун-та, 2013. С. 376-378.