

## АЛГОРИТМ РАСЧЕТА ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА РАСКАТКИ ГИЛЬЗЫ В НЕПРЕРЫВНОМ СТАНЕ

Выдрин А.В.<sup>1,2</sup>, Аль-джумали Мохаммед Жасим Мохаммед<sup>2,3</sup>, Шкуратов Е.А.<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> ОАО «РосНИТИ», Челябинск, Россия

<sup>2</sup> Южно-Уральский государственный университет (НИУ), Челябинск, Россия

<sup>3</sup> Багдад, Ирак

**Аннотация.** Развитие трубопрокатного производства привело к широкому использованию непрерывных станов с удерживающей оправкой и 3-валковыми калибрами для раскатки гильз. В свою очередь, это потребовало уточнения ряда теоретических положений, связанных с изменением кинематики процесса. В процессе прокатки на непрерывном раскатном стане валки и оправка эксплуатируются при сложных температурных условиях и постоянных циклических знакопеременных нагрузках, в результате чего подвергаются значительному износу. В свою очередь, проведение прокатки при усилиях, достигающих критических значений, приводит к возникновению аварийных ситуаций, вызванных, в частности, разрушением материала рабочего инструмента (валки, оправка). Причем отмеченные обстоятельства наиболее выражены в первых клетях стана, где металл трубы подвергается большим обжатиям. Ввиду того, что деформация при прокатке труб в непрерывном стане распределяется в 5–6 клетях, это дополнительно накладывает определенные ограничения и снижает возможность варьирования технологическими параметрами процесса прокатки в более широком диапазоне. В связи с этим возникает необходимость в разработке и адаптации математических моделей для расчета, прогнозирования и выбора рациональных режимов обжатий для всего сортаментного ряда труб, производимого в непрерывном раскатном стане. В рамках данного исследования на основе энергетической теории разработана методика определения энергосиловых параметров процесса. При составлении уравнения равновесия проекций сил на продольную ось определены величины среднего давления на контакте с рабочими валками и оправкой. Разработанные математические модели и алгоритм расчета энергосиловых параметров процесса раскатки гильзы в непрерывном стане позволили с достаточно высокой точностью определить усилия прокатки труб в непрерывном стане. Полученные зависимости могут быть использованы как в исследовательских целях, так и при расчете таблиц прокатки на трубопрокатных агрегатах с непрерывными раскатными станами.

**Ключевые слова:** непрерывная прокатка, трубы, кинематика, усилие прокатки.

### Введение

В настоящее время для производства бесшовных труб все более широкое применение в мире находят трубопрокатные агрегаты с раскатными станами нового поколения типа PQF и FQM [1–3, 15–17]. Особенностью этих станов является применение рабочих клетей с 3-валковыми калибрами и удерживающей оправкой [4–6]. Отмеченные особенности приводят к изменению кинематики процесса прокатки, что, в свою очередь, оказывает влияние на все остальные параметры технологического процесса. Соответственно возникает необходимость уточнения теоретического описания процесса непрерывной продольной прокатки труб с учетом отмеченных изменений.

Для анализа процесса непрерывной продольной прокатки труб прежде всего необходимо наличие математических моделей для определения энергосиловых параметров процесса и их связи со скоростным режимом прокатного стана. В настоящее время известен ряд методик расчета

силовых параметров процесса раскатки гильз в непрерывных раскатных станах [7, 10, 11, 14].

Основным недостатком этих методик является то, что они не учитывают влияние на энергосиловые параметры продольных усилий, возникающих в межклетевых промежутках. Учесть этот недостаток позволяет методика, основанная на рассмотрении условий равновесия проекций сил, действующих на очаг деформации в радиальном и продольном направлении [9]. При этом условия равновесия проекций сил на продольную ось позволяют определить величину среднего давления на контакте с рабочими валками.

$$p_{cp} = \frac{\pi}{nF_K \sin \frac{\sigma_0}{2}} \left[ S_k \sigma_1 (d_x - s_k) - S_H \sigma_0 (d_H - s_H) \right] - f \sigma_{sep} \frac{F_{k1} - F_{k0}}{F_K} \operatorname{ctg} \frac{\alpha_0}{2}. \quad (1)$$

Давление, действующее на оправку в пределах очага деформации, определяется из условия равновесия проекций сил на радиальное направление

© Выдрин А.В., Аль-джумали Мохаммед Жасим Мохаммед, Шкуратов Е.А., 2019

$$p_{on} = p_{cp} \frac{F_K}{F_{kon}} \cos \frac{\alpha_0}{2} - f \sigma_{scp} \frac{F_K - F_{k0}}{F_K} \sin \frac{\alpha_0}{2}, \quad (2)$$

где  $n$  – число валков, образующих калибр;

$F_k$  – площадь контактной поверхности трубы с валком;

$d_u$  – средний диаметр трубы на входе в очаг деформации;

$d_k$  – средний диаметр трубы на выходе из очага деформации;

$s_u$  – толщина стенки трубы на входе в очаг деформации;

$s_k$  – толщина стенки трубы на выходе из очага деформации;

$\sigma_0$  – напряжение от заднего продольного усилия;

$\sigma_1$  – напряжение от переднего продольного усилия;

$\sigma_{scp}$  – усредненное по объему очага деформации сопротивление металла пластической деформации;

$F_{k1}$  – площадь зоны опережения;

$F_{k0}$  – площадь зоны отставания;

$\alpha_0$  – угол захвата;

$f_{on}$  – коэффициент трения на контакте с правой;

$F_{kon}$  – одна треть площади контакта металла с оправкой.

Для определения угла захвата воспользуемся формулой [13]

$$\alpha_0 = \sqrt{\frac{d_u - d_k}{R_s}}, \quad (3)$$

где  $R_s$  – радиус валка по вершине калибра.

Ввиду сложности точного аналитического определения площади контактной поверхности для ее расчета воспользуемся приближенной методикой, приведенной в работе [12].

$$F_k = l \frac{d_u + d_k}{R_s}. \quad (4)$$

Длина очага деформации  $l$  определяется по формуле [12]

$$l = \sqrt{(d_u + d_k) \cdot R_s}. \quad (5)$$

Из формул (1), (2) видно, что для вычисления значений средних контактных давлений необходимо прежде всего знать значения продольных напряжений, возникающих в межклетевых промежутках. Величины  $\sigma_0$ ,  $\sigma_1$ ,  $F_{k0}$ ,  $F_{k1}$  определяются кинематикой процесса непрерывной раскатки гильз, и для их вычисления может быть применен энергетический метод, базирующийся на уравнении

баланса мощностей.

Методика их определения основывается на следующем. Ввиду того, что последняя клеть непрерывного стана, как правило, является проглашивающей, коэффициент вытяжки в ней небольшой и соответственно изменение скорости трубы также незначительно. На основании этого можно принять, что скорость трубы на выходе из последней клети к-клетевого стана равняется средней линейной скорости валков последней клети. В свою очередь, средняя линейная скорость валков определяется следующим образом:

$$v_{ak}^{op} = \frac{\pi \cdot n_{ak}}{2} (d_B + d_b), \quad (6)$$

где  $n_{ak}$  – частота вращения валков  $k$ -й клети стана;

$d_B$  и  $d_b$  – диаметр бочки валка и диаметр по дну калибра.

Определим составляющие баланса мощностей для случая продольной раскатки гильзы. При анализе кинематики раскатки гильзы в стане продольной прокатки использовалось поле скоростей, приведенное в работе [16]:

$$v_Z = v_1 \left[ 1 - \frac{z}{l} \left( \frac{\mu-1}{\mu} \right) \left( 1 - \frac{z}{l} \right) \right];$$

$$v_\rho = v_1 \left[ 1 - \frac{z}{l} \left( \frac{\mu-1}{\mu} \right) \left( 2 - \frac{z}{l} \right) \right] \frac{\rho}{r} \frac{z}{R_s}, \quad (7)$$

где  $v_1$  – продольная скорость трубы на выходе из очага деформации;

$\mu$  – коэффициент вытяжки.

Для этого поля скоростей интенсивность касательных напряжений после некоторых упрощений может быть записана в виде

$$H = 2v_1 \sqrt{\frac{2}{3}} \left[ \frac{1}{l} \left( \frac{\mu-1}{\mu} \right) \left( 2 - \frac{z}{l} \right) + \frac{z}{(d_u + d_k) R_s} \left( 1 - \frac{z}{l} \left( \frac{\mu-1}{\mu} \right) \left( 2 - \frac{z}{l} \right) \right) \right]. \quad (8)$$

Соответственно мощность формоизменения будет равна

$$N_\phi = 1,15 \pi \sqrt{\frac{2}{3}} v_1 \sigma_{sc} \left( \frac{d_u + d_k}{2} - \delta_0 \right) \times \left[ \frac{l^2}{(d_u + d_k) R_B} + \left( \frac{\mu-1}{\mu} \right) \left( 1 - l - \frac{5l^2}{6(d_u + d_k) R_B} \right) \right]. \quad (9)$$

Для определения площадей зон отставания и опережения, входящих в уравнение (1), необходимо знать уравнение границы между этими зонами. Это уравнение можно получить, приравнив

горизонтальную проекцию вектора окружной скорости вала к горизонтальной проекции вектора скорости металла. В результате получим уравнение

$$y_y = \sqrt{R_k^2 - \left[ R_B + R_K - \frac{v_i}{2\pi n_B} \times \left( 1 - \frac{z_y}{l} \left( \frac{\mu-1}{\mu} \right) \left( 2 - \frac{z_y}{l} \right) \right) \right]^2}. \quad (10)$$

Однако в связи с тем, что площадь контактной поверхности принята в виде прямоугольника, границу между зонами опережения и отставания также целесообразно принять в виде прямой линии, перпендикулярной направлению прокатки. В этом случае  $z_y = z_{yc} = \text{const}$ . Тогда  $z_{yc}$  определяется как среднее арифметическое между значениями по вершине калибра и на продольной границе очага деформации (рис. 1).

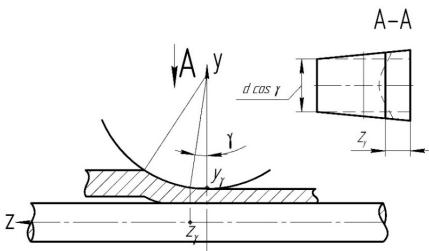


Рис. 1. К определению координаты  $z_y$

В соответствии с формулой (9)  $z_y$  в вершине калибра будет равна

$$z_{yc} = l \left[ 1 - \sqrt{1 - \left( \frac{\mu}{\mu-1} \right) \left( 1 - \frac{2\pi n_B R_s}{v_i} \right)} \right]. \quad (11)$$

Координата  $z_y$  на продольной границе очага деформации будет равна

$$z_{y6} = l \left[ 1 - \sqrt{1 - \frac{\mu}{\mu-1} \left[ 1 - \frac{2\pi n_B}{v_i} \times \left( R_s + R_k - \sqrt{R_k^2 - \frac{(r_h + r_k)^2}{4}} \right) \right]} \right]. \quad (12)$$

Зная границу между зонами опережения и отставания, можно определить мощность активных сил трения [6], подводимую валками в очаг деформации:

$$N_r = f \sigma_{sc} v_i \frac{r_h + r_k}{2} \times \left[ 2y_{sc} \left( 1 - \frac{\mu-1}{\mu} \frac{z_{yc}}{l} \left( 1 + \frac{z_{yc}}{2l} \right) \right) - l \frac{2+\mu}{3\mu} \right]. \quad (13)$$

В процессе раскатки затрачивается мощность сил трения-скольжения на контакте внутренней поверхности трубы с оправкой. Используя подходы, описанные в работе [13], она может быть определена по формуле

$$N_{ron} = 2\pi f_0 \sigma_{sc} l \left( v_i \frac{2+\mu}{3\mu} - v_{on} \right), \quad (14)$$

где  $v_{on}$  – скорость перемещения оправки.

Следует отметить, что формула (14) получена для условий полного охвата оправки металлом труб. В реальных условиях металл охватывает оправку не по всему периметру, поэтому в формуле (14) целесообразно ввести множитель  $k = \psi/\pi$ , где  $\psi$  – угол охвата оправки металлом [3].

Наряду с отмеченными выше видами мощности, к очагу деформации при раскатке гильз могут подводиться мощности, создаваемые продольными усилиями в межклетевых промежутках. Согласно известным формулам мощности заднего  $N_0$  и переднего  $N_1$  продольных усилий равны:

$$N_0 = \pi \sigma_0 s_h v_i \left( \frac{2r_h - s_h}{\mu} \right); \quad (15)$$

$$N_1 = \pi \sigma_1 s_h v_i \left( 2r_h - s_h \right). \quad (16)$$

Подставляя формулы (8), (12), (13), (14) и (15) в уравнение баланса мощностей, получим выражение для определения напряжения  $\sigma_0$ :

$$\begin{aligned} \sigma_0 = & \frac{f \sigma_s \mu \cdot (r_h + r_k)}{2\pi s_h \cdot (2r_h - s_h)} \times \\ & \times \left[ 2z_{yc} \left( 1 - \frac{\mu-1}{\mu} \frac{z_{yc}}{l} \left( 1 + \frac{z_{yc}}{2l} \right) \right) - l \frac{2+\mu}{3\mu} \right] - \\ & - \frac{2f_0 \sigma_{sc} l \mu}{s_h (2r_h - s_h)} \left( \frac{2+\mu}{3\mu} - \frac{v_{on}}{v_i} \right) + \sigma_1 - \\ & - 1,15 \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\sigma_{sc} \mu (r_h + r_k - \delta_0)}{s_h (2r_h - s_h)} \times \\ & \times \left[ \frac{l^2}{2(r_h + r_k) R_B} + \frac{\mu-1}{\mu} (1-l) - \frac{5l^2}{12(r_h + r_k) R_B} \right]. \end{aligned} \quad (17)$$

Однако формула (17) не позволяет вычислить  $\sigma_0$ , т.к. в ней входит неизвестная величина  $\sigma_1$ .

Для определения величины продольных уси-

лий, возникающих в межклетевых промежутках, в работе [9] представлена методика, использующая уравнение баланса мощностей, записанное для всего непрерывного раскатного стана. С использованием этой методики определяется величина секундного объема. Однако полученное уравнение является очень трудоемким для решения, даже с использованием современной компьютерной техники [14]. Поэтому для решения поставленной задачи предлагается следующий алгоритм:

1. На основе принятой гипотезы о том, что скорость выхода трубы из непрерывного стана равняется средней линейной скорости валков последней клети, определяется величина секундного объема:

$$V_{ck} = v_{ek}^{cp} \frac{\pi \cdot n_{ek}}{2} (D_B + D_B) \cdot S_k, \quad (18)$$

где  $S_k$  – площадь поперечного сечения трубы на выходе из непрерывного стана.

2. Полученная величина секундного объема подставляется в уравнение баланса мощностей 1-й клети стана и, с учетом того, что для неё заднее натяжение равно нулю, определяется переднее натяжение.

3. Переднее натяжение для первой клети является задним натяжением для второй клетей стана. Соответственно, зная заднее натяжение для второй клети и величину секундного объема, из уравнения баланса мощностей определяется переднее натяжение для 2-й клети.

4. Процесс вычислений аналогично продолжается вплоть до последней  $k$ -й клети стана.

5. После этого по формулам (1), (2) определяется давление на валки и оправку в каждой из клетей непрерывного раскатного стана.

Момент на валках определяется по известным зависимостям, например, представленным в работе [14]:

$$M = PR_e \sin \frac{\alpha_0}{2} \pm (T_0 - T_1) R_y, \quad (19)$$

где  $P$  – усилие, действующее на валок;

$T_0$  – заднее продольное усилие;

$T_1$  – переднее продольное усилие;

$R_y$  – радиус валка, соответствующий координате  $z_{ye}$  (катающий радиус).

Для проверки адекватности разработанной методики и алгоритма расчета энергосиловых параметров процесса прокатки было проведено сопоставление результатов с производственными данными. Исходные данные, принятые при расчёте, соответствовали технологии прокатки труб

наружным диаметром 325 мм с толщиной стенки 8,0 мм с использованием имеющейся экспериментальной информации. Результаты сопоставления представлены на рис. 2.

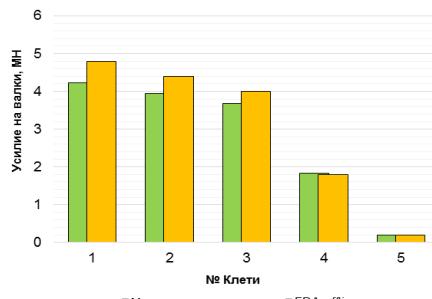


Рис. 2. Результаты сопоставления величины усилия на валки по клетям стана FQM

### Заключение

Таким образом, на основе энергетической теории прокатки разработана методика расчета энергосиловых параметров процесса прокатки труб с использованием непрерывных раскатных станов нового поколения.

Сопоставление результатов расчета с производственными данными показало высокую степень сходимости, в особенности в последних (чистовых) клетях стана, что в свою очередь подтвердило адекватность разработанного алгоритма и математических моделей. Разница между усилиями на валки для черных клетей стана, полученными расчетным путем и замеренными в производственных условиях, обусловлена прежде всего погрешностью определения площади контактной поверхности. С целью дальнейшего совершенствования разработанной методики и алгоритма расчета энергосиловых параметров требуется проведение дополнительных экспериментальных исследований, необходимых для выявления закономерностей влияния параметров процесса прокатки на угол охвата оправки и величину уширения раската.

### Список литературы

1. Теоретические и практические проблемы процесса раскатки гильз на современном непрерывном стане / А.В. Выдрин, Д.О. Струнин, И.Н. Черных, Е.А. Шкуратов, М.В. Буняшин. Санкт-Петербург: Изд-во Политехн. ун-та, 2015. С. 72–82.
2. Шкуратов, Е.А. Оптимизация процесса непрерывной раскатки гильз с целью повышения точности горячекатанных бесшовных труб: дис. ... канд. техн. наук: 05.16.05. Челябинск, 2017. 166 с.

3. Струин Д.О. Совершенствование технологии продольной прокатки труб на основе создания и использования новых научно обоснованных технических решений: дис. ... канд. техн. наук 05.16.05. Челябинск, 2017. 170 с.
4. Wu, J. Characteristics of Manufacturing Process and Equipment of  $\varnothing 508$  mm PQF 3 roll Mandrel Pipe Mill / J. Wu. Steel pipe. 2013(6), vol. 42, no. 3, pp. 44–50.
5. Li, X. Optimized Design and Application of Rolls of  $\varnothing 258$  mm PQF Mandrel Mill / X. Li, Q. Bai, X. Zhou, X. Yin. Steel Pipe, 2012, vol. 41, no.1. pp. 64–68.
6. Sun, Sh. Development of technology of PQF process for rolling Heavy-wall, Extra-sort tube / Sh. Sun, X. Guan, H. Ding, Sh. Ma. Steel pipe, 2016, vol. 45, no.4, pp. 42–45.
7. Потапов И.Н., Коликов А.П., Друян В.М. Теория трубного производства. М.: Металлургия, 1991. 424 с.
8. Коликов А.П., Романцев Б.А. Теория обработки металлов давлением. М.: Изд. Дом МИСиС, 2015. 451 с.
9. Пьянков Б.Г., Выдрин А.В., Широков В.В. Разработка компьютерной модели ТПА со станом FQM для определения степени влияния возмущающих параметров на результаты процесса прокатки // Сборник докладов международного научно-технического конгресса «ОМД 2014. Фундаментальные проблемы. Инновационные материалы и технологии». Ч. 2. М.: ООО «Белый ветер», 2014. С. 95–102.
10. Друян В.М., Гуляев Ю.Г., Чумасов С.А. Теория и технология трубного производства. Днепропетровск: РИА «Днепр-ВАЛ», 2001. 544 с.
11. Выдрин А.В., Широков В.В. Компьютерное моделирование скоростного режима непрерывной прокатки труб // Сталь. 2011. №2. С.56–58.
12. Технология и оборудование трубного производства / В.Я. Осадчий, А.С. Вавилин, В.Г. Зимовец, А.П. Коликов. М.: «Интернет Инжиниринг», 2007. 560 с.
13. Выдрин В.Н., Федосиенко А.С., Крайнов В.И. Процесс непрерывной прокатки. М.: Металлургия, 1970. 456 с.
14. Храмков Е.В. Повышение эффективности изготовления горячедеформированных труб на основе физического и математического моделирования процесса редуцирования: дис ... канд. техн. наук: 05.16.05. / Храмков Евгений Владимирович. Челябинск, 2017. 165 с.
15. Ku, H. Development of Structure of 3-roll Mandrel Pipe Mills and Relevant Comparative Analysis / H. Ku, G. Xiao, Y. Chang, P. Zhang. Steel Pipe, 2015(6), vol. 44, no.3, pp. 59–62.
16. Wang, X. Optimization of process Equipment and production Practice of  $\varnothing 460$  mm PQF Plant / X. Wang, W. Yang, F. Hu, K. Xia, C. Bai. Steel Pipe, 2014, vol. 43, no.3. pp. 49–54.
17. Fan, Q. Advanced technologies and equipment applied to  $\varnothing 159$  FQM 3-roll mandrel mill plant // Sichuan Metallurgy. 2015(2), vol. 29, no. 1, pp. 19–22.

Поступила 15.04.19

Принята в печать 13.05.19

**INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH**<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2019-17-2-32-37>**ALGORITHM FOR CALCULATING THE ENERGY PARAMETERS OF THE PROCESS OF ROLLING HOLLOW BILLETS ON A CONTINUOUS MILL**

**Alexander V. Vydrin** – DSc (Eng.), Corresponding Member of the Russian Academy of Natural Sciences (RANS), Professor, Deputy General Director for Research, Russian Research Institute of Tube and Pipe Industries OJSC (RosNITI OJSC); South Ural State University, Chelyabinsk, Russia. E-mail: vydrinav@rosniti.ru

**Evgeny A. Shkuratov** – PhD (Eng.), Associate Professor, Deputy Head of the Longitudinal Rolling Laboratory Russian Research Institute of Tube and Pipe Industries OJSC (RosNITI OJSC), South Ural State University, Chelyabinsk, Russia. E-mail: shkuratov@rtural.ru

**Mohammed J.M. Al-Jumaili** – Postgraduate Student Baghdad, Iraq. E-mail: aljumailimohamad@gmail.com

**Abstract.** The development of pipe rolling has led to the widespread use of continuous mills with a retained mandrel and 3-roll gauges for rolling hollow billets. Consequently, this required the updating of a number of theoretical positions related to changes in kinematics of the process. In the rolling process on a continuous rolling mill, the rolls and the mandrel are operated under difficult temperature conditions and constant cyclic alternating loads; as a result, they are subjected to considerable wear. Therefore, when force values reach critical ones, rolling contributes to emergency situations caused, in particular, by the destruction of the material of working tools (rolls, the mandrel). Moreover, the stated circumstances are mostly found in the first mill stands, where the pipe mate-

rial is subjected to great reductions. Due to the fact that the deformation during pipe rolling on a continuous mill is distributed among 5–6 stands, this additionally imposes certain limitations and reduces the possibility of varying the rolling process parameters in a wider range. In this regard, there is a need to develop and adapt mathematical models for calculating, predicting, and selecting an optimal rolling schedule depending on the product mix of a continuous tube rolling mill. As part of this study, a method for determining the energy parameters of the process has been developed on the basis of the energy theory. When preparing the equilibrium equation for the projections of forces on the longitudinal axis, the authors determined average values of pressure at the contact with

work rolls and the mandrel. The developed mathematical models and the algorithm for calculating the energy parameters of the process of rolling hollow billets on a continuous mill made it possible to determine with a sufficiently high accuracy rolling force on a continuous tube rolling mill. The dependencies found can be used both for research purposes and the calculation of rolling tables on tube rolling machines with continuous rolling mills.

**Keywords:** Continuous rolling, tubes, kinematics, rolling force.

### References

1. Vydrin A.V., Struin D.O., Chernykh I.N., Shkuratov E.A., Bunyashin M.V. *Teoreticheskie i prakticheskie problemy protsessa raskatki gilz na sovremennom nepreryvnom stane* [Theoretical and practical problems of the hollow billet rolling process on a modern continuous rolling mill]. St. Petersburg: Polytechnic University Publishing House, 2015, pp. 72–82. (In Russ.)
2. Shkuratov E.A. *Optimizatsiya protsessa nepreryvnoy raskatki gilz s tselyu povysheniya tochnosti goryachechistykh besshovnykh trub*. Diss. kand. tekhn. nauk [Optimization of a hollow billet continuous rolling process to improve the accuracy of hot rolled seamless pipes. PhD diss.]. Chelyabinsk, 2017, 166 p. (In Russ.)
3. Struin D.O. *Sovershenstvovanie tekhnologii prodonoy prokatki trub na osnove sozdanija i ispolzovaniya novykh nauchno obosnovannykh tekhnicheskikh reshenij*. Diss. kand. tekhn. nauk [Improved pipe longitudinal rolling technology by creating and using new science-based technical solutions. PhD diss.]. Chelyabinsk, 2017, 170 p. (In Russ.)
4. J. Wu. Characteristics of the manufacturing process and equipment of  $\varnothing 508$  mm 3 roll pipe mandrel PQF mill. Steel pipe, 2013 (6), vol. 42, no. 3, pp. 44–50.
5. X. Li, Q. Bai, X. Zhou, X. Yin. Optimized design and application of rolls of  $\varnothing 258$  mm mandrel PQF mill. Steel Pipe, 2012, vol. 41, no. 1, pp. 64–68.
6. Sh. Sun, X. Guan, H. Ding, Sh. Ma. Development of technology of PQF process for rolling heavy-wall, extra-sort tube. Steel pipe, 2016, vol. 45, no. 4, pp. 42–45.
7. Potapov I.N., Kolikov A.P., Druyan V.M. *Teoriya trubnogo proizvodstva* [Theory of tube production]. Moscow: Metallurgy, 1991, 424 p. (In Russ.)
8. Kolikov A.P., Romantsev B.A. *Teoriya obrabotki metallov davleniem* [Theory of metal forming]. Moscow: MISIS Publishing House, 2015, 451 p. (In Russ.)
9. Pyankov B.G., Vydrin A.V., Shirokov V.V. Developing a computer model of the pipe rolling plant with FQM to measure the impact of disturbing parameters on the rolling process. *Sbornik dokladov mezhdunarodnogo nauchno-tehnicheskogo kongressa OMD 2014. Fundamentalnye problemy. Innovatsionnye materialy i tekhnologii* [Proceedings of International Scientific and Technical Congress OMD 2014. Fundamental problems. Innovative materials and technologies]. Part 2. Moscow: LLC White wind, 2014, pp. 95–102. (In Russ.)
10. Druyan V.M. Gulyaev Yu.G., Chukmasov S.A. *Teoriya i tekhnologiya trubnogo proizvodstva* [Theory and technology of tube production]. Dniproprostrovsk: RIA Dnepro-VAL, 2001, 544 p. (In Russ.)
11. Vydrin A.V., Shirokov V.V. Computer simulation of pipe continuous rolling speed. *Stal* [Steel], 2011, no. 2, pp. 56–58. (In Russ.)
12. Osadchy V.Ya., Vavilin A.S., Zimovets V.G., Kolikov A.P. *Tekhnologiya i oborudovaniye trubnogo proizvodstva* [Pipe production technology and equipment]. Moscow: Internet Engineering, 2007, 560 p. (In Russ.)
13. Vydrin V.N., Fedosienko A.S., Krainov V.I. *Protsess nepreryvnoy prokatki* [Continuous rolling process]. Moscow: Metallurgy, 1970, 456 p. (In Russ.)
14. Khramkov E.V. *Povyshenie effektivnosti izgotovleniya goryacheformirovannykh trub na osnove fizicheskogo i matematicheskogo modelirovaniya protsessa reduktirovaniya*. Diss. kand. tekhn. nauk [Improving the efficiency of manufacturing hot worked tubes based on a physical and mathematical simulation of the reduction process. PhD diss.]. Chelyabinsk, 2017, 165 p. (In Russ.)
15. H. Ku, G. Xiao, Y. Chang, P. Zhang. Development of structure of 3-roll mandrel pipe mills and relevant comparative analysis. *Steel Pipe*, 2015(6), vol. 44, no.3, pp. 59–62.
16. X. Wang, W. Yang, F. Hu, K. Xia, C. Bai. Optimization of process equipment and production practice of  $\varnothing 460$  mm PQF plant. *Steel Pipe*, 2014, vol. 43, no.3, pp. 49–54.
17. Q. Fan. Advanced technologies and equipment applied to  $\varnothing 159$  FQM 3-roll mandrel mill plant. *Sichuan Metallurgy*, 2015(2), vol. 29, no. 1, pp. 19–22.

Received 15/04/19

Accepted 13/05/19

### Образец для цитирования

Видрин А.В., Аль-Джумали Мохаммед Жасим Мохаммед, Шкуратов Е.А. Алгоритм расчета энергосиловых параметров процесса раскатки гильзы в непрерывном стане // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2019. Т.17. №2. С. 32–37. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2019-17-2-32-37>

### For citation

Vydrin A.V., Al-Jumaili M.J.M., Shkuratov E.A. Algorithm for calculating the energy parameters of the process of rolling hollow billets on a continuous mill. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2019, vol. 17, no. 2, pp. 32–37. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2019-17-2-32-37>