

УДК 621.771.014

DOI: 10.22213/2413-1172-2026-3-64-72

Аналитическое выражение для расчета средней скорости деформации осесимметричной заготовки при винтовом обжатии

К. Г. Волков, кандидат технических наук, Удмуртский федеральный исследовательский центр Уральского отделения Российской академии наук, Ижевск, Россия

В. Б. Дементьев, доктор технических наук, профессор, Институт механики, Удмуртский федеральный исследовательский центр Уральского отделения Российской академии наук, Ижевск, Россия

С. С. Макаров, доктор технических наук, доцент, Удмуртский федеральный исследовательский центр Уральского отделения Российской академии наук, Ижевск, Россия

М. А. Рябов, аспирант, Удмуртский федеральный исследовательский центр Уральского отделения Российской академии наук, Ижевск, Россия

Компьютерное моделирование процесса винтового обжатия позволяет установить напряженно-деформированное состояние материала, оказывающее влияние на формирование микроструктуры и физико-механических свойств. Одним из важных параметров при моделировании является средняя скорость деформации материала в очаге деформации. Использование данного параметра при компьютерном моделировании процесса винтового обжатия является особенно необходимым при использовании специальных программных комплексов для исследования процессов обработки давлением. Это делает целью работы получение аналитического выражения, позволяющего производить расчет средней скорости деформации при высокотемпературной термомеханической обработке заготовки из конструкционной стали с винтовым обжатием в зависимости от режимов обработки, учитывающей, в частности, частоту вращения заготовки, угол разворота деформирующих роликов и радиус калибрующей части роликов. В работе предложен подход к определению средней скорости деформации заготовки из конструкционной стали цилиндрической формы в процессе винтового обжатия, основанный на гипотезе плоских сечений. Используя метод многофакторного планирования эксперимента, при котором производилось варьирование трех технологических параметров процесса – частоты вращения заготовки, угла разворота роликов и радиуса калибрующей части ролика, произведена оценка зависимости скорости деформации от технологических параметров процесса винтового обжатия. Предложено аналитическое выражение, описывающее среднюю скорость деформации заготовки при высокотемпературной термомеханической обработке с винтовым обжатием в зависимости от режимов обработки, учитывающей, в частности, частоту вращения заготовки, угол разворота деформирующих роликов и радиус калибрующей части роликов. Данное аналитическое выражение позволяет получать необходимое граничное условие для компьютерного моделирования процесса винтового обжатия осесимметричной заготовки в специализированной программе.

Ключевые слова: средняя скорость деформации, очаг деформации, винтовое обжатие, гипотеза плоских сечений, многофакторное планирование эксперимента

Введение

Разработка современных машин и механизмов, отвечающих существующим эксплуатационным требованиям, обеспечивающим конкурентоспособность на рынке машиностроительной продукции, неразрывно связана с внедрением новых материалов и достижением повышенного комплекса свойств существующих материалов [1].

Для формирования определенного набора свойств конструкционных сталей широко используются специальные методы пластической деформации, в том числе термомеханическая обработка (ТМО). Использование технологии ТМО в процессе изготовления деталей машиностроения позволяет обеспечивать мелкозернистую структуру, оказывающую влияние на физико-механические характеристики стали [2, 3]. В зависимости от температуры пластической деформации и последовательности температурных и деформационных воздействий на материал различают низкотемпературную (нагрев до температур ниже критической точки A_3 диаграммы состояния сплава железо-углерод, но выше температуры начала мартенситного превращения), высокотемпературную (нагрев на 50...100 °C выше точки A_3), предвари-

тельную (обработка при нормальной температуре с последующей термообработкой) ТМО [4–6].

Как показали исследования [7, 8], достижение повышенного комплекса свойств заготовки из конструкционной стали обеспечивается в режиме высокотемпературной термомеханической обработки (ВТМО). При этом наиболее эффективным вариантом ВТМО является процесс винтового обжатия (ВО), обеспечивающего одновременное повышение всего комплекса механических и эксплуатационных свойств конструкционных материалов [9, 10]. Практика производства показала, что после операции ВТМО ВО наблюдается повышение механических свойств конструкционных сталей. Такие показатели, как предел прочности, предел текучести, относительное удлинение, повышаются в среднем, на 7...15 % по отношению к аналогичному материалу, прошедшему объемную печную закалку с последующим низким отпускком. При этом стоит отметить, что образцы после ВТМО ВО сохраняют близкие значения твердости и ударной вязкости к образцам, изготовленным с печной закалкой.

Полученные результаты проведенных экспериментальных исследований механических свойств

конструкционной стали, получаемые ВТМО ВО позволяют рассматривать возможность внедрения процесса обработки в технологические цепочки металлургических и машиностроительных производств, а также модернизации других видов обработки с обеспечением требуемых показателей процесса. Это, в свою очередь, делает необходимым исследование механизмов получения повышенного комплекса физико-механических свойств конструкционных материалов с учетом особенностей напряженно-деформированного состояния (НДС) и формирования микроструктуры. Для определения НДС материала, получаемого в процессе винтового обжатия, возможно применение методов компьютерного моделирования пластической деформации с использованием различных готовых программных решений для процессов обработки давлением [11–14]. Однако анализ применения программных комплексов показал, что для проведения расчетов при моделировании необходимо задавать среднюю скорость деформации материала заготовки как исходный параметр.

Целью данного исследования является получение аналитического выражения, позволяющего производить расчет средней скорости деформации при высокотемпературной термомеханической обработке заготовки из конструкционной стали с винтовым обжатием в зависимости от режимов обработки, учитывающей, в частности, частоту вращения заго-

товки, угол разворота деформирующих роликов и радиус калибрующей части роликов.

Используемые материалы и методы

Разработка методики определения средней скорости деформации ε'_{cp} выполнена на основе проведенного анализа литературных источников [15–18]. Для визуализации зависимости ε'_{cp} при винтовом обжатии от технологических параметров процесса использовались методы многофакторного планирования эксперимента [19]. Построение поверхностей отклика выполнялось на основании матрицы плана полного факторного эксперимента ПФЭ 3^3 [20, 21].

Для формирования матрицы ПФЭ были выбраны три технологических параметра процесса винтового обжатия, которые могут изменяться в некотором диапазоне в зависимости от обрабатываемого материала и геометрических характеристик заготовки. К таким параметрам относятся: частота вращения заготовки n , угол разворота оси вращения деформирующих роликов относительно продольной оси заготовки β' , радиус калибрующей части деформирующих роликов R_b . Оценка возможности обработки заготовок круглого сечения номинальным диаметром 30 мм из конструкционной стали на оборудовании винтового обжатия позволила определить диапазоны варьирования технологических режимов, которые представлены в таблице.

Диапазоны варьирования технологических режимов процесса винтового обжатия

Ranges of variation of technological operating modes for the screw compression process

Обозначение факторов / Designation of factors	Наименования факторов и единицы измерения / Factor names and units of measurement	Уровни варьирования факторов / Factor variation levels			Интервал варьирования факторов / Factor variation interval
		–1	0	1	
X_1	n – частота вращения заготовки, c^{-1} / n - workpiece rotation speed, s^{-1}	1,67	2,00	2,33	0,33
X_2	β' – угол разворота роликов, рад / β' - roller swivel angle, rad	0,044	0,059	0,074	0,015
X_3	R_b – радиус калибрующей части роликов, м / R_b - radius of the calibrating part of the rollers, m	0,060	0,075	0,090	0,015

Разработка подхода к определению средней скорости деформации

Под скоростью деформации материала при обработке давлением понимается относительное смещение объема в единицу времени. Исходя из этого можно записать

$$\varepsilon' = \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{dV_c}{dVdt}, \quad (1)$$

где ε и ε' – степень и скорость деформации элемента очага винтового обжатия; dV – объем элемента очага деформации; dV_c – смещенный за время dt объем.

Принимая гипотезу плоских сечений, выражение (1) преобразуется к виду

$$\varepsilon' = \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{dF_c}{dFdt}, \quad (2)$$

где dF – площадь поперечного сечения очага деформации; dF_c – смещенная за время dt площадь.

На рисунке 1 приведена схема поперечного сечения очага деформации.

Используя положения, изложенные Тетериным П. К. (1971), приняв допущение, что деформация материала происходит только в осевом направлении, и воспользовавшись схемой рисунка 1, получим

$$dF_c = r_\phi d\phi dr_\phi; \quad (3)$$

$$dF = 0,5r_\phi^2 d\phi, \quad (4)$$

где r_ϕ – радиус-вектор текущей точки дуги контакта металла с роликом; $d\phi$ – изменение угла меридионального сечения заготовки за время dt ; dr_ϕ – изменение радиуса-вектора r_ϕ при повороте заготовки на угол $d\phi$.

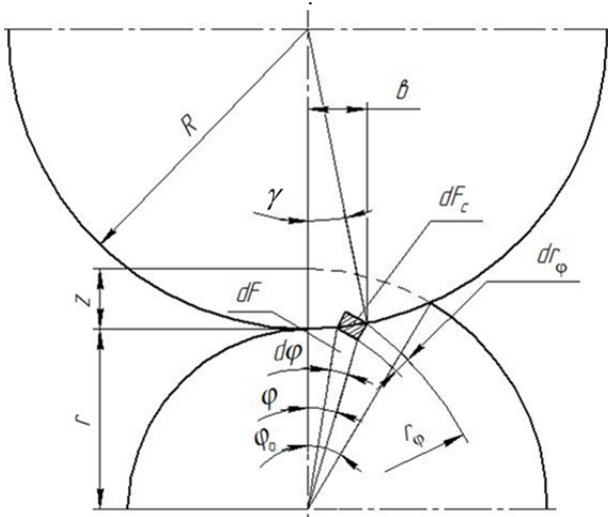


Рис. 1. Схема поперечного сечения очага деформации: R – радиус ролика в текущем сечении; r – радиус заготовки в текущем сечении; ϕ – меридиональный угол сечения заготовки; γ – меридиональный угол сечения ролика; z – частное обжатие заготовки; ϕ_0 – угол дуги касания; b – ширина контакта ролика с заготовкой

Fig. 1. Cross-sectional diagram of the deformation zone: R – roller radius at the current section; r – workpiece radius at the current section; ϕ – meridional angle of the workpiece section; γ – meridional angle of the roller section; z – local reduction of the workpiece; ϕ_0 – contact arc angle; b – width of contact between the roller and the workpiece

Подставив выражения (3) и (4) в выражение (2), получим

$$\varepsilon'_\phi = \frac{r_\phi d_\phi dr_\phi}{dF dt} = \frac{2dr_\phi}{r_\phi dt} = \frac{2V_r}{r_\phi}, \quad (5)$$

где ε'_ϕ – радиальная скорость деформации в текущем меридиональном сечении заготовки; V_r – радиальная скорость обжатия заготовки.

В этом случае среднюю скорость деформации для поперечного сечения заготовки можно определить следующим образом:

$$\varepsilon'_{cp(F)} = \frac{1}{F_{0,d}} \int_0^{\phi_0} \varepsilon'_\phi dF = \frac{1}{F_{0,d}} \int_0^{\phi_0} \frac{r_\phi d_\phi dr_\phi}{dt}, \quad (6)$$

где $F_{0,d}$ – площадь поперечного сечения очага деформации.

Для перехода от угловых пределов интегрирования к линейным, а также замены угловой переменной на временную можно записать следующее выражение (согласно рисунку 1):

$$r_\phi d_\phi = V_{\phi\phi} dt, \quad (7)$$

где $V_{\phi\phi}$ – окружная скорость заготовки в текущей точке контакта с роликом.

Исходя из этого выражение (6) можно переписать как

$$\varepsilon'_{cp(F)} = \frac{1}{F_{0,d}} \int_r^{r+z} V_{\phi\phi} dr_\phi. \quad (8)$$

Если предположить, что окружная скорость заготовки в области дуги касания равна окружной скорости деформирующего ролика u , то формулу (8) можно записать в виде

$$\varepsilon'_{cp(F)} = \frac{u}{F_{0,d}} \int_r^{r+z} dr_\phi. \quad (9)$$

Проинтегрировав выражение (9), получим формулу для определения средней скорости деформации поперечного сечения заготовки при винтовом обжатии:

$$\varepsilon'_{cp(F)} = \frac{uz}{F_{0,d}}. \quad (10)$$

Формула (10) получена исходя из условия, что окружная скорость заготовки равна осевой скорости перемещения заготовки и является постоянной величиной. Это, в свою очередь, не соответствует реальным условиям процесса винтового обжатия, при котором происходит течение металла как в осевом, так и тангенциальном направлении. Однако существуют варианты комбинации технологических режимов, при которых тангенциальное смещение металла близко к нулю, что делает возможным применение гипотезы плоских сечений. Тогда можно записать следующее выражение для определения угловой скорости заготовки:

$$\omega_3 = V_{\phi\phi} / r_\phi = \text{const}. \quad (11)$$

В этом случае формула (8) может быть записана как

$$\varepsilon'_{cp(F)} = \frac{\omega_3}{F_{0,d}} \int_r^{r+z} r_\phi dr_\phi. \quad (12)$$

Проинтегрировав, получим

$$\varepsilon'_{cp(F)} = \frac{\omega_3 r z}{F_{0,d}} \left(1 + \frac{z}{2r} \right). \quad (13)$$

В работе Тетерина П. К. (1971) $F_{0,d}$ определена как площадь поперечного сечения заготовки, ограниченная радиусами-векторами из центра к граничным точкам дуги касания. Эту площадь обозначим как F_0 :

$$F_0 = 0,5 \int_0^{\phi_0} r_\phi^2 d_\phi, \quad (14)$$

здесь

$$r_\phi = \frac{R + r - R \cos \gamma}{\cos \phi}. \quad (15)$$

Так как угол меридионального сечения ролика γ мал, то с погрешностью не более 1 % можно принять

$$r_{\varphi} = \frac{r}{\cos \varphi}. \quad (16)$$

Но согласно работе Целикова А. И. (1962) площадь очага деформации при поперечной прокате ограничивается не радиусами-векторами, а кривыми, соединяющими центр заготовки с конечными точками дуги касания, которая оказывается несколько больше F_0 . Для учета увеличения площади введем коэффициент K_F :

$$F_{o.d} = K_F F_0. \quad (17)$$

В свою очередь, приближенное значение коэффициента K_F определяется как

$$K_F \cong 1 + \frac{z}{2r}. \quad (18)$$

Приняв во внимание формулу (16) и проинтегрировав выражение (14), получим

$$F_0 = 0,5r^2 \tan \varphi_0. \quad (19)$$

Исходя из того, что $\tan \varphi_0 = b/r$, где b определяется по упрощенной формуле

$$b = \sqrt{\frac{2rz}{1+i}}, \quad (20)$$

а также используя выражения (13)–(19), получим

$$\varepsilon'_{cp(F)} = \omega_3 \sqrt{2(1+i)r/z}, \quad (21)$$

где i – отношение радиуса заготовки к радиусу ролика ($i = r/R$).

Полученное выражение (21) может быть справедливо для определения средней скорости деформации, когда по длине очага деформации неизменным остается площадь поперечного сечения, что, в свою очередь, при винтовом обжатии нереализуемо. Поэтому для расчета ε'_{cp} по всему объему очага деформации воспользуемся выражением

$$\varepsilon'_{cp} = \frac{1}{l_d} \int_0^{l_d} \varepsilon'_{cp(F)} dl_d, \quad (22)$$

где l_d – длина очага деформации (рис. 2).

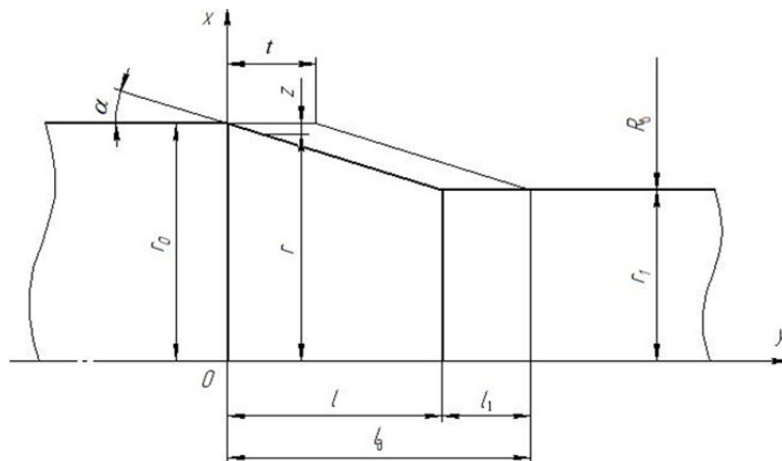


Рис. 2. Схема очага деформации в осевом направлении: r_0, r_1 – радиус заготовки до и после деформации; R_b – радиус калибрующей части ролика; r – радиус заготовки в текущем сечении; z – частное обжатие заготовки; l_d – длина очага деформации; l – длина деформирующей части ролика; l_1 – величина осевого внедрения инструмента в металл за 1/3 оборота заготовки; α – угол наклона деформирующей грани к оси заготовки

Fig. 2. Diagram of the deformation zone in the axial direction: r_0, r_1 – workpiece radius before and after deformation; R_b – radius of the calibrating part of the roller; r – workpiece radius at the current section; z – local reduction of the workpiece; l_d – length of the deformation zone; l – length of the deforming part of the roller; l_1 – axial penetration of the tool into the metal per 1/3 of the workpiece revolution; α – angle of inclination of the deforming face to the workpiece axis

Для определения средней скорости очага деформации при винтовом обжатии воспользуемся прямоугольной системой координат, где ось y совпадает с направлением продольного перемещения заготовки (см. рис. 2). Тогда с учетом этого выражение (22) преобразится к виду

$$\varepsilon'_{cp} = \frac{1}{l_d} \int_0^{l_d} \omega_3 \sqrt{2(1+i)r/z} dy. \quad (23)$$

В процессе винтового обжатия происходит изменение величины i ввиду увеличения радиуса деформирующей части ролика по длине очага деформации. Однако применение роликов с малым углом α обеспечивает изменение i не более чем на 1 %, что в инженерных расчетах позволяет считать данную величину постоянной по всей длине очага деформации. Тогда выражение (23) можно записать в виде

$$\varepsilon'_{cp} = \frac{\omega_3 \sqrt{2(1+i_{cp})}}{l_d} \frac{1}{l_0} \int_0^{l_d} \sqrt{r/z} dy. \quad (24)$$

Согласно рисунку 2 величины z и r определяются в соответствии с таблицей 2.

Таблица 2. Способ определения величин z и r

Table 2. Method for determining the values of z and r

$0 \leq y \leq l_1$	$z = y \tan \alpha$	$r = r_0 - y \tan \alpha$
$0 \leq y \leq l$	$z = l_1 \tan \alpha$	$r = r_0 - y \tan \alpha$
$0 \leq y \leq l_d$	$z = (l_d - l) \tan \alpha$	$r = r_0 - l \tan \alpha$

Используя подход к определению радиуса заготовки в текущем сечении и частного обжатия заготовки на различных участках винтового обжатия и подставив получившиеся значения в формулу (24), получим

$$\varepsilon'_{cp} = \frac{\omega_3 \sqrt{2(1+i_{cp})}}{l_d} \left[\int_0^{l_1} \sqrt{\frac{y \tan \alpha}{r_0 - y \tan \alpha}} dy + \int_{l_1}^l \sqrt{\frac{l_1 \tan \alpha}{r_0 - y \tan \alpha}} dy + \int_l^{l_d} \sqrt{\frac{(l_d - l) \tan \alpha}{r_0 - y \tan \alpha}} dy \right]. \quad (25)$$

Проинтегрировав выражение, получим

$$\varepsilon'_{cp} = \frac{\omega_3 \sqrt{2(1+i_{cp})}}{l_d} \left[\frac{r_0}{\tan \alpha} \tan^{-1} \sqrt{\frac{l_1 \tan \alpha}{r_0 - l_1 \tan \alpha}} + \sqrt{l_1 \left(\frac{r_0}{\tan \alpha} - t \right)} - 2 \sqrt{l_1 \left(\frac{r_0}{\tan \alpha} - 1 \right)} + \frac{2}{3} t \sqrt{\frac{l_1 \tan \alpha}{r_0 - l \tan \alpha}} \right]. \quad (26)$$

В свою очередь, согласно рисунку 2 $l_d = l + l_1$, где

$$l = \frac{(\delta - 1)r_0}{\delta \tan \alpha}, \quad (27)$$

здесь δ – степень обжатия заготовки, и

$$\delta = \frac{r_0}{r_1}. \quad (28)$$

Выполнив преобразования и упрощения выражения (26) и приняв во внимание (27) и (28), получим

$$\varepsilon'_{cp} = \frac{\omega_3 \delta \sqrt{2(1+i_{cp})}}{r_0 (\delta - 1) + \delta l_1 \tan \alpha} \sqrt{\frac{(l_1 \cdot \tan \alpha)^3}{r_0 - l_1 \cdot \tan \alpha}} \times \left[\frac{2(\sqrt{\delta} - 1)r_0}{\sqrt{\delta} l_1 \tan \alpha} + \frac{2\sqrt{\delta}}{3} + \frac{1}{\sqrt{\delta}} - 1 - \frac{1}{3 \left(1 - \frac{l_1 \tan \alpha}{r_0} \right)} - \frac{\sqrt{\delta} l_1 \tan \alpha}{3 r_0} \right]. \quad (29)$$

Для определения величины осевого внедрения деформирующего ролика в металл за 1/3 оборота заготовки можно определить следующим образом:

$$t = 2 / 3 \pi r_k \tan(90^\circ - \beta), \quad (30)$$

здесь r_k – радиус качения заготовки по ролику, который согласно [17] может быть определен исходя из выражения для относительного значения, а также таблицы 3:

$$K_r = \frac{r_k}{D_0}, \quad (31)$$

где D_0 – диаметр заготовки до обработки.

Таблица 3. Значения относительного радиуса качения в зависимости от степени обжатия заготовки

Table 3. Values of the relative rolling radius as a function of the workpiece reduction ratio

K_r	0,466	0,458	0,447	0,438	0,431	0,423
δ	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6

Тогда выражение (30) можно переписать в виде

$$t = 2/3 \pi K_r r_0 \tan(90^\circ - \beta). \quad (32)$$

Дополнительно введем обозначение

$$c = 2/3 \pi K_r \cot \beta \tan \alpha. \quad (33)$$

Приняв во внимание выражения (32) и (33), окончательно получим выражение, позволяющее определить среднюю скорость деформации материала при винтовом обжатии по всему очагу деформации с погрешностью не более 5 % (поскольку были приняты: допущения по малости меридиональных углов заготовки и ролика, использование среднего значения отношения радиуса заготовки к радиусу ролика и постоянство угловой скорости заготовки):

$$\varepsilon'_{cp} = \frac{\omega_3 \delta}{\delta - 1 + \delta c} \sqrt{\frac{2(1+i_{cp})c^3}{1-c}} \times \left[\frac{2(\sqrt{\delta} - 1)}{\sqrt{\delta} c} + \frac{2\sqrt{\delta}}{3} + \frac{1}{\sqrt{\delta}} - 1 - \frac{1}{3(1-c)} - \frac{\sqrt{\delta} l_1 c}{3} \right]. \quad (34)$$

Результаты исследования и их обсуждение

С использованием полученной формулы была заполнена матрица эксперимента согласно плану ПФЭ 3³. Обработка результатов исследований позволила получить графическое отображение зависимости средней скорости деформации при винтовом обжатии в зависимости от частоты вращения заготовки n , угла разворота деформирующих роликов β' , радиуса калибрующей части роликов R_b (рис. 3–5).

В приведенном модельном примере (см. рис. 3–5) использование набора заданных входных параметров позволяет оценить наиболее благоприятный случай воздействия на инструмент. Как видно из полученных результатов, средняя скорость деформации

возрастает с увеличением заданных значений технологических параметров. При этом максимальная

скорость деформации, более $0,050 \text{ с}^{-1}$, достигается при одновременно наибольших значениях n , β' и R_b .

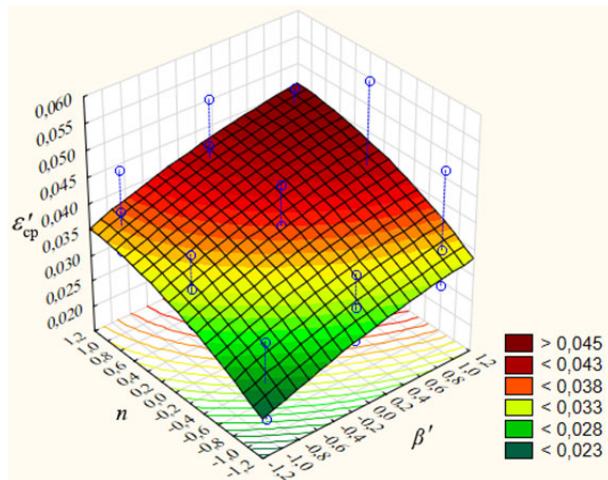


Рис. 3. Зависимость ε'_{cp} от n и β'

Fig. 3. The dependence of ε'_{cp} on n and β'

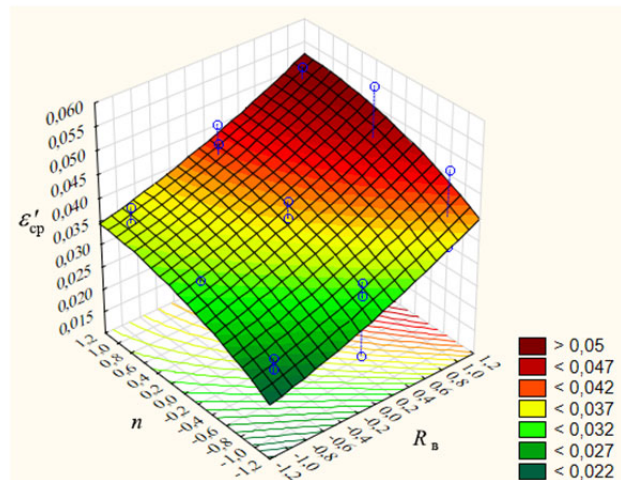


Рис. 4. Зависимость ε'_{cp} от n и R_b

Fig. 4. The dependence of ε'_{cp} on n and R_b

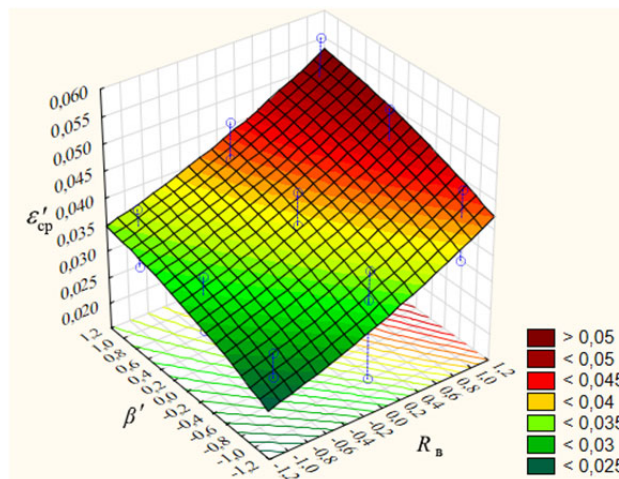


Рис. 5. Зависимость ε'_{cp} от β' и R_b

Fig. 5. The dependence of ε'_{cp} on β' and R_b

Оптимальным сочетанием параметров с точки зрения соответствия контроля силового воздействия на инструмент и качества получаемой продукции согласно данным [22] является равенство углов разворота роликов и подачи. В рассматриваемом случае это условие реализуется при основных (нулевых) уровнях частоты вращения заготовки $n = 2 \text{ с}^{-1}$ и угла разворота деформирующих роликов $\beta' = 3,4^\circ$, а также максимально возможного диаметра калибрующей части роликов $R_b = 90 \text{ мм}$. В этом случае средняя скорость деформации материала в процессе ВТМО ВО составляет $0,045 \text{ с}^{-1}$.

Выводы

Получено аналитическое выражение, описывающее среднюю скорость деформации при винтовом обжатии заготовки из конструкционной стали в зави-

симости от режимов обработки, учитывающее, в частности, частоту вращения заготовки, угол разворота деформирующих роликов и радиус калибрующей части роликов

Определено, что в рассматриваемом модельном случае средняя скорость деформации достигает максимальных значений, более $0,050 \text{ с}^{-1}$, для круглой заготовки диаметром 30 мм при верхних уровнях отклонения технологических параметров процесса.

Получены значения параметров, сочетание которых обеспечивает оптимальные условия с точки зрения соответствия контроля силового воздействия на инструмент, обусловленный минимальными значениями осевого усилия на тянущем устройстве и подшипниковых узлах деформирующих роликов, и качества получаемой продукции, характеризуемой шероховатостью поверхности менее $Ra 2,5 \text{ мкм}$. Зна-

чение средней скорости деформации при этом составляет $0,045 \text{ с}^{-1}$.

Библиографические ссылки

1. Современные материалы и их применение при конструировании высокотемпературных изделий для специального машиностроения / А. Н. Беляков, М. А. Марков, И. Н. Кравченко [и др.] // Новые огнеупоры. 2023. № 5. С. 69–79. DOI: 10.17073/1683-4518-2023-5-69-79
2. Влияние термомеханических обработок на формирование субмикроструктурных состояний и механические свойства метастабильной аустенитной стали / И. Ю. Литовченко, С. А. Аккузин, Н. А. Полехина, А. Н. Тюменцев // *Letters on materials*. 2016. № 6. С. 290–293. DOI: 10.22226/2410-3535-2016-4-290-293
3. Коротовская С. В., Нестерова Е. В., Хлусова Е. И. Влияние параметров пластической деформации на формирование ультрамелкозернистой структуры в низколегированных бейнитных сталях // *Вопросы материаловедения*. 2011. № 1. С. 100–109.
4. Ширяев А. А., Ночовная Н. А. Современные тенденции в области технологий термической и термомеханической обработки титановых псевдо- β -сплавов // *Труды ВИАМ*. 2023. № 8 (126). С. 35 – 51. DOI: 10.18577/2307-6046-2023-0-8-35-51
5. Litovchenko I., Almaeva K., Polekhina N. (2022) The Microstructure and Mechanical Properties of Ferritic-Martensitic Steel EP-823 after High-Temperature Thermomechanical Treatment. *Metals*, no. 12, p. 79. DOI: 10.3390/met12010079
6. Сравнение подходов, основанных на методе Вильямсона – Холла, для анализа структуры высокоэнтропийного сплава $\text{Al}_{10}\text{CoCrFeNi}$ после холодной пластической деформации / И. В. Иванов, Д. Э. Сафарова, З. Б. Батаева, И. А. Батаев // *Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты)*. 2022. Т. 24, № 3. С. 90–102. DOI: 10.17212/1994-6309-2022-24-3-90-102
7. Влияние термической обработки на физико-механические свойства стали 45ХН2МФА / Э. Очилов, И. Эгамбердиев, М. Саилов, Н. Хамроев // *Journal of Advances in Engineering Technology*. 2025. № 2. С. 98–105. DOI: 10.24412/2181-1431-2025-2-98-105
8. Дьячкова Л. Н., Витязь П. А., Зверко А. А. Особенности структурообразования в антифрикционном композиционном порошковом инфильтрированном медным сплавом материале на основе железа (псевдосплаве) при высокотемпературной термомеханической обработке // *Известия Национальной академии наук Беларуси. Серия физико-технических наук*. 2023. Т. 68, № 3. С. 196–207. DOI: 10.29235/1561-8358-2023-68-3-196-207
9. Dementyev V.B., Sagova Z., Korshunov A.I. [et al.] (2024) Contribution to improving of machine parts mechanical properties by thermomechanical hardening. *MM Science Journal*, vol. 2024, no. 5, pp. 7800-7804. DOI: 10.17973/mmsj.2024_11_2024058
10. Изготовление трубных заготовок с повышенным комплексом свойств методом винтового обжатия / В. Б. Деметьев, К. Г. Волков, С. А. Мишарин [и др.] // *Воронежский научно-технический вестник*. 2025. Т. 4, № 4. С. 46–52. DOI: 10.34220/2311-8873-2025-46-52
11. Яковлев С. С., Галкин Ю. С., Грибачев Я. В. Анализ программного обеспечения для компьютерного моделирования процессов обработки металлов давлением // *Известия Тульского государственного университета. Технические науки*. 2024. № 2. С. 314–316. DOI: 10.24412/2071-6168-2024-2-314-315

12. Шишкина А. А., Кухарь В. Д. Обзор программного обеспечения для компьютерного моделирования процессов гофрирования трубчатой заготовки // *Известия Тульского государственного университета. Технические науки*. 2024. № 8. С. 221–223. DOI: 10.24412/2071-6168-2024-8-221-222
13. Салихьянов Д. Р., Мичуров Н. С. Моделирование процесса прокатки слоистого композита АМг3/Д16/АМг3 // *Обработка металлов: технология, оборудование, инструменты*. 2023. Т. 25, № 3. С. 6–18. DOI: 10.17212/1994-6309-2023-25-3-6-18
14. Муйземнек А. Ю. Расчет напряженно-деформированного состояния толстостенных труб в процессах высокотемпературной обработки // *Вестник Ижевского государственного технического университета*. 2007. № 4 (36). С. 106–110.
15. Тетерин П. К. Теория поперечно-винтовой прокатки. М. : Металлургия, 1971. 368 с.
16. Целиков А. И. Теория расчета усилий в прокатных станах. М. : Металлургиздат, 1962. 494 с.
17. Поперечно-клиновое прокатание / Г. В. Андреев, В. А. Клушин, Е. М. Макушок [и др.]. Минск : Наука и техника, 1974. 160 с.
18. Махмудова Н. А. Изменение средней по сечению скорости полосы по длине очага деформации // *Universum: технические науки*. 2022. № 2 (95). С. 5–8. DOI: 10.32743/UniTech.2022.95.2.13069
19. Галаган Л. А., Сахратов Л. А. Обоснование назначенных технических параметров автомата АК-47 // *Вестник ИжГТУ имени М. Т. Калашникова*. 2018. Т. 21, № 3. С. 51–58. DOI: 10.22213/2413-1172-2018-3-51-58.
20. Макашин Д. С. Анализ силы резания при фрезеровании закаленной стали // *Омский научный вестник*. 2023. № 3 (187). С. 45–51. DOI: 10.25206/1813-8225-2023-187-45-51
21. Моделирование состава модифицированного вяжущего методом многофакторного планирования эксперимента / Л. В. Ильина, Н. С. Вишняков, И. А. Кряжиков [и др.] // *Международный научно-исследовательский журнал*. 2026. № 5 (167). DOI: 10.60797/IRJ.2026.167.49
22. Деметьев В. Б., Главатских И. В. Кинематика процесса винтового обжатия // *Актуальные проблемы современной науки*. 2015. № 6 (85). С. 165–168

References

1. Belyakov A.N., Markov M.A., Kravchenko I.N., Kashatanov A.D., Dyuskina D.A., Bykova A.D., Chekuryaev A.G. (2023) [Modern materials and their application in the design of high-temperature products of special engineering]. *Novye Ogneupory*, no. 5, pp. 69-79. DOI: 10.17073/1683-4518-2023-5-69-79 (in Russ.).
2. Litovchenko I.Yu., Akkuzin S.A., Polekhina N.A., Tyumentsev A.N. (2016) [Effect of thermomechanical treatments on the formation of submicrocrystalline structural states and mechanical properties of metastable austenitic steel]. *Letters on Materials*, no. 6 (4), pp. 290-293. DOI: 10.22226/2410-3535-2016-4-290-293 (in Russ.).
3. Korotovskaya S.V., Nesterova E.V., Khlusova E.I. (2011) [Influence of plastic deformation parameters on the formation of ultrafine-grained structure in low-alloyed bainitic steels]. *Voprosy Materialovedeniya*, no. 1, pp. 100-109 (in Russ.).
4. Shiryayev A.A., Nochovnaya N.A. (2023) [Modern trends in the field of heat treatment and thermomechanical processing of metastable β -titanium alloys]. *Trudy VIAM*, no. 8 (126), paper no. 04. DOI: 10.18577/2307-6046-2023-0-8-35-51 (in Russ.).

5. Litovchenko I., Almaeva K., Polekhina N. (2022) The Microstructure and Mechanical Properties of Ferritic-Martensitic Steel EP-823 after High-Temperature Thermomechanical Treatment. *Metals*, no. 12, p. 79. DOI: 10.3390/met12010079
6. Ivanov I.V., Safarova D.E., Bataeva Z.B., Bataev I.A. (2022) [Comparison of approaches based on the Williamson - Hall method for analyzing the structure of an Al_{0.3}CoCrFeNi high-entropy alloy after cold deformation]. *Metal Working and Material Science*, vol. 24, no. 3, pp. 90-102. DOI: 10.17212/1994-6309-2022-24.3-90-102 (in Russ.).
7. Ochilov E., Egamberdiev I., Saibov M., Khamroev N. (2025) [Influence of heat treatment on the physico-mechanical properties of 45KhN2MFA steel]. *Journal of Advances in Engineering Technology*, no. 2, pp. 98-105. DOI: 10.24412/2181-1431-2025-2-98-105 (in Russ.).
8. Dyachkova L.N., Vityaz P.A., Zverko A.A. (2023) [Features of structure formation in anti-friction composite powder infiltrated with copper alloy material based on iron (pseudo-alloy) under high-temperature thermomechanical treatment]. *Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus: Physical-technical series*, vol. 68, no. 3, pp. 196-207 DOI: 10.29 235/ 1561-8358-2020-65-1-196-207 (in Russ.).
9. Dement'ev V.B., Sagova Z., Korshunov A.I. [et al.] (2024) Contribution to improving of machine parts mechanical properties by thermomechanical hardening. *MM Science Journal*, vol. 2024, no. 5, pp. 7800-7804. DOI: 10.17973/mmsj.2024_11_2024058
10. Dement'ev V.B., Volkov K.G., Misharin S.A., Pryahin A.B., Halyavin V.V. (2025) [Manufacturing of pipe blankets with an increased set of properties by the method of screw compression]. *Voronezhskii Nauchno-Tekhnicheskii Vestnik*, vol. 4, no. 4, pp. 46-52. DOI: 10.34220/2311-8873-2025-46-52 (in Russ.).
11. Yakovlev S.S., Galkin Yu.S., Gribachev Ya.V. (2024) [Analysis of software for computer simulation of pressure treatment processes of metals]. *Izvestiya Tul'skogo Gosudarstvennogo Universiteta. Tekhnicheskie Nauki*, no. 2, pp. 314-316. DOI: 10.24412/2071-6168-2024-2-314-315 (in Russ.).
12. Shishkina A.A., Kukhar' V.D. (2024) [Review of software for computer simulation of tubular blank corrugating processes]. *Izvestiya Tul'skogo Gosudarstvennogo Universiteta. Tekhnicheskie Nauki*, no. 8, pp. 221-223. DOI: 10.24412/2071-6168-2024-8-221-222 (in Russ.).
13. Salikhyanov D.R., Michurov N.S. (2023) [Simulation of the rolling process of a laminated composite AMg3/D16/AMg3]. *Metal Working and Material Science*, vol. 25, no. 3, pp. 6-18. DOI: 10.17212/1994- 6309-2023-25.3-6-18 (in Russ.).
14. Muizemnek A. Yu. [Calculation of the stress-strain state of thick-walled pipes in high-temperature processing processes]. *Vestnik IzhGTU imeni M.T. Kalashnikova*, 2007, no. 4 (36), pp. 106-110 (In Russ.).
15. Teterin P.K. (1971) *Teoriya poperechno-vintovoi prokatki* [Theory of cross-screw rolling]. Moscow: Metallurgiya Publ., 368 p. (in Russ.).
16. Tselikov A.I. (1962) *Teoriya rascheta usilii v prokatnykh stanakh* [Theory of rolling force calculation in rolling mills]. Moscow: Metallurgizdat Publ., 494 p. (in Russ.).
17. Andreev G.V., Klushin V.A., Makushok E.M., Segal V.M., Shchukin V.Ya. (1974) *Poperechno-klinovaya prokatka* [Cross-wedge rolling]. Minsk: Nauka i tekhnika Publ., 160 p. (in Russ.).
18. Makhmudova N.A. (2022) [Change in the average cross-sectional velocity of the strip along the length of the deformation focus]. *Universum: Technical Sciences*, no. 2 (95), pp. 5-8. DOI: 10.32743/UniTech.2022.95.2.13069 (in Russ.).
19. Galagan L.A., Sakhratov R.Yu. [Justification of Assigned Technical Parameters of AK-47]. *Vestnik IzhGTU imeni M.T. Kalashnikova*, 2018, vol. 21, no. 3, pp. 51-58 (in Russ.). DOI 10.22213/2413-1172-2018-3-51-58
20. Makashin D.S. (2023) [The analysis of cutting forces for hardened steel milling]. *Omsk Scientific Bulletin*, no. 3 (187), pp. 45-51. DOI: 10.25206/1813-8225-2023-187-45-51 (in Russ.).
21. Il'ina L.V., Vishnyakov N.S., Kryazhikov I.A., Dedova N.S., Ageeva Ya.D., Tkach A.A. (2026) [Modelling the composition of a modified binding agent by means of multifactorial experimental design]. *International Research Journal*, no. 5 (167). DOI: 10.60797/IRJ.2026.167.49 (in Russ.).
22. Dement'ev V.B., Glavatskikh I.V. (2015) [Kinematics of the screw rolling process]. *Aktual'nye Problemy Sovremennoi Nauki*, no. 6 (85), pp. 165-168 (in Russ.).

Analytical Expression for Calculating the Average Strain Rate of an Axisymmetric Workpiece during Screw Compression

K.G. Volkov, PhD in Engineering, Udmurt Federal Research Center of the Ural Branch of the Russian Academy of Sciences, Izhevsk, Russia

V.B. Dement'ev, DSc in Engineering, Professor, Udmurt Federal Research Center of the Ural Branch of the Russian Academy of Sciences, Izhevsk, Russia

S.S. Makarov, DSc in Engineering, Associate Professor, Udmurt Federal Research Center of the Ural Branch of the Russian Academy of Sciences, Izhevsk, Russia

M.A. Ryabov, Post-graduate, Udmurt Federal Research Center of the Ural Branch of the Russian Academy of Sciences, Izhevsk, Russia

Computer simulation of the screw compression makes it possible to determine the material stress-strain state affecting the microstructure formation and the physical and mechanical properties. One of the important parameters in the simulation is the material average strain rate in the deformation zone. Using this parameter in computer simulation of the screw compression is especially required when employing specialized software packages to study metal forming processes. This determines the objective of the work: to derive an analytical expression that allows for calculation the average strain rate under high-temperature thermomechanical treatment of a structural steel billet under screw compression, depending on the process conditions, namely, taking into account the billet rotational speed, the tilt angle of the forming rolls, and the radius of the calibration part of the rolls. The paper proposes an approach to determining the average strain rate for a cylindrical structural steel billet under screw compression, based on the hypothesis of plane sections. Using the method of multifactorial experimental design, where three technological parameters of the process were varied - the billet rotational speed, the tilt angle of the rolls, and the radius of the roll calibration part - the dependence of the strain rate was evaluated. An analytical expression is proposed describing the billet average strain rate under high-temperature thermomechanical treatment with screw compression as a function of the process conditions, in particular accounting for the billet rotational speed, the tilt angle of the forming rolls, and the radius of the roll calibration part. This analytical expression makes it possible to obtain the required boundary condition for computer simulation of the screw compression for an axisymmetric billet in a specialized software program.

Keywords: average strain rate, deformation center, screw compression, plane section hypothesis, multi-factorial experimental design.

Получено 04.06.2026

Образец цитирования

Аналитическое выражение для расчета средней скорости деформации осесимметричной заготовки при винтовом обжатии / К. Г. Волков, В. Б. Дементьев, С. С. Макаров, М. А. Рябов // Вестник ИжГТУ имени М. Т. Калашникова. 2026. Т. 29, № 3. С. 64–72. DOI: 10.22213/2413-1172-2026-3-64-72

For Citation

Volkov K.G., Dement'ev V.B., Makarov S.S., Ryabov M.A. (2026) [Analytical Expression for Calculating the Average Strain Rate of an Axisymmetric Workpiece during Screw Compression]. *Vestnik IzhGTU imeni M.T. Kalashnikova*, vol. 29, no. 2, pp. 64-72. DOI: 10.22213/2413-1172-2026-3-64-72 (in Russ.).