

НГТУ



НЭТИ

Обработка металлов





(технология • оборудование • инструменты)



Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov

Исследование кинетики формообразования деталей сферического подшипника скольжения из коррозионно-стойких сталей, полученных объемной штамповкой пористых заготовок

*Бадрудин Гасанов^{a, *}, Николай Конько^b, Сергей Баев^c*

Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) имени М.И. Платова, ул. Просвещения, 132, г. Новочеркасск, 346428, Россия

^a  <https://orcid.org/0000-0001-7610-4541>,  gasanov.bg@gmail.com; ^b  <https://orcid.org/0009-0003-8098-2226>,  konko2013@mail.ru;

^c  <https://orcid.org/0009-0006-5527-6620>,  baiev93@mail.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.762: 621.7.016.2

История статьи:

Поступила: 13 марта 2024

Рецензирование: 08 апреля 2024

Принята к печати: 13 апреля 2024

Доступно онлайн: 15 июня 2024

Ключевые слова:

Объемная штамповка

Порошковая заготовка

Относительная плотность

Коэффициент контактного трения

Моделирование

Деформированное состояние

Благодарности

Доступ к облачной лицензии QForm предоставлен кафедрой технологий обработки давлением МГТУ им. Н.Э. Баумана и ООО «Квантор-Форм».

АННОТАЦИЯ

Введение. Сферические порошковые подшипники скольжения широко применяются в различных отраслях машиностроения. Поэтому разработка перспективного варианта производства деталей сферического подшипника скольжения из порошков коррозионно-стойких сталей с заданными свойствами является актуальной задачей. **Цель работы:** исследование кинетики формообразования при холодной штамповке деталей сферических подшипников скольжения, полученных холодной штамповкой спеченных заготовок из порошков нержавеющей стали, и оценка влияния химического состава смазочных материалов и конструкции прессующего инструмента на структуру и свойства наружного кольца подшипника. **В работе исследованы материалы** из распыленных порошков нержавеющей хромоникелевых сталей, полученные холодной штамповкой спеченных заготовок, покрытых смазочными материалами. **Методы исследования:** механические испытания на растяжение, металлографические исследования и моделирование технологического процесса холодной штамповки. **Результаты и обсуждение.** Выявлено, что на сопротивление и работу деформации, а также на кинетику формообразования наружного кольца сферического подшипника скольжения влияют химический состав порошков и смазочных материалов, микроструктура и механические свойства материала заготовки, а также конфигурации торцевых поверхностей пуансонов. Наиболее интенсивно уплотняются верхние и нижние кромки наружного подшипника в случае, когда торцы пуансонов изготовлены с углом фаски 30...40°. С увеличением относительной степени деформации по высоте до 0,30...0,35 их остаточная пористость составила 0,5–2,0 %. Показаны особенности определения деформированного состояния и расчета работы деформации при реализации предложенного метода и выбора технологических параметров процесса холодной штамповки деталей подшипников скольжения. Разработан простой способ расчета и экспериментального определения коэффициента контактного трения в процессе холодной штамповки пористых заготовок из нержавеющей стали, позволяющий установить влияние состава смазочных материалов на сопротивление деформации при различных значениях степени радиальной деформации и разработать оптимальные методы холодной штамповки пористых заготовок при производстве деталей различной сложности.

Для цитирования: Гасанов Б.Г., Конько Н.А., Баев С.С. Исследование кинетики формообразования деталей сферического подшипника скольжения из коррозионно-стойких сталей, полученных объемной штамповкой пористых заготовок // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2024. – Т. 26, № 2. – С. 127–142. – DOI: 10.17212/1994-6309-2024-26.2-127-142.

Введение

В зависимости от конфигурации, размеров, механических и технологических свойств материалов применяют различные методы горячей

и холодной штамповки порошковых изделий [1–3 и др.]. При штамповке деталей с криволинейными элементами, характерными, например, для сферических подшипников скольжения, рычагов, мелкомодульных шестерен и других, целесообразно конструировать порошковые заготовки с учетом пластичности материала, схем формования, а также требований, предъявляемых к штампуемым изделиям [4–8]. Особое внимание уделяется при этом конструированию

*Адрес для переписки

Гасанов Бадрудин Гасанович, д.т.н., профессор
Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) имени М.И. Платова,
ул. Просвещения, 132,
346428, г. Новочеркасск, Россия
Тел.: +7 928 227-07-16, e-mail: gasanov.bg@gmail.com

и оптимизации технологических параметров производства порошковых заготовок, так как методы порошковой металлургии гарантируют большую экономию металла, рост производительности, снижение энергетических затрат и др.

Технологические возможности холодной или горячей штамповки порошковых изделий могут быть успешно реализованы при наличии научных, конструкторских и технологических обобщенных результатов, использование которых обеспечит требуемые свойства и качество получаемых материалов, распределение плотности по объему, стойкость и стоимость инструментальной оснастки [9–12]. Этим обусловлена необходимость определения напряженно-деформированного состояния при холодной или горячей штамповке порошковых заготовок разной конфигурации и материалов. Одним из способов решения краевых задач по теории и технологии горячей и холодной штамповки порошковых изделий является определение кинематических параметров в характерных сечениях заготовок на разных этапах их формования с целью установления взаимосвязи компонента деформаций с напряжениями, а также выявления допустимых значений деформаций, зарождения и развития трещин при штамповке [13–17]. Для этой цели могут быть использованы различные имитационные модели и программы [18, 19].

Цель работы: изучение влияния конструкции инструмента, состава смазочных материалов и способа получения спеченных заготовок из порошков коррозионно-стойких сталей на кинетику формообразования при холодной штамповке деталей сферических подшипников скольжения.

Методика исследований

Один из вариантов конструкции неразборного сферического подшипника скольжения показан на рис. 1. Технология изготовления подобных подшипников скольжения, часто применяемых в авиационной промышленности, в доступных нам публикациях не описана. Однако сформулированы некоторые предъявляемые к ним требования: надежная работа в различных условиях при действии высоких радиальных и осевых нагрузок, минимальный износ и коэффициент трения, прогнозируемый эксплуатационный ресурс и др. Такие узлы трения изготавливают из коррозионно-стойких сталей с применением специальных смазочных материалов. Внутреннее кольцо подшипникового узла изготовили из стали ШХ15, после ТО их твердость HRC 58–61. Наружное кольцо получали из порошков коррозионно-стойких сталей 304L-AW-100 фирмы Höganaäs (Швеция) и 12X18H10T отечественного производства, а также компонентов и лигатур (табл. 1).

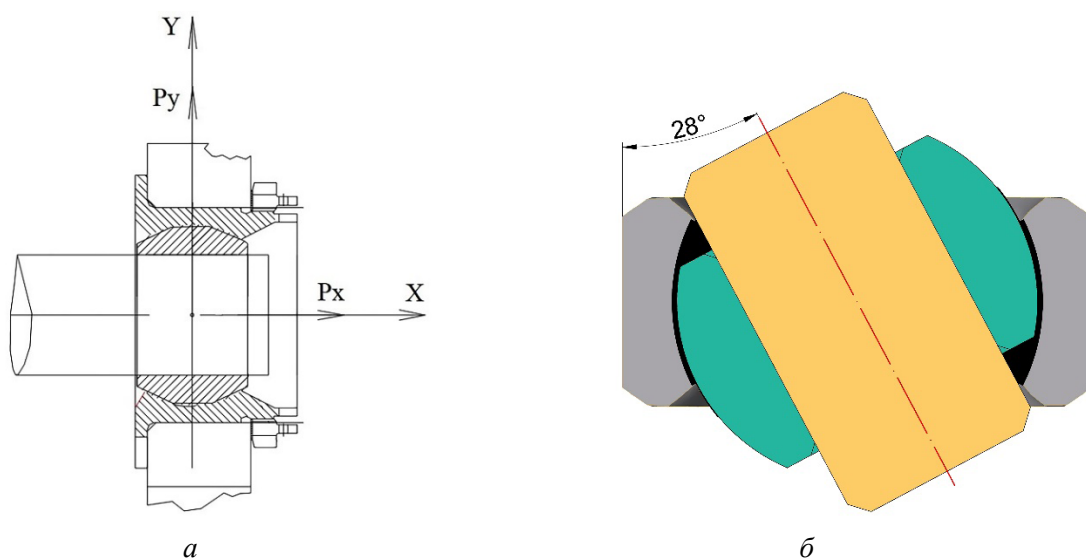


Рис. 1. Сферический подшипник скольжения:

a – сечения узла трения; *б* – максимальный угол поворота внутреннего подшипника

Fig. 1. Spherical sliding bearing:

a – sections of friction unit; *б* – maximum rotation angle of the inner bearing

Химический состав использованных порошковых материалов
Chemical composition of the powder materials used

| Материал / Material | Химический состав, % / Chemical composition, % | | | | | | | | | | | |
|---------------------------------|--|-----|-----|-------|-----|-------|-------|-------|------|-----|-----|------|
| | Si | Cu | Mn | Ni | Ti | P | Cr | S | C | V | W | Fe |
| 12X18H10T / 1.2-Cr18-Ni10-Ti | 0,8 | 0,3 | 2,0 | 10,0 | 0,7 | 0,035 | 18,0 | 0,020 | 0,12 | 2,0 | 0,2 | Ост. |
| 304L-AW-100 | 0,87 | – | 0,2 | 10,63 | – | 0,017 | 18,18 | 0,01 | 0,03 | – | – | Ост. |
| ПХ18Н4Д3 / PH18N4D3 | 2,0 | 3,0 | – | 4,0 | – | 0,03 | 18,0 | 0,05 | 2,0 | – | – | Ост. |

С целью изучения механических и технологических свойств пористых заготовок были изготовлены кольцевые (ГОСТ 26529–85, ГОСТ 18227–98) и призматические образцы для испытания на растяжение (ГОСТ 1497–84). Образцы для исследований прессовали на гидравлическом прессе НРМ–60L в цилиндрической пресс-форме с плавающей матрицей под давлением от 200 до 800 МПа. Часть прессовок спекали в лабораторной печи с карбидокремневыми нагревателями в среде диссоциированного аммиака, другую часть спекали при 1150 °С в течение 1,5–2 ч в вакуумной электропечи ВСл-16-22-У.

Пористость спеченных образцов определяли гидростатическим взвешиванием и варьировали в пределах 12–25 %, координатную сетку на спеченные заготовки наносили на установке лазерного гравера с ЧПУ JL-F20W с мощностью лазера 15 Вт и шагом 0,5 мм (рис. 2).

Для исследования влияния состава смазочных материалов на коэффициент контактного трения и сопротивление деформации применяли дисульфид молибдена (ТУ 48-19-133–90), карандашный графит (ГОСТ 23463–79) и политетрафторэтилен (ГОСТ 10007–80). Для имитационного моделирования холодной штамповки наружного кольца сферического подшипника скольжения по схеме, показанной на рис. 3, использовали программу QForm, основанную на гибридном подходе, объединяющем методы конечных элементов и объемов, которая обеспечивает быстрый и точный расчет изменения пористости и напряженно-деформированного состояния заготовки на всех этапах формования [19].

Процесс формования сферической части внутренней поверхности кольца 5 путем холодной штамповки (двухсторонним прессованием) и влияние конструкции торцевых поверхностей

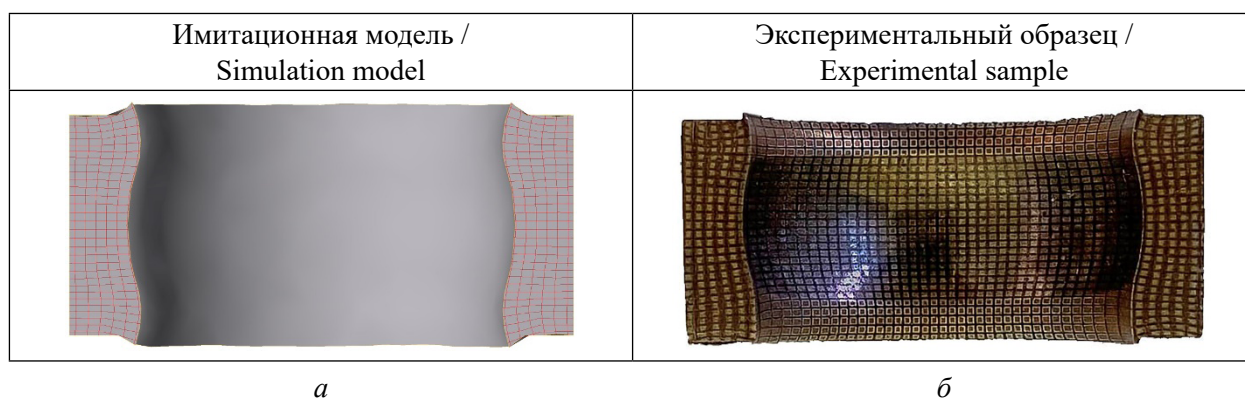


Рис. 2. Сечение наружного кольца сферического подшипника с координатной сеткой после штамповки пуансонами:

а – с фаской; б – без фаски

Fig. 2. Section of the outer ring of a spherical bearing with a coordinate grid after punching:

а – with a chamfer; б – without a chamfer

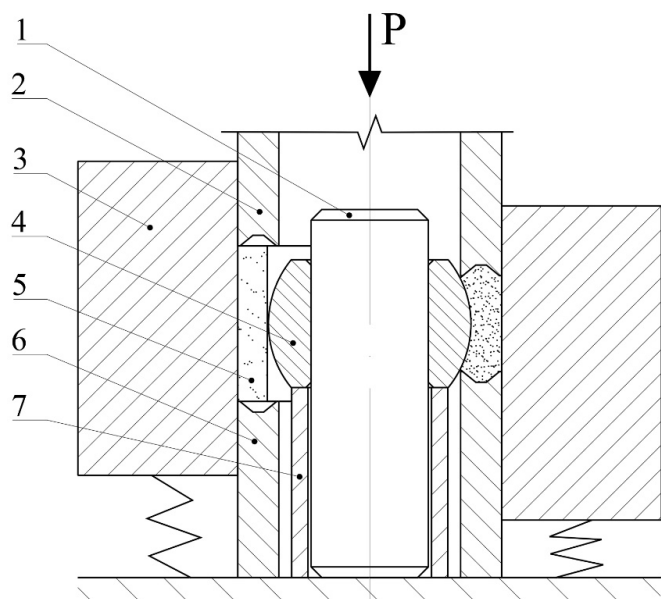


Рис. 3. Пресс-форма для холодной штамповки:

1 – стержень; 2, 6 – верхний и нижний пуансоны; 3 – плавающая матрица; 4 – внутренний (сферический) подшипник шарнирного узла; 5 – порошковая заготовка; 7 – фиксирующий нижний пуансон

Fig. 3. Press tool for cold die forging:

1 – rod; 2, 6 – upper and lower punches; 3 – floating die; 4 – internal (spherical) bearing of the hinge unit; 5 – powder blank; 7 – fixing lower punch

пуансонов 2 и 6 на кинетику деформации пористой цилиндрической заготовки исследовали, используя пресс-форму, схема которой показана на рис. 3.

Результаты и их обсуждение

Исследования показали, что на силу сопротивления деформации P_d порошковой заготовки 5 при холодной штамповке спеченных заготовок влияют не только механические свойства материала, но и конфигурация формующей поверхности пуансонов 2 и 6 (рис. 3). Моделируя в программе QForm процесс деформации заготовки с исходной относительной плотностью 0,8 мм, высотой 14,5 мм, внешним диаметром 25 мм и толщиной стенки 2,75 мм по схеме двухстороннего прессования, было установлено, что на стадии уплотнения пористой формовки (т. е. при ее относительной степени деформации $\varepsilon_z \leq 0,08 \dots 0,1$) сила P_d незначительно зависит от угла внутренней фаски (рис. 4, а). В случае использования пуансонов с плоской торцевой поверхностью ($\alpha_\phi = 0$) и с увеличением ε_z выше 0,15...0,16 сила сопротивления деформации возрастает почти в два раза по сравнению с тем, когда $\alpha_\phi = 40 \dots 50^\circ$ (рис. 4, б). В частности, если угол конуса соответствует углу поворота сферического подшипника на 45° , то сила сопротивления деформации пористой заготовки при $\varepsilon_z = 0,25$ не превышает 50 кН, тогда как при $\alpha_\phi = 0$ сила P_d равна 200 кН. Аналогично угол α_ϕ влияет на работу деформации.

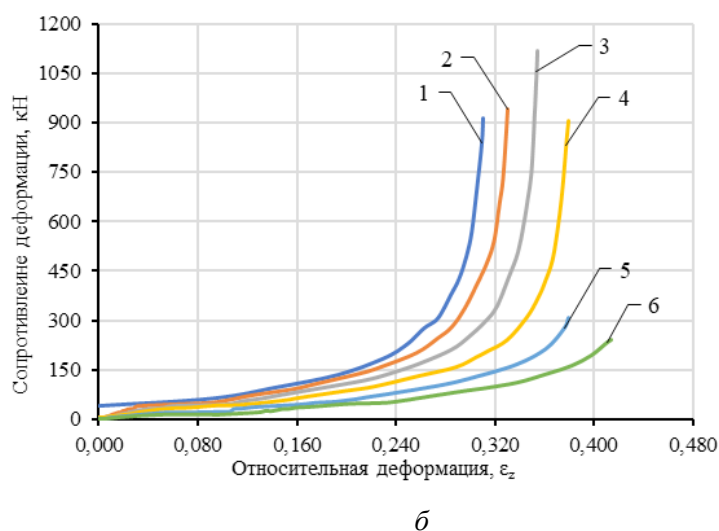
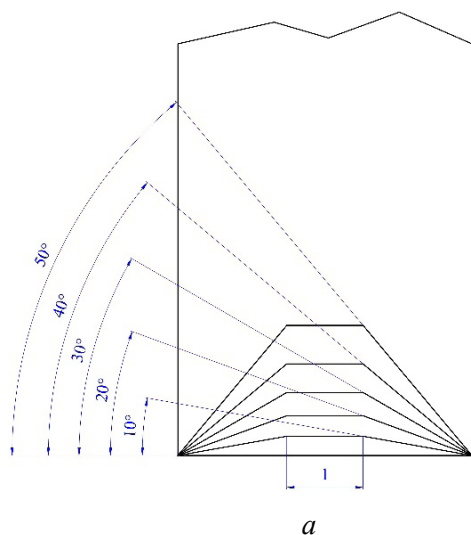


Рис. 4. Влияние относительной деформации пористой заготовки на сопротивление деформации в зависимости от угла фаски α_ϕ на торце верхнего и нижнего пуансонов:

1 – 0° ; 2 – 10° ; 3 – 20° ; 4 – 30° ; 5 – 40° ; 6 – 50°

Fig. 4. Influence of relative strain of the porous blank on the strain resistance depending on the chamfer angle α_{ch} at the end of the upper and lower punches:

1 – 0° ; 2 – 10° ; 3 – 20° ; 4 – 30° ; 5 – 40° ; 6 – 50°

Программа QForm позволяет не только установить зависимость сопротивления деформации и оценить работу активных сил, но и моделировать процесс холодной штамповки пористой заготовки в любой момент времени. В качестве примеров на рис. 5 показаны распределение плотности, поле напряжений и накопленных (эффективных) деформаций при различных значениях ε_z .

После снятия давления при холодной штамповке наружное кольцо подшипника плотно сидит в формирующем гнезде матрицы в результате упругих последствий (рис. 3). Поэтому для его выталкивания из матрицы требуется приложить определенное усилие, которое зависит от исходной и остаточной пористости кольца, удельной работы холодной деформации, характеристик смазочных материалов и др. В данном случае наружный диаметр наружного кольца подшипника после выталкивания увеличился примерно на 0,03 мм относительно диаметра матрицы, а радиальное увеличение внутреннего диаметра кольца в результате упругого последствия составило около 0,01 мм, что достаточно при наличии смазочного материала для свободного поворота внутреннего кольца относительно наружного.

Поскольку в процессе формования внутренней сферической поверхности наружного кольца в результате двусторонней осадки спеченной заготовки относительное смещение металла по поверхности внутреннего кольца незначительно, то в процессе экспериментальных исследований мы не наблюдали схватывания или срачивания материала наружного и внутреннего колец подшипника.

При штамповке пористых заготовок необходимо выявить распределение плотности материала на каждом этапе. Наиболее интенсивно уплотняются верхние и нижние кромки наружного подшипника в случае, когда торцы пуансонов изготовлены с углом фаски 30...40°. С увеличением ε_z до 0,30...0,35 остаточная пористость в этих зонах (имеют темно-оранжевый и красный фон) не превышает 0,5–2,0 % (рис. 5, а).

Для экспериментальной оценки распределения остаточной пористости в наружном кольце подшипника после холодной штамповки использовали микрошлифы. На рис. 6, а, б показана микроструктура нетравленного шлифа

двух участков меридианного сечения кольца с максимальной (на рис. 5, а имеет красный фон) и минимальной (на рис. 5, а имеет синеватый фон) относительной плотностью. Пористость в данных зонах не превышает 1–2 и 7–9 % соответственно. Эти исследования показывают достаточно хорошее совпадение результатов моделирования и эксперимента при оценке плотности материала.

В процессе холодной штамповки относительная плотность Θ повышается пропорционально накопленной деформации (рис. 5, в). Например, Θ материала в области внутренней сферической поверхности кольца в зависимости от высоты и степени деформации ($\varepsilon_z = 0,33...0,35$) колеблется в пределах 0,92...0,98. Поскольку центральная внутренняя часть заготовки при этом уплотняется в меньшей степени, чем торцы, то, с одной стороны, это позволяет увеличить количество твердой смазки, концентрированной в порах металлической матрицы, и соответственно снизить коэффициент трения между сферической втулкой и наружным кольцом подшипника. С другой стороны, относительно большая остаточная пористость снижает предел прочности материала кольца и предельные значения осевых нагрузок.

В случае использования пуансонов с плоской торцевой поверхностью (рис. 7, а) максимальная относительная плотность 0,98...0,99 получена в зонах контакта пуансонов с торцевой поверхностью заготовки, где интенсивность пластической деформации материала существенно больше, чем в центральной зоне. Эти участки заготовки после штамповки выделены на рис. 7, а красным цветом. Однако работа активных сил и сопротивление деформации в таком случае несколько больше, чем при использовании пуансонов с внутренними фасками (рис. 7, б).

Программа QForm позволяет моделировать прямоугольную сетку (рис. 2, а), которая изначально является двухмерной, но с учетом некоторых допущений можно с определенной погрешностью рассчитать параметры для трехмерной сетки при условии, что радиус R постоянен в любой точке сечения. Перемещения узловых точек определяли суммарным перемещением каждого элемента сетки, поэтому рассчитывали линейные и сдвиговые деформации исходя из изменений линейных размеров и формы конкретного элемента координатной сетки (рис. 2, б). С учетом результатов моделирования

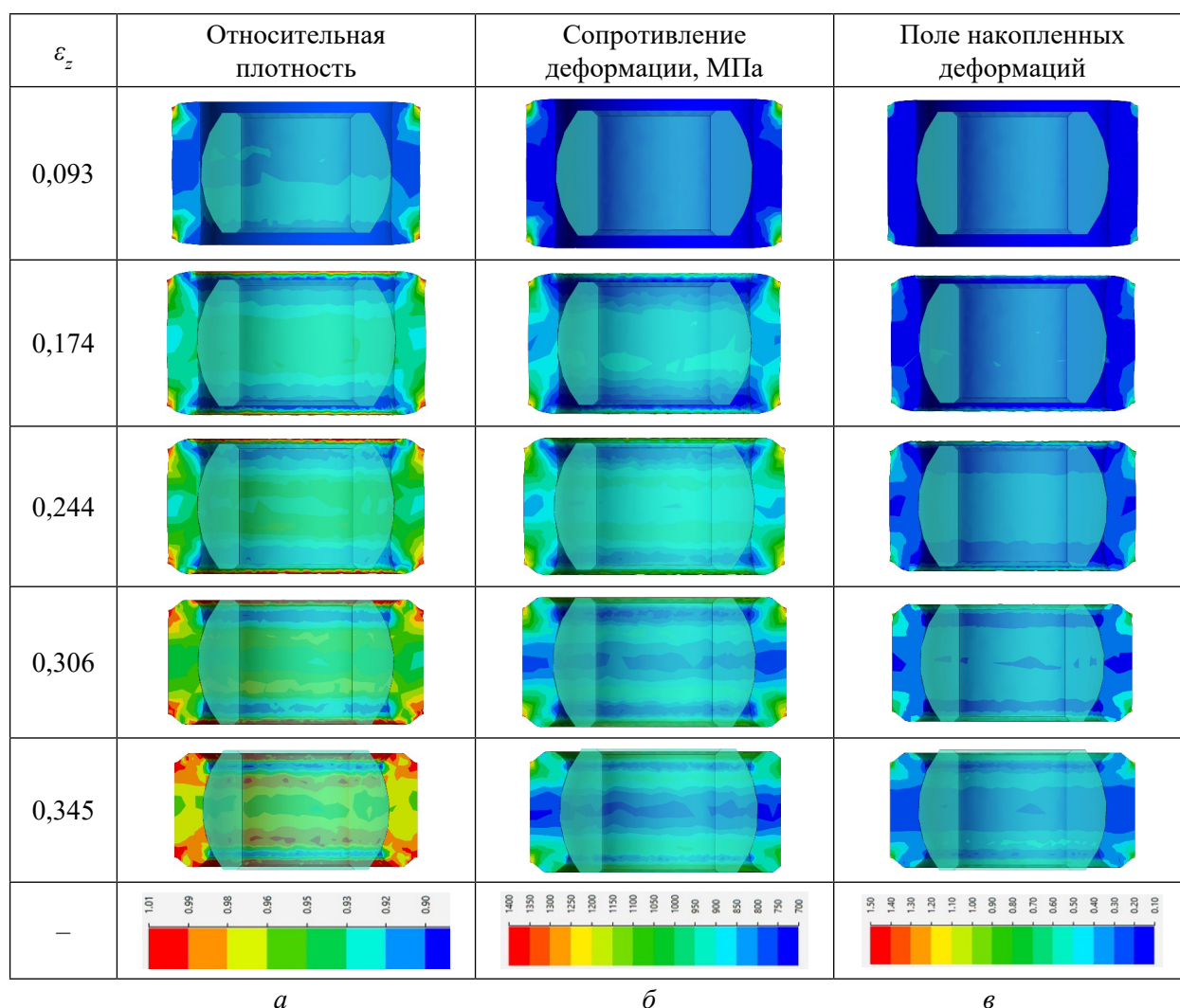


Рис. 5. Распределение по объему относительной плотности (*a*), удельного сопротивления деформации (*б*) и поле накопленных деформаций (*в*) при моделировании объемной штамповки пористой заготовки в программе QForm

Fig. 5. Volume distribution of relative density (*a*), specific strain resistance (*б*) and accumulated strain field (*в*) during simulation of die forging of a porous blank in QForm program

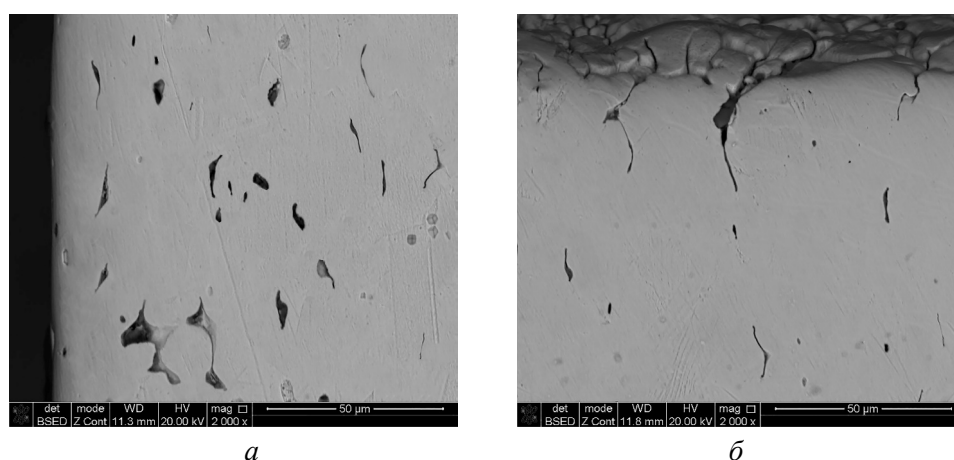


Рис. 6. Микроструктура нетравленого шлифа участков наружного кольца подшипника пористостью 8–9 % (*a*); 1–2 % (*б*)

Fig. 6. Microstructure of non-etched microsection of the bearing outer ring sections with porosity 8–9 % (*a*); 1–2 % (*б*)

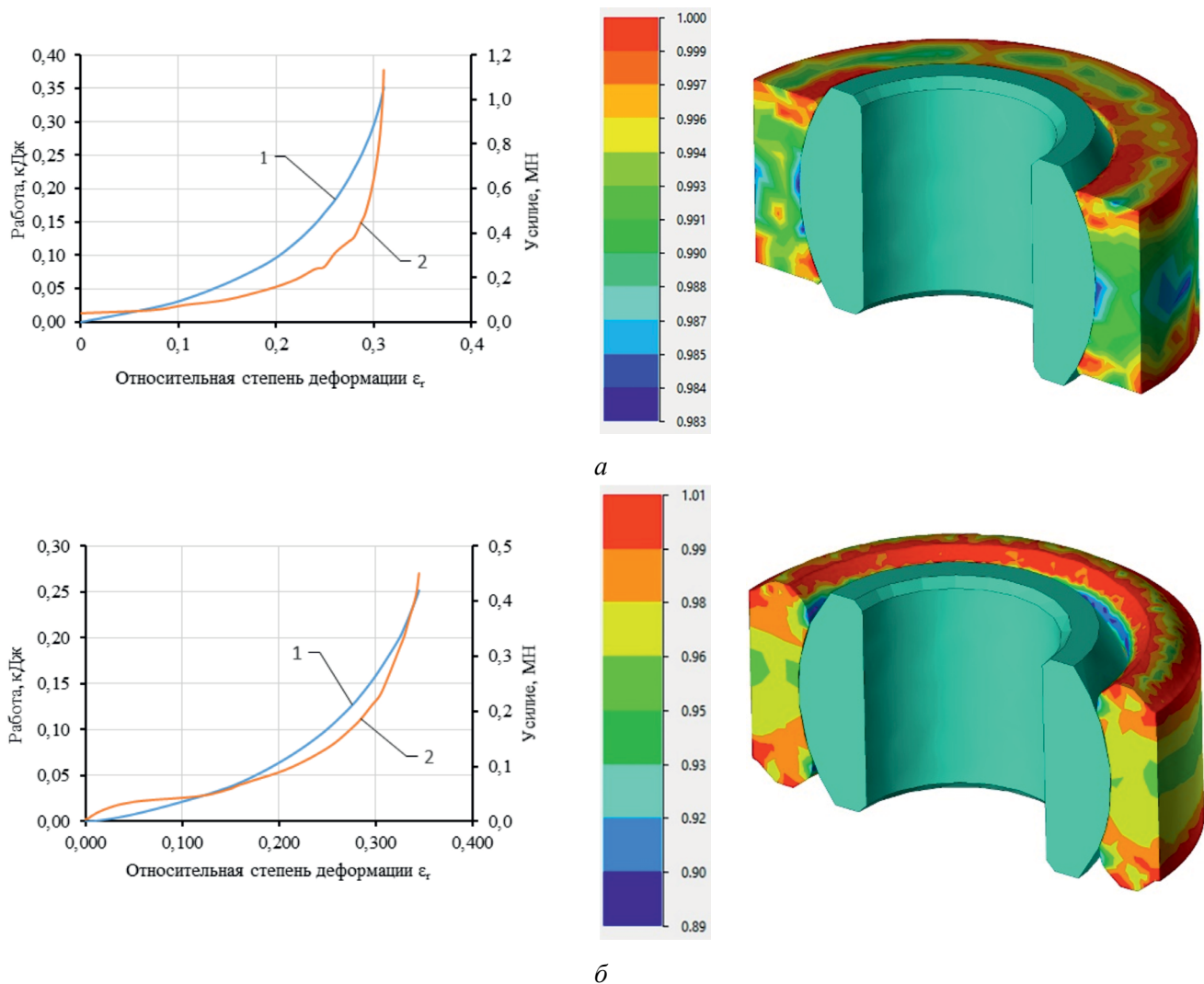


Рис. 7. Моделирование в программе QForm пластической деформации пористой втулки, осаживаемой на сферический подшипник шарнирного узла:

1 – сила сопротивления деформации; 2 – работа деформации

Fig. 7. Simulation in the QForm program of plastic strain of a porous bushing being settled on a spherical bearing of a hinge unit:

1 – strain resistance force; 2 – strain energy

и используя методику тонких сечений, выделяли представительные элементы по высоте и радиусу заготовки (рис. 8, з) координатами $K_h = h_i/h_o$ и $K_r = r_i/r_o$. В качестве примера на рис. 8 приведены значения ε_{xx} , ε_{yy} и ε_{xy} , вычисленные по известным формулам [20, 21].

Характер зависимостей ε_{xx} , ε_{yy} и ε_{xy} по радиусу наружного кольца шарнира, определенных по деформации координатной сетки и моделированием в программе QForm, практически не отличается (рис. 8). Однако значения компонентов ε_{xx} , ε_{yy} и ε_{xy} , вычисленные по приращению координатных точек сетки, несколько больше, чем определенные моделированием.

Допуская, что работа сопротивления со стороны внутреннего сферического подшипника незначительна, уравнение баланса работ запишем в следующем виде:

$$A_a = A_d + A_T, \quad (1)$$

где A_a – работа активных сил; A_d – работа деформации; A_T – работа внешних сил трения.

Работа (внешних) активных сил деформации

$$A_a = P_d \Delta h, \quad (2)$$

где P_d – сила сопротивления деформации заготовки; Δh – изменение высоты заготовки.

Если известно напряженно-деформированное состояние на каждом этапе формования пористой заготовки, то можно определить интен-

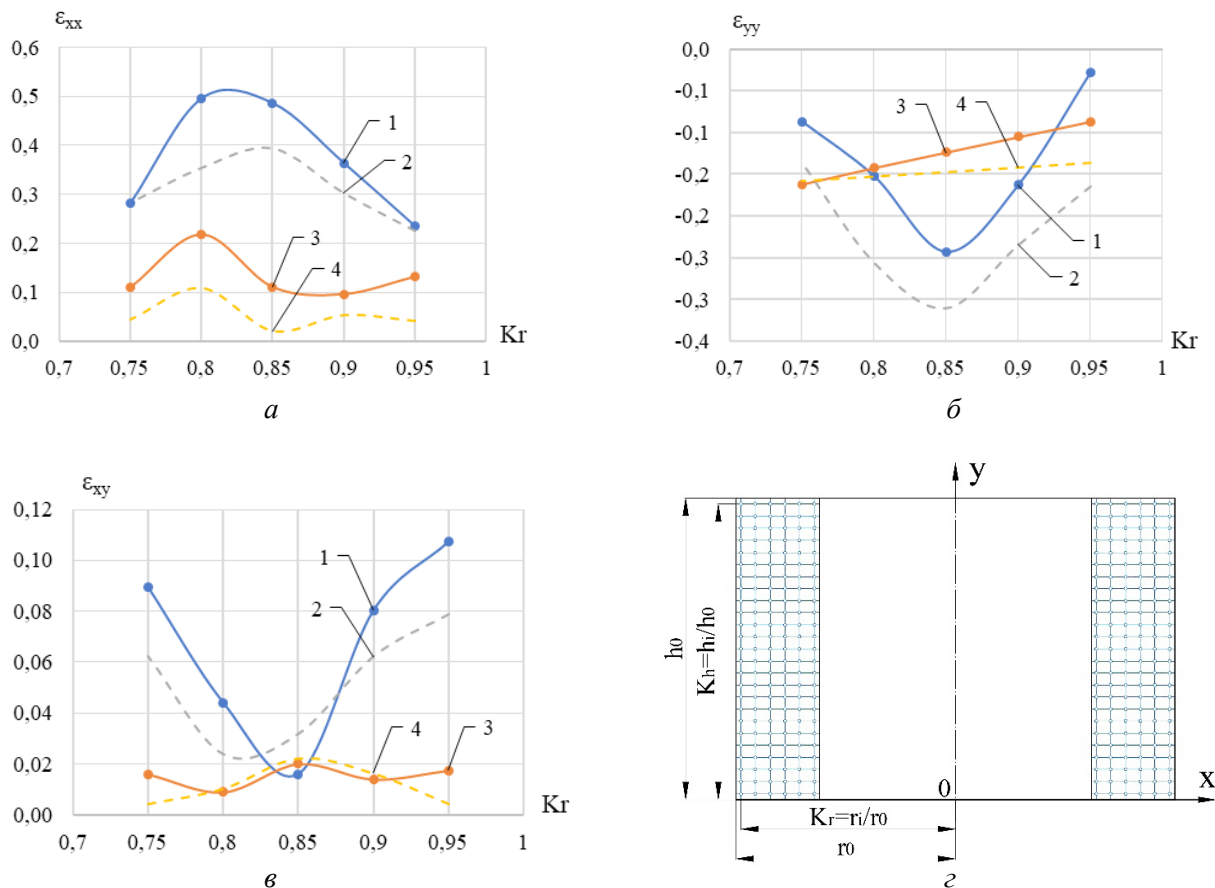


Рис. 8. Распределения относительной степени деформации элементов кольцевого сечения ϵ_{xx} (а), ϵ_{yy} (б) и ϵ_{xy} (в) с координатами $K_h = 0,5$ (3, 4) и $0,85$ (1, 2) в зависимости от K_r , определенные: 1 и 3 – экспериментально; 2 и 4 – моделированием

Fig. 8. Distribution of the relative strain degree of the ring section elements ϵ_{xx} (a), ϵ_{yy} (б) and ϵ_{xy} (в) with coordinates $K_h = 0.5$ (3, 4) and 0.85 (1, 2) as a function of K_r , determined: 1 and 3 – experimentally; 2 and 4 – by simulation

сивность напряжений и деформации. Поскольку при пластическом состоянии интенсивность напряжений постоянна, то $\sigma_i = \sigma_s$ и приращение работы деформации [20–22]

$$dA_d = \iiint \sigma_s \epsilon_i dV, \quad (3)$$

где dV – приращение объема смещенного металла; σ_s – предел текучести материала пористой заготовки; ϵ_i – интенсивность деформаций.

На рис. 9 в качестве примера показано распределение интенсивности деформации верхнего и среднего слоя заготовки, вычисленной по следующей формуле:

$$\epsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_{xx} - \epsilon_{yy})^2 + \frac{3}{2} \gamma_{xy}^2}. \quad (4)$$

Приращение работы сил контактного трения в общем виде представляли в следующем виде:

$$dA_T = \tau_k dF_k, \quad (5)$$

где τ_k – касательные напряжения на контактных поверхностях; dF_k – приращение площади контакта «инструмент – заготовка».

Если известно напряжение контактного трения, то предложена следующая формула для определения работы сил контактного трения [20]:

$$A_T = \tau_k \iint \sqrt{u_2^2 + v_2^2 + w_2^2} dF. \quad (6)$$

Удельное усилие деформирования пористой заготовки определяли по результатам моделирования и по формуле [22]:

$$p = \sigma_s + \frac{1}{3} \tau_k \frac{(D - d)}{h}, \quad (7)$$

где σ_s – предел текучести материала; τ_k – касательные напряжения на контактных поверхностях; D и d – наружный и внутренний диаметры втулки.

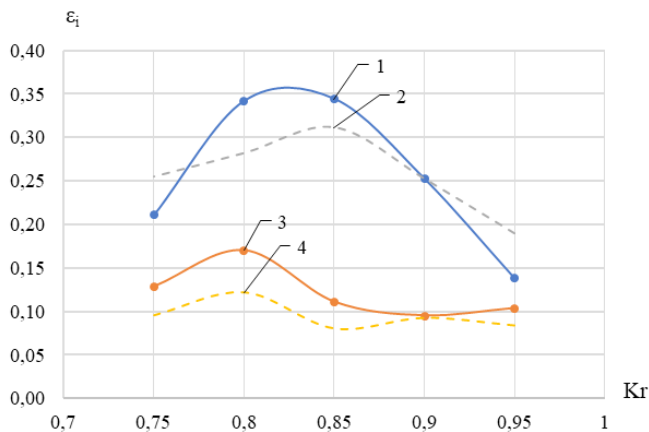


Рис. 9. Зависимость интенсивности деформаций ε_i тонких сечений с координатами $K_h = 0,5$ (3, 4) и $0,85$ (1, 2) спеченной заготовки от ее приведенного радиуса K_r , определенные:

1 и 3 – экспериментально; 2 и 4 – моделированием

Fig. 9. Dependence of strain intensity ε_i of thin sections with $K_h = 0.5$ (3, 4) and 0.85 (1, 2) of the sintered blank on its reduced radius K_r , determined:

1 and 3 – experimentally; 2 and 4 – by simulation

Уравнение для определения напряжения τ_k на касательной поверхности инструмента и пористой заготовки имеет следующий вид [9, 23]:

$$\tau_k = \mu \sigma_s \sqrt{(1 - \Theta)^3}, \quad (8)$$

где μ_k – коэффициент контактного трения; Θ – относительная плотность заготовки.

Подставляя выражение (7) в формулу (6), нашли

$$p = \sigma_s + \frac{1}{3} \left(\mu \sigma_s \sqrt{(1 - \Theta)^3} \right) \frac{(D - d)}{h}. \quad (9)$$

Решая совместно зависимости (8) и (5), определяли работу активных сил:

$$A_a = \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) \times \left[\sigma_s + \frac{1}{3} \left(\mu \sigma_s \sqrt{(1 - \Theta)^3} \right) \frac{(D - d)}{h} \right] \Delta h. \quad (10)$$

Предел текучести σ_s спеченной коррозионно-стойкой стали зависит от многих факторов – химического состава, структуры, пористости, концентрации и конфигурации инородных включений и др. При оценке влияния пористости на предел текучести спеченных конструкционных материалов используют различные формулы. В частности, в работе [18] предложено следующее выражение:

$$\sigma_s = \sigma_{so} \frac{2(1 - \Theta)^2}{\sqrt{4 - 3\Theta}}, \quad (11)$$

где σ_{so} – предел текучести компактного материала.

У компактных хромоникелевых сталей аустенитного класса $\sigma_{0,2} = 250 \dots 450$ МПа. Поэтому σ_s спеченных сталей, состав которых указан в табл. 2, определяли экспериментально по ГОСТ 1497–84, используя призматические образцы для испытания на растяжение.

В табл. 2 показаны некоторые механические свойства и пористость призматических образцов после спекания при 1150°C в течение 1,5 ч. Предел прочности образцов, спеченных в диссоциированном аммиаке, очень низкий, так как даже в случае спекания в засыпке хром интенсивно окисляется, особенно по границам частиц порошков, вследствие взаимодействия не только с кислородом, содержащимся в защитной среде, но и с кислородом, захлопнутым в порах заготовки.

В образцах, полученных из смеси порошков феррохрома, железа с добавками меди и никеля, даже после спекания в вакууме относительное удлинение δ и относительное сужение Ψ не превышают 1 % (табл. 2). Поэтому в расчетах предел текучести всех исследуемых сталей, у которых δ и Ψ меньше 1–2 %, приняли равным пределу прочности.

Поскольку на пластические свойства сталей влияют не только химический состав и структура, но и напряженно-деформированное состояние, то для оценки σ_s проводили радиальную осадку спеченных кольцевых образцов с остаточной пористостью 14–25 %. Было установлено, что в зонах сжатия относительная плотность при осадке возрастает до $0,95 \dots 0,97$ и трещины появляются только в зонах растяжения. С учетом этого в расчетах приняли $\sigma_s = 200$ МПа.

Для определения контактных напряжений τ_k и коэффициента трения применяли метод поперечной деформации спеченной заготовки, используя пуансон с разным диаметром (рис. 10). Начальная высота спеченных кольцевых заготовок составляла 14,5 мм, наружный диаметр 25 мм, толщина стенок $h_r = 2,75$ мм.

Перед испытанием на внутреннюю поверхность спеченных заготовок наносили смазочные материалы в виде суспензий, состоящие из ча-

Физико-механические свойства хромоникелевых спеченных коррозионно-стойких сталей
Physical and mechanical properties of chromium-nickel sintered corrosion-resistant steels

| Среда спекания / Sintering medium | Диссоциированный аммиак / Dissociated ammonia | | | Вакуум / Vacuum | | |
|--------------------------------------|---|-------------|---|---------------------------------|-------------|-------------------------------------|
| | Засыпка SiO ₂ / Backfill SiO ₂ | | Засыпка SiO ₂ +Al ₂ O ₃ / Backfill SiO ₂ +Al ₂ O ₃ | | | |
| Марка порошка / Powder grade | 12X18H10T / 1.2-Cr18-Ni10-Ti | 304L-AW-100 | Шихта ПХ18Н4Д3 / PH18N4D3 billet | 12X18H10T / 1.2-Cr18-Ni10-Ti | 304L-AW-100 | Шихта ПХ18Н4Д3 / PH18N4D3 billet |
| σ_B , МПа | 29,7 | 45,59 | 45,10 | 243,59 | 237,84 | 144,15 |
| δ , % | 0,13 | 0,11 | 0,60 | 7,84 | 8,89 | 0,69 |
| Ψ , % | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 7,85 | 12,96 | 0,57 |
| Π , % | 32,05 | 27,61 | 30,12 | 25,24 | 19,25 | 27,32 |
| ρ , г/см ³ | 5,58 | 6,21 | 6,09 | 6,32 | 6,64 | 6,22 |
| HRB | 70,4 | 90,4 | 67 | 74,2 | 59,1 | 74,1 |

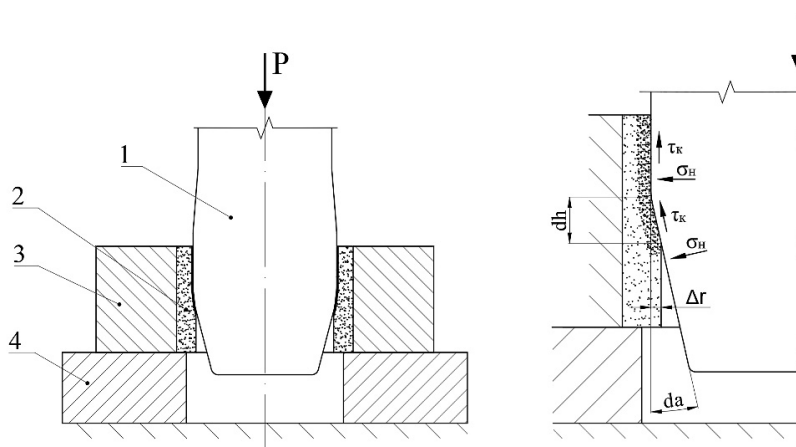


Рис. 10. Схема радиальной деформации пористой заготовки для определения контактных напряжений:

1 – пуансон; 2 – кольцевой образец; 3 – матрица; 4 – подставка

Fig. 10. Scheme of radial deformation for determining contact stresses:

1 – punch; 2 – annular specimen; 3 – matrix; 4 – stand

стиц графита, дисульфида молибдена и политетрафторэтилена (PTFE). В качестве примера на рис. 11 показано влияние состава смазочных материалов на работу A_d и сопротивление поперечной деформации P_d заготовки из порошков 304L-AW-100 исходной пористостью 17 % при относительной радиальной деформации $\varepsilon_r = 0,24$.

Минимальное сопротивление поперечной деформации пористой заготовки при $\varepsilon_r = 0,24$

получено в случае покрытия внутренней поверхности заготовки политетрафторэтиленом (рис. 11, б, кривая 3). Максимальное сопротивление деформации во всех случаях получено при перемещении пуансона на 12...14 мм. С увеличением степени радиальной деформации P_d плавно возрастает от 0,5 до 45...50 кН, а при $\varepsilon_r \geq 0,24...0,25$ сила сопротивления деформации увеличивается более интенсивно (рис. 12).

Следует отметить, что независимо от состава смазочных материалов сила сопротивления поперечной деформации заготовки при $\varepsilon_r \leq 0,24...0,25$, определенная экспериментально и моделированием по программе QForm, практически не отличаются (рис. 12).

Допустим, что работа сил трения на контактной поверхности заготовки с матрицей значительно меньше, чем на поверхности «пуансон – заготовка» (рис. 10, а). Тогда на внутренней поверхности заготовки элементарная работа dA касательных сил в очаге деформации высотой dh [21] составляет

$$dA = \tau_k r da = \sigma_s \mu_k r da = \frac{1}{2} \sigma_s \mu_k h \varepsilon_r^2, \quad (12)$$

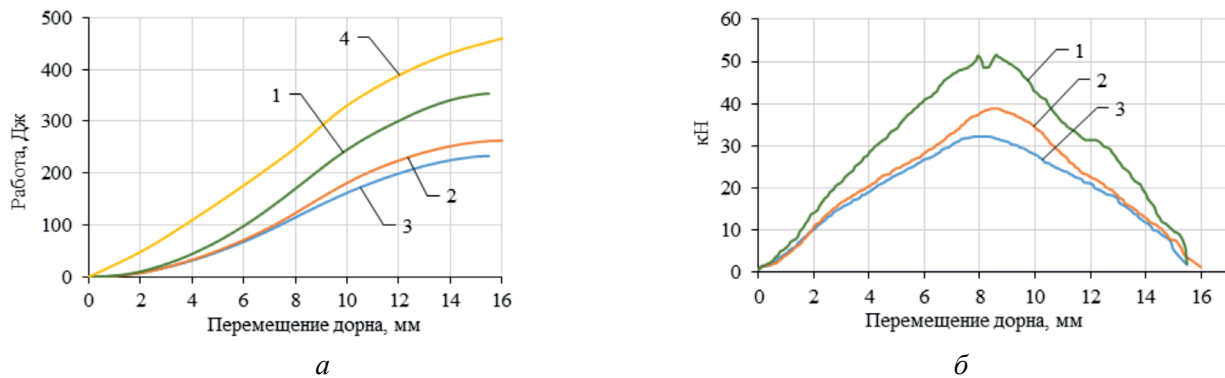


Рис. 11. Зависимость работы (а) и сопротивления поперечной деформации (б) спеченной заготовки при $\Delta r = 0,65$ мм от состава смазочного материала:

1 и 4 – карандашный графит; 2 – MoS_2 ; 3 – PTFE

Fig. 11. Dependence of energy (a) and resistance to transverse strain (б) of the sintered blank at $\Delta r = 0.65$ mm on the lubricant composition:

1 and 4 – pencil graphite; 2 – MoS_2 ; 3 – PTFE

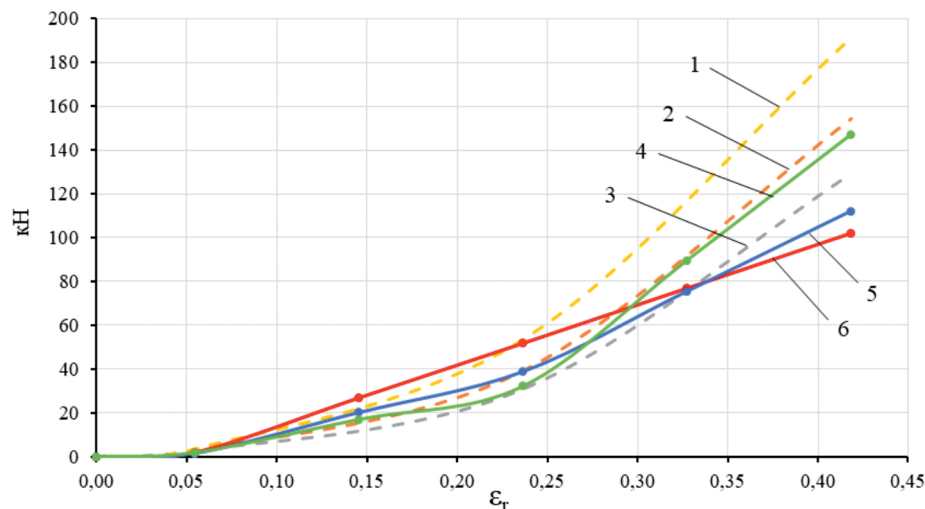


Рис. 12. Сопротивление деформации при радиальной деформации кольцевого образца пористостью 17 %: пунктирная линия – имитационные данные; сплошная линия – натурные данные:

1 – мыльный раствор; 2 – графит + масло; 3 – фосфат + мыло; 4 – политетрафторэтилен + масло; 5 – дисульфид молибдена + масло; 6 – графит + масло

Fig. 12. Strain resistance under radial deformation of a ring specimen with porosity 17 %:

dotted line – simulation data; solid line – natural data 1 – soap solution; 2 – graphite + oil; 3 – phosphate + soap; 4 – PTFE + oil; 5 – MoS_2 + oil; 6 – graphite + oil

где σ_s – предел текучести материала заготовки; μ_k – коэффициент контактного трения; r – внутренний радиус порошковой заготовки после радиальной деформации; a – угол конуса пуансона.

Из выражения (12) находим

$$\mu_k = \frac{2dA_d}{\sigma_s r h_r \varepsilon_r} \cdot \quad (13)$$

Поскольку в процессе радиальной деформации работа и сила сопротивления деформации зависят от относительной степени радиальной деформации и перемещения пуансона (рис. 11, б), то для каждого значения h_r по формуле (13) определяли коэффициент контактного трения для заданных значений предела текучести материала. В частности, на рис. 13 показано

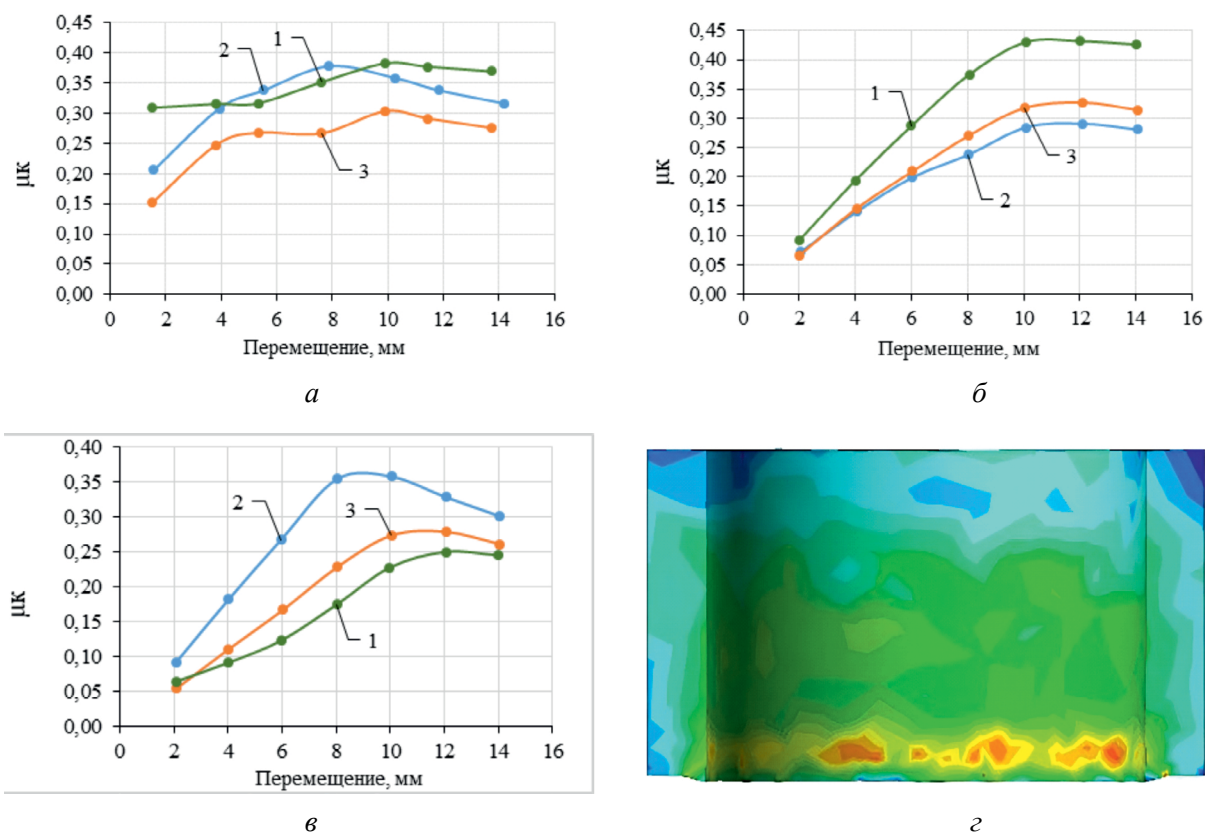


Рис. 13. Зависимость коэффициента контактного трения при радиальной деформации кольцевого образца от степени поперечной деформации ($\epsilon_r = 0,05$ (а); $\epsilon_r = 0,24$ (б), $\epsilon_r = 0,42$ (в)) и состава смазочного материала:

1 – карандашный графит; 2 – PTFE; 3 – MoS_2

Fig. 13. Dependence of the coefficient of contact friction during radial deformation of an annular specimen on the degree of transverse strain ($\epsilon_r = 0.05$ (a); $\epsilon_r = 0.24$ (б), $\epsilon_r = 0.42$ (в)) and lubricant composition:

1 – pencil graphite; 2 – PTFE; 3 – MoS_2

влияние на коэффициент контактного трения степени радиальной деформации ϵ_r спеченных в вакууме кольцевых образцов с пористостью 17 % из порошка 304L-AW-100 в зависимости от состава смазочного материала и перемещения пуансона.

Аналогично определяли работу сил трения на внутренней контактной поверхности в результате перемещения пуансона по всей высоте заготовки по следующей формуле:

$$A_{\text{КТ}} = \sigma_s \mu_{\text{к}} (\Delta r)^2 h_r \sin^2 \frac{\alpha}{2}. \quad (14)$$

В формулах (13) и (14) не учтено влияние пористости заготовок на коэффициент контактного трения на всех стадиях поперечной деформации. Как видно из рис. 13, г, на $\mu_{\text{к}}$ будет влиять не только исходная пористость заготовки, но и характер распределения ее по высоте, а также кон-

центрация твердых частиц смазочных материалов, расположенных в открытых порах.

Рассчитанная по формуле (10) работа деформации с использованием результатов экспериментальных исследований $\mu_{\text{к}}$ (рис. 13, б кривая 1), заметно больше, чем определенная экспериментально (рис. 11, а). Поэтому в зависимости от конструкции, условий эксплуатации, технологических свойств антифрикционных и смазочных материалов рекомендуем использовать разработанный авторами вариант конструирования спеченных заготовок и методов расчета энергосиловых параметров, создания новой технологии получения неразъемных сферических подшипников скольжения. Результаты исследований могут быть использованы при разработке технологии холодной и горячей штамповки порошковых деталей из других материалов, а также при калибровании спеченных заготовок.

Заключение

1. Экспериментально обосновано, что на сопротивление и работу деформации, а также на плотность кольца сферического подшипника скольжения из порошков коррозионно-стойких сталей, полученного холодной штамповкой спеченных заготовок, влияет конфигурация торцевой поверхности пуансонов. Наиболее интенсивно уплотняются верхние и нижние кромки в случае, когда торцы пуансонов изготовлены с углом фаски 30...40°.

2. Установлено, что при производстве неразъемных сферических подшипников скольжения целесообразно использовать спеченные заготовки цилиндрической формы, покрытые смазочными материалами, которые содержат твердые частицы дисульфида молибдена и политетрафторэтилена, позволяющие снизить сопротивление деформации при холодной штамповке наружного кольца на 20–30 %, а коэффициент трения скольжения при эксплуатации находится в пределах 0,05...0,06.

3. Выявлено, что на механические и технологические свойства спеченных заготовок из хромоникелевых нержавеющей сталей влияет не только химический состав порошков, но и режим и условия спекания прессовок. Предел прочности образцов, спеченных в вакууме, составляет 230...240 МПа, а в диссоциированном аммиаке – 40...45 МПа вследствие интенсивного окисления хрома по границам частиц порошков не только кислородом, содержащимся в защитной среде, но и кислородом, захлопнутым в порах заготовки.

4. Разработан более простой способ расчетного и экспериментального определения коэффициента контактного трения, позволяющий оценить влияние степени и работы деформации, состава смазочных материалов, содержащих твердые частицы дисульфида молибдена и тефлона, на кинетику формообразования при получении деталей различной конфигурации холодной штамповкой пористых заготовок.

Список литературы

1. Промышленная технология горячего прессования порошковых изделий / Ю.Г. Дорофеев, Б.Г. Гасанов, В.Ю. Дорофеев, В.Н. Мищенко, В.И. Мирошников. – М.: Металлургия, 1990. – 206 с. – EDN: OFSEDO.

2. Kuhn H.A., Downey C.L. Material behavior in powder preform forging // Journal of Engineering Materials and Technology. – 1973. – Vol. 95 (1). – P. 41–46. – DOI: 10.1115/1.3443104.

3. Объемная штамповка порошковых материалов / В.М. Горохов, Е.А. Дорошкевич, А.М. Ефимов, Е.В. Звонарев. – Минск: Навука і тэхніка, 1993. – 272 с. – ISBN 5-343-00895-X.

4. Vorontsov A.L. Account for the nonuniformity of the mechanical properties and the deformation rate in the calculations of the pressure working processes // Russian Engineering Research. – 2003. – Vol. 23 (6). – P. 62–69. – EDN: DJBLGD.

5. Технологические особенности изготовления деталей сложной формы из металлических порошков методом горячей штамповки / Г.Е. Скороход, Н.И. Бурнаев, Н.Э. Корценштейн, А.М. Бурнов, Г.Г. Сердюк // Порошковая металлургия. – 1988. – № 3. – С. 29–33.

6. Oyane M., Shima S., Tabata T. Consideration of basic equations, and their application, in the forming of metal powders and porous metals // Journal of Mechanical Working Technology. – 1978. – Vol. 1 (4). – P. 325–341. – DOI: 10.1016/0378-3804(78)90036-0.

7. Green R.J. A plasticity theory for porous solids // International Journal of Mechanical Sciences. – 1972. – Vol. 14 (4). – P. 215–224. – DOI: 10.1016/0020-7403(72)90063-X.

8. Oyane M., Shima S., Kono Y. Theory of plasticity porous metals // Bulletin of JSME. – 1973. – Vol. 16 (99). – P. 1254–1262. – DOI: 10.1299/jsme1958.16.1254.

9. Баглюк Г.А., Юрчук В.А., Коваленко С.С. Применение вариационных методов для расчета процессов обработки давлением спеченных заготовок // Физика и техника высоких давлений. – 1987. – Вып. 24. – С. 57–61.

10. Shima S., Oyane M. Plasticity theory for porous metals // International Journal of Mechanical Sciences. – 1976. – Vol. 18 (6). – P. 285–291. – DOI: 10.1016/0020-7403(76)90030-8.

11. Kuhn H.A., Downey C.L. Deformation characteristics and plasticity theory of sintered powder materials // International Journal of Powder Metallurgy. – 1971. – Vol. 7 (1). – P. 15–25.

12. Розенберг О.А., Михайлов О.В., Штерн М.Б. Численное моделирование процесса деформационного упрочнения порошковых втулок методом многократного протягивания // Порошковая металлургия. – 2012. – № 7–8. – С. 4–11.

13. Kondo H., Hegedus M. Current trends and challenges in the global aviation industry // Acta Metallurgica Slovaca. – 2020. – Vol. 26 (4). – P. 141–143. – DOI: 10.36547/ams.26.4.763.

14. Лантев А.М. Построение деформационной теории пластичности пористых материалов // Из-

вестия высших учебных заведений. Машиностроение. – 1980. – № 4. – С. 153–156.

15. Ковальченко М.С. Деформационное упрочнение порошкового тела при прессовании // Порошковая металлургия. – 2009. – № 3–4. – С. 13–27.

16. Sobotka Z. The plastic flow orthotropic materials with different mechanical properties in tension and compression // Acta Technica CSAV. – 1971. – N 6. – P. 772–776.

17. Лантев А.М. Критерии пластичности пористых металлов // Порошковая металлургия. – 1982. – № 7. – С. 12–18.

18. Investigation of yield surface of monolithic and composite powders by explicit finite element simulation / X.J. Xin, P. Jayaraman, G.S. Daehn, R.H. Wagner // International Journal of Mechanical Sciences. – 2003. – Vol. 45 (4). – P. 707–723. – DOI: 10.1016/S0020-7403(03)00107-3.

19. Конечно-элементное моделирование технологических процессовковки и объемной штамповки / А.В. Власов, С.А. Стебунов, С.А. Евсюков., Н.В. Биба, А.А. Шитиков. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2019. – 383 с. – ISBN 978-5-7038-5101-2.

20. Громов Н.П. Теория обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1978. – 360 с.

21. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с. – EDN: XSGYCB.

22. Перлин И.Л., Райтборг Л.Х. Теория прессования металлов. – М.: Металлургия, 1975. – 442 с.

23. Баглюк Г.А. Анализ кинематики свободной осадки пористого цилиндра с учетом контактного трения // Порошковая металлургия. – 1993. – № 1. – С. 17–21.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2024 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0>).



Obrabotka metallov -

Metal Working and Material Science





Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov





Study of the kinetics of forming of spherical sliding bearing parts made of corrosion-resistant steels by die forging of porous blanks

Badrudin Gasanov^{a,}, Nikolai Konko^b, Sergey Baev^c*

Platov South-Russian State Polytechnic University (NPI), 132 Prosveshcheniya st., Novocherkassk, 346428, Russian Federation

^a  <https://orcid.org/0000-0001-7610-4541>,  gasanov.bg@gmail.com; ^b  <https://orcid.org/0009-0003-8098-2226>,  konko2013@mail.ru;

^c  <https://orcid.org/0009-0006-5527-6620>,  baiev93@mail.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 13 March 2024

Revised: 08 April 2024

Accepted: 13 April 2024

Available online: 15 June 2024

Keywords:

Die forging

Powder blank

Relative density

Coefficient of contact friction

Simulation

Strain state

Acknowledgements

Access to QForm cloud license is provided by the Department of Pressure Processing Technologies of Bauman Moscow State Technical University and QuantorForm LLC.

ABSTRACT

Introduction. Spherical powder sliding bearings are widely used in various branches of mechanical engineering. Therefore, the development of a promising method of production of spherical sliding bearing parts from powders of corrosion-resistant steels with specified properties is an urgent task. **Purpose of work:** is to study the kinetics of forming during cold die forging of spherical sliding bearing parts from stainless steel powder blanks, and to assess the effect of the chemical composition of lubricants and the design of the pressing tool on the structure and properties of the bearing outer ring. Materials from sprayed powders of stainless chromium-nickel steels obtained by cold die forging of sintered blanks coated with lubricants are studied in the work. The following **research methods** were used: mechanical tensile testing, metallographic studies and cold die forging process simulation. **Results and its discussion.** It is revealed that the resistance and work of deformation, as well as the kinetics of forming of the outer ring of the spherical sliding bearing are influenced by chemical composition of powders and lubricants, microstructure and mechanical properties of the blank material, configurations of the end surfaces of punches. The top and bottom edges of the outer bearing are most intensively sealed when the punch faces are made with a chamfer angle of 30–40 degrees. With an increase in the relative strain degree by height up to 0.30–0.35 its residual porosity amounted to 0.5–2.0 %. The features of definition of strain state and calculation of strain energy in the implementation of the offered method and the choice of technological parameters of the cold die forging process of sliding bearings parts are shown. A simple method for calculating and experimentally determining the coefficient of contact friction in the process of cold die forging of porous stainless steel blanks is developed, which allows to establish the effect of lubricant composition on the strain resistance at different values of the degree of radial deformation and to develop optimal methods of cold die forging of porous blanks in the production of parts of different complexity.

For citation: Gasanov B.G., Konko N.A., Baev S.S. Study of the kinetics of forming of spherical sliding bearing parts made of corrosion-resistant steels by die forging of porous blanks. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2024, vol. 26, no. 2, pp. 127–142. DOI: 10.17212/1994-6309-2024-26.2-127-142. (In Russian).

References

1. Dorofeev Yu.G., Gasanov B.G., Dorofeev V.Yu., Mishchenko V.N., Miroshnikov V.I. *Promyshlennaya tekhnologiya goryachego pressovaniya poroshkovykh izdelii* [Industrial technology of hot pressing of powder products]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1990. 206 p. EDN: OFSEDO.
2. Kuhn H.A., Downey C.L. Material behavior in powder preform forging. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1973, vol. 95 (1), pp. 41–46. DOI: 10.1115/1.3443104.
3. Gorokhov V.M., Doroshkevich E.A., Efimov A.M., Zvonarev E.V. *Ob "emnaya shtampovka poroshkovykh materialov* [Volumetric punching of powder materials]. Minsk, Navuka i tekhnika Publ., 1993. 272 p. ISBN 5-343-00895-X.
4. Vorontsov A.L. Account for the nonuniformity of the mechanical properties and the deformation rate in the calculations of the pressure working processes. *Russian Engineering Research*, 2003, vol. 23 (6), pp. 62–69. EDN: DJBLGD.

* Corresponding author

Gasanov Badrudin G. D.Sc. (Engineering), Professor
Platov South-Russian State Polytechnic University (NPI),
132 Prosveshcheniya st.,
346428, Novocherkassk, Russian Federation
Tel.: +7 928 227-07-16, e-mail: gasanov.bg@gmail.com

5. Skorokhod G.E., Burnaev N.I., Kortsenshtein N.E., Burnov A.M., Serdyuk G.G. Tekhnologicheskie osobennosti izgotovleniya detalei slozhnoi formy iz metallicheskih poroshkov metodom goryachei shtampovki [Technological peculiarities of manufacturing complex-shaped parts from metal powders by hot stamping method]. *Poroshkovaya metallurgiya = Powder metallurgy*, 1988, no. 3, pp. 29–33.
6. Oyane M., Shima S., Tabata T. Consideration of basic equations, and their application, in the forming of metal powders and porous metals. *Journal of Mechanical Working Technology*, 1978, vol. 1 (4), pp. 325–341. DOI: 10.1016/0378-3804(78)90036-0.
7. Green R.J. A plasticity theory for porous solids. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1972, vol. 14 (4), pp. 215–224. DOI: 10.1016/0020-7403(72)90063-X.
8. Oyane M., Shima S., Kono Y. Theory of plasticity porous metals. *Bulletin of JSME*, 1973, vol. 16 (99), pp. 1254–1262. DOI: 10.1299/jsme1958.16.1254.
9. Baglyuk G.A., Yurchuk V.A., Kovalenko S.S. Primenenie variatsionnykh metodov dlya rascheta protsessov obrabotki davleniem spechennykh zagotovok [Application of variational methods for calculation of pressure treatment processes of sintered workpieces]. *Fizika i tekhnika vysokikh davlenii = Physics and high pressure technology*, 1987, vol. 24, pp. 57–61.
10. Shima S., Oyane M. Plasticity theory for porous metals. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1976, vol. 18 (6), pp. 285–291. DOI: 10.1016/0020-7403(76)90030-8.
11. Kuhn H.A., Downey C.L. Deformation characteristics and plasticity theory of sintered powder materials. *International Journal of Powder Metallurgy*, 1971, vol. 7 (1), pp. 15–25.
12. Rozenberg O.A., Mikhailov O.V., Shtern M.B. Chislennoe modelirovanie protsessa deformatsionnogo uprochneniya poroshkovykh vtulok metodom mnogokratnogo protyagivaniya [Strain hardening of porous bushings by multiple mandreling: numerical simulation]. *Poroshkovaya metallurgiya = Powder metallurgy*, 2012, no. 7–8, pp. 4–11.
13. Kondo H., Hegedus M. Current trends and challenges in the global aviation industry. *Acta Metallurgica Slovaca*, 2020, vol. 26 (4), pp. 141–143. DOI: 10.36547/ams.26.4.763.
14. Laptev A.M. Postroenie deformatsionnoi teorii plastichnosti poristyykh materialov [Construction of deformation theory of plasticity of porous materials]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Mashinostroyeniye = Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building*, 1980, no. 4, pp. 153–156.
15. Koval'chenko M.S. Deformatsionnoe uprochnenie poroshkovogo tela pri pressovanii [Strain hardening of a powder body in pressing]. *Poroshkovaya metallurgiya = Powder metallurgy*, 2009, no. 3–4, pp. 13–27.
16. Sobotka Z. The plastic flow orthotropic materials with different mechanical properties in tension and compression. *Acta Technica CSAV*, 1971, no. 6, pp. 772–776.
17. Laptev A.M. Kriterii plastichnosti poristyykh metallov [Plasticity criteria for porous metals]. *Poroshkovaya metallurgiya = Powder metallurgy*, 1982, no. 7, pp. 12–18.
18. Xin X.J., Jayaraman P., Daehn G.S., Wagoner R.H. Investigation of yield surface of monolithic and composite powders by explicit finite element simulation. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2003, vol. 45 (4), pp. 707–723. DOI: 10.1016/S0020-7403(03)00107-3.
19. Vlasov A.V., Stebunov S.A., Evsyukov S.A., Biba N.V., Shitikov A.A. *Konechno-elementnoe modelirovanie tekhnologicheskikh protsessov kovki i ob'emnoi shtampovki* [Finite element modeling of technological processes of forging and volume stamping]. Moscow, Bauman MSTU Publ., 2019. 383 p. ISBN 978-5-7038-5101-2.
20. Gromov N.P. *Teoriya obrabotki metallov davleniem* [Theory of metal forming by pressure]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1978. 360 p.
21. Storozhev M.V., Popov E.A. *Teoriya obrabotki metallov davleniem* [Theory of metal forming by pressure]. Moscow, Mashinostroyeniye Publ., 1977. 423 p. EDN: XSGYCB.
22. Perlin I.L., Raitborg L.Kh. *Teoriya pressovaniya metallov* [Theory of metal pressing]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1975. 442 p.
23. Baglyuk G.A. Analiz kinematiki svobodnoi osadki poristogo tsilindra s uchetom kontaktnogo treniya [Analysis of the kinematics of the process of free upsetting of a porous cylinder in the presence of contact friction]. *Poroshkovaya metallurgiya = Powder metallurgy*, 1993, no. 1, pp. 17–21.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.