

УДК 621.762, 51.73, 532.135

DOI dx.doi.org/10.17073/1997-308X-2020-4-22-32

Математическое моделирование одностороннего прессования порошковых материалов в условиях сухого трения

© 2020 г. **С.В. Карпов, Л.С. Стельмах, А.М. Столин**

Тамбовский государственный технический университет, г. Тамбов, Россия

Институт структурной макрокинетики и проблем материаловедения
им. А.Г. Мержанова РАН (ИСМАН), г. Черноголовка, Россия

Статья поступила в редакцию 19.11.19 г., доработана 30.07.20 г., подписана в печать 03.08.20 г.

Аннотация: Проведен теоретический анализ процесса одностороннего прессования порошковых материалов, обладающих пластичностью и сжимаемостью. Учитывается наличие сухого внешнего трения между материалом и боковыми стенками пресс-формы, что определяет сильную нелинейность рассматриваемой задачи. Данная задача обладает рядом особенностей, затрудняющих ее численное решение: наличие внешнего трения, упругопластичный закон описания поведения материала, а также расчет больших перемещений и, как следствие, сильная геометрическая нелинейность. Для учета этих факторов была использована комбинация моделей Флека–Куна–МакМикинга и Гурсона–Твергарда–Нидлмана, позволяющая рассматривать широкий диапазон изменения пористости материалов. Численное решение задачи осуществлялось с применением конечно-элементного анализа с использованием изопараметрических элементов. Приращение пластических деформаций на каждом шаге определялось из нелинейных уравнений пластического течения. Для расчета поведения материала при деформировании требовалось обновлять напряжения в гауссовых точках по заданным приращениям деформаций. Выполнялся расчет неизвестных величин плотности и напряжения, которые являются функциями координаты и времени. Рассматривалось влияние разного отношения высоты заготовки к ее диаметру и величины внешнего трения на динамику напряженно-деформированного состояния и кинетику уплотнения материала, исследовалось распределение эквивалентных напряжений и величины объемных пластических деформаций в материале, а также неравномерность относительной плотности в конце периода прессования. Проведенный теоретический анализ позволил установить основные закономерности кинетики уплотнения неравноплотных порошковых материалов в условиях сухого трения на боковых стенках. Полученные результаты имеют актуальность для прогнозирования возможных негативных изменений геометрии заготовки при реализации схемы одностороннего прессования порошковых материалов.

Ключевые слова: порошковый материал, компактирование, трение, моделирование, модель Флека–Куна–МакМикинга, модель Гурсона–Твергарда–Нидлмана, пресс-форма.

Карпов С.В. – канд. техн. наук, доцент кафедры «Компьютерно-интегрированные системы в машиностроении» Тамбовского государственного технического университета (392000, г. Тамбов, ул. Советская, 106). E-mail: karpov.sv@mail.tstu.ru.

Стельмах Л.С. – докт. техн. наук, вед. науч. сотр. лаборатории пластического деформирования материалов ИСМАН (142432, Московская обл., Ногинский р-н, г. Черноголовка, ул. Академика Осипяна, 8). E-mail: stel'm@ism.ac.ru.

Столин А.М. – докт. физ.-мат. наук, зав. лабораторией пластического деформирования материалов ИСМАН. E-mail: amstolin@ism.ac.ru.

Для цитирования: Карпов С.В., Стельмах Л.С., Столин А.М. Математическое моделирование одностороннего прессования порошковых материалов в условиях сухого трения. *Известия вузов. Порошковая металлургия и функциональные покрытия*. 2020. No. 4. С. 22–32. DOI: dx.doi.org/10.17073/1997-308X-2020-4-22-32.

Mathematical modeling of single action pressing of powder materials under dry friction conditions

S.V. Karpov, L.S. Stel'makh, A.M. Stolin

Tambov State Technical University, Tambov, Russia

Merzhanov Institute of Structural Macrokinetics and Materials Science of the Russian Academy of Sciences (ISMAN),
Chernogolovka, Russia

Received 19.11.2019, revised 30.07.2020, accepted for publication 03.08.2020

Abstract: The paper presents a theoretical analysis of the single action pressing of powder materials featuring plasticity and compressibility. It takes into account dry external friction between the die material and side walls, which determines the strong

nonlinearity of the problem considered. This problem has a number of features that complicate its numerical solution: the presence of external friction, the elastic-plastic law of material behavior description, as well as the calculation of large displacements and, as a consequence, strong geometric nonlinearity. To consider these features, a combination of Fleck–Kuhn–McMeeking and Gurson–Tvergaard–Needleman models was used to consider a wide range of changes in the porosity of materials. The numerical solution of the problem was carried out using finite element analysis with isoparametric elements. The increment of plastic deformations at each step was determined from nonlinear equations of plastic flow. Stresses at the Gaussian points were updated according to the specified increments of deformations to calculate the material behavior during deformation. Unknown density and strain values as functions of coordinate and time were calculated. The influence of the different height-to-diameter ratio of the blank and the value of external friction of the material stress-strain state and compaction kinetics were considered. The distribution of equivalent stresses and the value of volumetric plastic deformations in the material, as well as the nonuniformity of relative density at the end of the pressing period were studied. The theoretical analysis made it possible to study the basic compaction kinetics laws for powder materials with nonuniform density under conditions of dry friction on side walls. The results obtained are relevant for predicting possible negative changes in the blank geometry when implementing the single action pressing scheme for powder materials.

Keywords: powder material, compaction, friction, modeling, Fleck–Kuhn–McMeeking model, Gurson–Tvergaard–Needleman model, die.

Karpov S.V. – Cand. Sci. (Eng.), associate prof. of the Department «Computer-integrated systems in engineering», Tambov State Technical University (392000, Russia, Tambov, Sovetskaya str., 106). E-mail: karpov.sv@mail.tstu.ru.

Stel'makh L.S. – Dr. Sci. (Eng.), leading researcher of Laboratory of plastic deformation of materials, Merzhanov Institute of Structural Macrokinetics and Materials Science of the Russian Academy of Sciences (ISMAN) (142432, Russia, Moscow region, Noginsk district, Chernogolovka, Academician Osip'uan str., 8). E-mail: stel'm@ism.ac.ru.

Stolin A.M. – Dr. Sci. (Phys.-Math.), head of Laboratory of plastic deformation of materials, ISMAN. E-mail: amstolin@ism.ac.ru.

For citation: Karpov S.V., Stel'makh L.S., Stolin A.M. Mathematical modeling of single action pressing of powder materials under dry friction conditions. *Izvestiya Vuzov. Poroshkovaya Metallurgiya i Funktsional'nye Pokrytiya (Powder Metallurgy and Functional Coatings)*. 2020. No. 4. P. 22–32 (In Russ.). DOI: dx.doi.org/10.17073/1997-308X-2020-4-22-32.

Введение

Методы горячего прессования и СВС-прессования, в которых прессование сочетается с процессами соответственно спекания и химического синтеза, получили широкое распространение для компактирования порошковых материалов (ПМ) [1]. Эти методы различаются способами перевода порошковых заготовок в высокотемпературное состояние. В методе горячего прессования, применяемом в традиционной порошковой металлургии, используется внешний (печной) нагрев смеси готовых порошков. Температура горячего прессования в зависимости от природы спекаемого материала находится в пределах 50–90 % от температуры плавления основного компонента [2]. В СВС-прессовании, относящемся к технологии самораспространяющегося высокотемпературного синтеза, используется внутреннее тепло за счет химической реакции [3]. В обоих методах процесс прессования осуществляется в условиях внешнего трения по поверхности пресс-формы [4]. С наличием внешнего трения связаны потери усилия прессования на преодоление внешнего трения по высоте порошковой заготовки [5, 6], что обуславливает неравномерное распределение плотности по объему прессовки. В обоих случаях важно определить агрегатное состояние материала. Для жид-

кого состояния, согласно [7], ответственным за уплотнение предполагается физический процесс вязкого течения массы в поры, для твердого состояния — процесс пластической деформации.

При изучении закономерностей процесса прессования заготовок и оценке компактирования пористых материалов до сих пор зачастую используется эмпирическое уравнение, связывающее приложенное давление прессования с плотностью прессовки, предложенное в середине прошлого века М.Ю. Бальшиным [8, 9]. Однако при этом возникают методические трудности, связанные с тем, что процесс уплотнения является существенно нестационарным и степень уплотнения непрерывно меняется со временем. Поэтому плотность, соответствующая заданному давлению, зависит и от длительности процесса прессования. Следует отметить и ряд других факторов, влияющих на оценку прессуемости порошковых заготовок: боковое трение [10], неизотермические факторы [11], неоднородность распределения плотности и напряжения по объему прессовки, различные режимы уплотнения (волновой режим, при котором волна уплотнения перемещается по образцу, или регулярный однородный режим [12]). Эти важные вопросы исследовались в современной теории

прессования ПМ, а кинетическое уравнение для плотности в зависимости от давления выводилось на основе законов механики и физики [13].

Отметим, что в практике прессования, как правило, используется только средняя интегральная по объему плотность пористого тела. Однако неравномерность распределения плотности в материале может достигать существенных значений. Например, в работе [14] показано, что из-за внешнего трения даже при самых благоприятных условиях одностороннее прессование практически непригодно для получения прессовок с отношением высоты к диаметру более 2,5. В связи с этим исследования распределения плотности являются актуальными.

Целью настоящей работы является теоретический анализ процесса одностороннего прессования порошковых материалов, обладающих определенной пластичностью и сжимаемостью. Для описания пористой пластичности в широком диапазоне значений пористости материала совместно используются модель Флека—Куна—МакМикинга [15] и микромеханическая модель Гурсона—Твергарда—Нидлмана [16].

1. Методология

Рассмотрим процесс компактирования ПМ в условиях сухого трения. Вначале пористость проявляется в виде пустот между твердыми недеформированными частицами материала. Далее происходит пластическая деформация частиц, при этом пористость задается изолированными пустотами между частицами. Моделирование пластических деформаций пористых материалов отличается от методов расчета традиционной пластичности металлов. В частности, функция текучести и пластический потенциал определяются не только тензором напряжений, но и включают зависимости от гидростатического давления [17]. Относительная плотность связана с относительной пористостью (долей пустот φ) соотношением

$$\rho_{\text{rel}} = (1 - \varphi). \quad (1)$$

Анализ технологических процессов обработки давлением ПМ возможен с тех же позиций теории пластического течения, на основе которых выполняется моделирование процессов обработки давлением компактных материалов [18]. Для этого необходимо корректно сформулировать условие предельного состояния ПМ, т.е. построить поверхность текучести, и

далее получить уравнение ассоциированного закона пластического течения. Существуют различные модели пористой пластичности.

1.1. Модели пластичности

Модель Шимы и Ояне [19] разработана на основе обработки экспериментальных результатов компактирования медных порошков для последующего спекания при различных значениях насыпной плотности. Этот подход характеризуется применением поверхности текучести для моделирования уплотнения пористых металлических изделий, изготовленных методом спекания. Модель может быть использована для описания компактирования ПМ при низких и высоких температурах. Пластический потенциал $Q_{pSO}(\sigma)$ определяется через эквивалентные напряжения и среднее напряжение, учитывает изотропность упрочнения материала из-за его уплотнения:

$$Q_{pSO}(\sigma) = \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_0} \right)^2 + \alpha(1 - p_{\text{rel}})^\gamma \left(\frac{p_m}{\sigma_0} \right)^2 - p_{\text{rel}}^m, \quad (2)$$

где σ_e — эквивалентное напряжение представительного объема по Мизесу, σ_0 — предел текучести материала, p_m — среднее напряжение. Величины α и γ являются параметрами материала, показатель m получается путем анализа экспериментальных данных. Например, значения этих величин для медных ПМ следующие: $\alpha = 6,2$, $\gamma = 1,03$, $m = 5$.

Модель Гурсона [20] имеет микромеханическую природу и описывает совокупность процессов зарождения, роста и коалесценции микропор [21]. Модель основана на зависимой от давления функции текучести для описания поведения пористых материалов. Уравнение поверхности пластичности получено путем решения задачи о сферически симметричном деформировании сферической поры в идеальном жесткопластическом материале. Основной переменной является пористость φ . Функция текучести и связанный с ней пластический потенциал Q_{pG} не обладают эллиптической формой в пространстве напряжений, в отличие от модели Шимы—Ояне. Они рассчитываются как функция гиперболического косинуса:

$$Q_{pG}(\sigma) = \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_0} \right)^2 + 2\varphi \cosh \left(\frac{3p_m}{2\sigma_0} \right) - (1 + \varphi^2). \quad (3)$$

Модель Гурсона—Твергарда—Нидлмана (ГТН) [16, 20]. Твергард В. ввел в условие (3) константы q_1 ,

q_2 , q_3 для согласования результатов численного расчета деформации материала с периодическими порами [21]. Для учета слияния пор (коалесценции) в [16] было предложено использовать в условии пластичности Гурсона эффективную пористость φ_e :

$$\varphi_e = \begin{cases} \varphi & \text{при } \varphi < \varphi_c, \\ \varphi_c + \frac{\varphi_m - \varphi_c}{\varphi_f - \varphi_c} (\varphi - \varphi_c) & \text{при } \varphi_c < \varphi < \varphi_f, \end{cases} \quad (4)$$

где φ_c — критическая пористость, до которой поры не взаимодействуют (до начала коалесценции); φ_f — пористость, соответствующая разрушению материала. Когда пористость возрастает выше значения φ_f , эффективная пористость принимает максимальное значение φ_m (предельная пористость) и материал теряет способность воспринимать нагрузку. Эта максимальная пористость определяется коэффициентами коррекции Твергарда:

$$\varphi_m = \frac{q_1 + \sqrt{q_1^2 - q_3}}{q_3}. \quad (5)$$

С учетом (4) и (5) пластический потенциал в этом случае имеет вид

$$Q_{p \text{ GTN}} = \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_0} \right)^2 + 2q_1 \varphi \cosh \left(\frac{3q_2 p_m}{2\sigma_0} \right) - [1 + (q_3 \varphi_e)^2]. \quad (6)$$

В модели ГТН обычно используются следующие параметры коррекции: $q_1 = 1,5$, $q_2 = 1,03$, $q_3 = = q_1^2$.

Модель Флека—Куна—МакМикинга (ФКМ) [15]. Критерий ФКМ был разработан для описания материалов с высокой пористостью. Функция текучести и связанный с ней пластический потенциал получены из уравнений, описывающих случайно распределенные твердые частицы. Этот критерий хорошо описывает поведение материала, обладающего пористостью от 10 до 36 %. Максимальное значение пористости 36 % соответствует случайной плотной упаковке равноразмерных твердых частиц [17]. При более низких значениях пористости твердые частицы начинают взаимодействовать друг с другом и иметь большее отклонение от сферической формы. Пластический потенциал в этом случае записывается следующим образом:

$$Q_{p \text{ FKM}} = \left(\frac{5\sigma_e}{18p_f} + \frac{2}{3} \right)^2 + \left(\frac{5}{3} \frac{p_m}{p_f} \right)^2 - 1. \quad (7)$$

Напряжение текучести материала под влиянием гидростатического давления p_f вычисляется по формуле

$$p_f = 2,97\sigma_0(1-\varphi)^2 \frac{2\varphi_m - \varphi}{\varphi_m}, \quad (8)$$

где σ_0 — начальное напряжение текучести. Максимальная пористость φ_m обычно принимается равной 36 %, соответствующей плотности насыпки.

Комбинированная модель ФКМ—ГТН [22, 23] предназначена для описания широкого диапазона пористости материалов. Для низких значений пористости ($\varphi_2 < 0,1$) используется модель ГТН (6), а для более высоких ($\varphi_1 > 0,25$) — модель ФКМ. В переходной области применяется линейная комбинация этих моделей:

$$Q_{p \text{ comb}} = W_{\text{FKM}} Q_{p \text{ FKM}} + W_{\text{GTN}} Q_{p \text{ GTN}}. \quad (9)$$

При этом принимаются весовые функции:

$$\begin{aligned} W_{\text{FKM}} &= (\varphi - \varphi_2) / (\varphi_1 - \varphi_2), \\ W_{\text{GTN}} &= (\varphi_1 - \varphi) / (\varphi_1 - \varphi_2). \end{aligned} \quad (10)$$

В начале компактирования пористый наполнитель состоит из свободных частиц порошка. С течением времени частицы порошка деформируются, и пористость существует в виде пустот. Модели ФКМ и ГТН основаны на различных микроструктурных морфологиях (модели частиц и пустот соответственно). Поэтому комбинированная модель имеет микромеханический базис для начала и окончания компактирования одновременно.

Необходимо отметить, что большинство функций текучести пористых материалов не учитывают переменные силы межзеренного взаимодействия. Как правило, они основаны на допущениях об отсутствии межзеренного взаимодействия и отсутствии сопротивления ПМ при гидростатическом растяжении. Примерами таких моделей могут служить модели Друкера—Прагера [24] и Cam—Clay [25]. В других моделях приняты допущения о «слипании» зерен и равнопрочности материала при гидростатическом растяжении и сжатии — эти модели описаны ниже в разделе 1.2. В связи с этим первая группа моделей применяется для сыпучих твердых тел (например, грунтов), а вторая — для исследования пластического разрушения или уплотнения порошковых материалов. Отличительной особенностью используемого метода является его применимость для моделирования уплотнения в широком диапазоне пористости ПМ.

1.2. Моделирование взаимодействия материала и пресс-формы

Расчетная система представлена на рис. 1. Для оптимизации вычислений задача рассматривалась в двумерной осесимметричной постановке. Порошковый материал располагался в цилиндрической пресс-форме высотой H и внутренним радиусом R . Одностороннее прессование моделировалось путем задания соответствующего общего перемещения верхней ($S_{p\text{ up}}$), а также неподвижной нижней ($S_{p\text{ down}} = 0$) границ материала в осевом направлении.

Использовались следующие допущения: отсутствие деформации пресс-формы и постоянная скорость перемещения пуансонов. С расчетной точки зрения задача являлась сильно нелинейной. Поэтому для улучшения сходимости решения применялся мелкий шаг по перемещению. Предварительные расчеты показали, что предпочтителен шаг 0,01 мм.

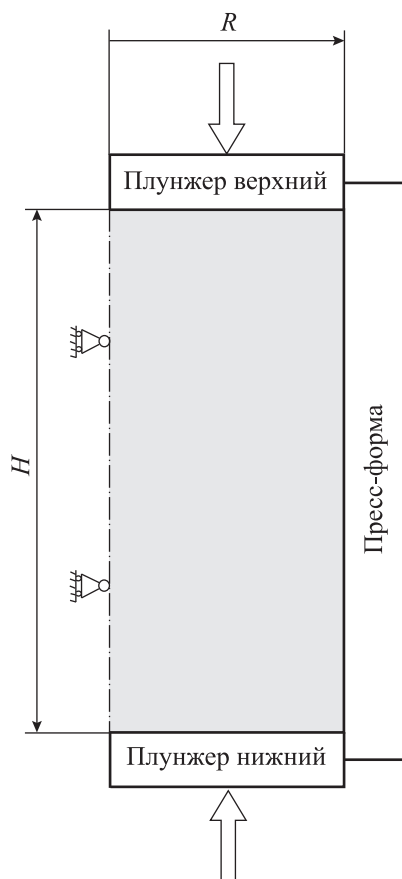


Рис. 1. Геометрическая модель расчетной системы
Fig. 1. Geometrical model of the system designed

На границе «материал—пресс-форма» задавалось граничное условие, соответствующее модели статического трения Кулона:

$$T_t \leq \min(\mu_{\text{stat}} T_n, T_{t,\text{max}}), \quad (11)$$

где T_t — касательное напряжение, T_n — нормальное напряжение, μ_{stat} — коэффициент трения, $T_{t,\text{max}}$ — максимальное касательное напряжение. Когда касательное напряжение превышает максимальное значение, то происходит скольжение, независимое от значения нормального давления. В модели используется бесконечно большое значение этого параметра. Это соответствует отсутствию ограничения на тангенциальную касательную силу. В дальнейшем в работе во всех случаях, кроме оговоренных заранее, применяется коэффициент трения $\mu_{\text{stat}} = 0,1$. В качестве материала пресс-формы выбрана конструкционная сталь. Свойства рассматриваемого ПМ соответствуют порошку алюминия и представлены ниже:

Модуль Юнга (E), Па..... $70 \cdot 10^9$

Коэффициент Пуассона (ν)..... 0,33

Плотность (ρ), кг/м³..... 2700

Начальный предел текучести (σ_0), Па..... $200 \cdot 10^6$

Коэффициенты коррекции Твергарда:

$q_{1\text{GTN}}$ 1,5

$q_{2\text{GTN}}$ 1,0

$q_{3\text{GTN}}$ 2,25

Объемная доля пустот:

начальная (f_0)..... 0,28

максимальная (f_{max}) 0,36

2. Методика численных расчетов

При реализации конечно-элементного (КЭ) анализа с использованием изопараметрических элементов и явной схемы интегрирования уравнений движения сплошной среды для расчета поведения материала требуется обновлять напряжения в гауссовых точках по заданным приращениям деформаций. В начале процесса уплотнения ПМ в пределах упругой области применяется закон линейно-упругого материала Гука. Далее приращение пластических деформаций на каждом шаге определяется из нелинейных уравнений пластиче-

ского течения [26, 27]. Осуществляется расчет тензора деформаций:

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{inel}, \quad (12)$$

где ε_{el} и ε_{inel} — тензоры упругой и неупругой деформаций соответственно.

Далее находятся упругие напряжения в расчетных точках системы:

$$\sigma = D\varepsilon_{el}, \quad (13)$$

где D — тензор упругих констант материала.

Осуществляется расчет эволюции пластических деформаций:

$$m_{inel} = \dot{\lambda} d(Q_{p\ comb}) / d\sigma, \quad (14)$$

где $\lambda > 0$ — множители Лагранжа, $\dot{\lambda} Q_{p\ comb} = 0$ для случая пластического деформирования ПМ.

Как было отмечено выше, рассматриваемая задача является сильно нелинейной. Для улучшения сходимости и уменьшения расчетного времени необходимо применение специальной КЭ-сетки. На криволинейных участках расчетной системы необходимо создание высокой плотности КЭ.

Учитывая вышесказанное, составлен алгоритм расчета компактирования ПМ (рис. 2). На начальном этапе происходит построение геометрии, задание граничных условий. Следующий шаг — расчет перемещения верхнего плунжера в соответствии с его скоростью. Если прессование осуществляется в упругой области, то реализуется закон линейно-упругого материала Гука. В противном случае выполняется расчет модели пористой пластичности ФКМ—ГТН. После нахождения необходимых параметров модели проводится расчет упругих

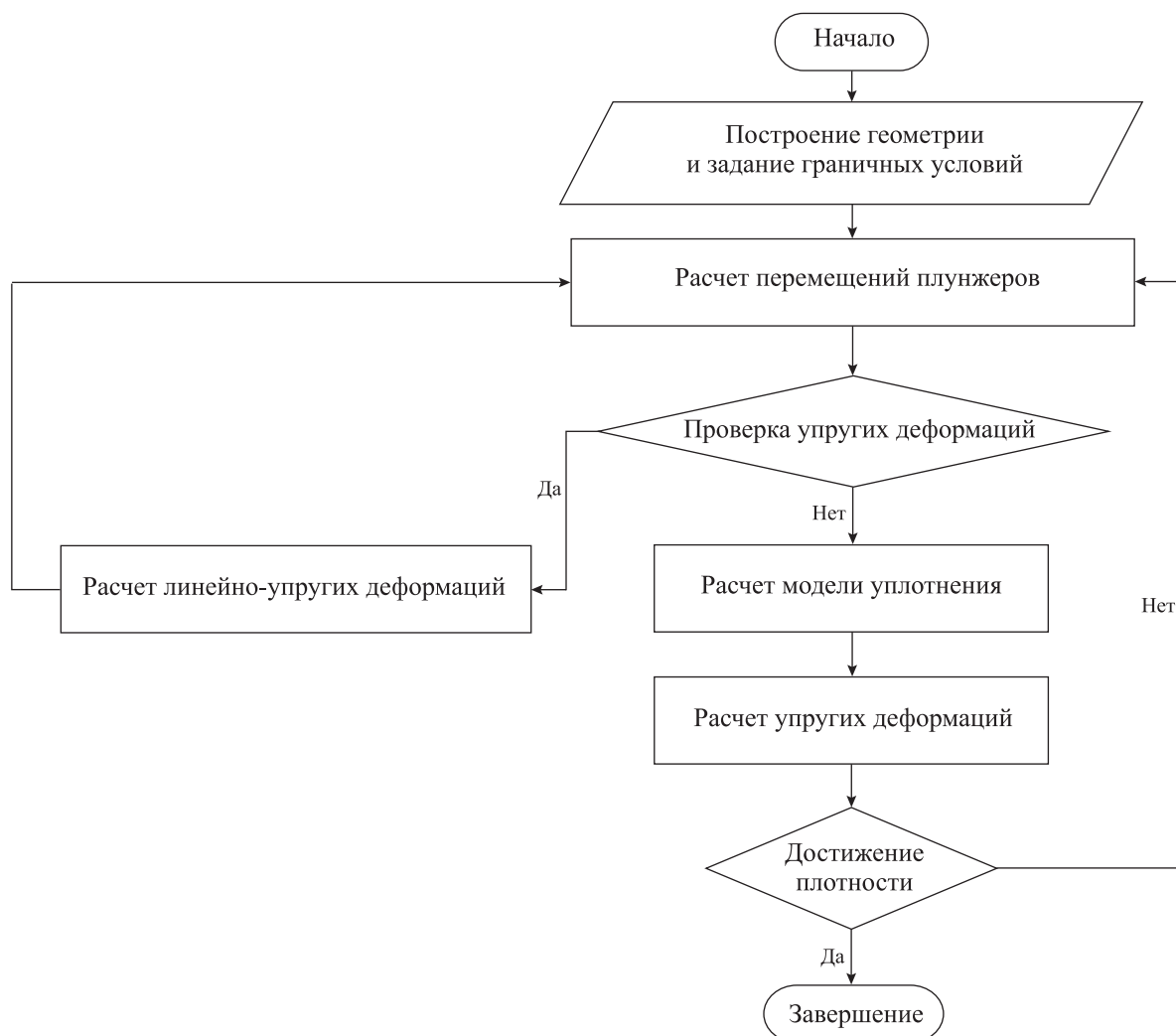


Рис. 2. Алгоритм расчета компактирования порошковых материалов

Fig. 2. Algorithm of powder material compaction design

деформаций, нахождение полей относительной плотности. Проверка достижения максимальной относительной плотности обуславливает возврат на этап расчета перемещения плунжера или обеспечение сходимости решения. Критерием завершения процесса прессования является сходимость с точностью 0,01 % значения максимальной плотности материала во всей расчетной области.

2.1. Экспериментальная проверка результатов расчета

Для проверки адекватности применяемых моделей и методов их решения можно воспользоваться информацией, приведенной в литературе. В работе [28] на рис. 65 представлено распределение плотности в односторонне спрессованном порошке никеля. Эти данные были получены по результатам измерения твердости на спрессованных заготовках. Конечная высота материала составила 17,5 мм. В тексте работы [28] не было информации об исходных его характеристиках. Для сравнения с экспериментальными данными приведем значения относительной плотности ПМ на конечном этапе его прессования в цилиндрической пресс-форме с соотношением высоты и радиуса, равным 6 (рис. 3).

В данном случае количественное сравнение приведенных данных не представляется возможным, поскольку для этого требуется дополнительная информация об условиях проведения эксперимента. Тем не менее на качественном уровне такое сравнение возможно. По данным [28], максимальная плотность наблюдается в верхнем пристенном

слое, а минимальная — в нижнем пристенном, что согласуется с результатами, приведенными на рис. 3 (0,892 и 0,785)

3. Анализ напряженно-деформированного состояния ПМ и кинетики уплотнения

Рассмотрим прессование ПМ в металлической цилиндрической пресс-форме, имеющей $H = 60$ мм и $R = 30$ мм. Решение уравнений математической модели осуществлялось методом конечных элементов. Использовалась дискретизация расчетной области сеткой треугольных КЭ. Число конечных элементов материала составило 3230.

3.1. Распределение эквивалентных напряжений

На рис. 4 представлено распределение эквивалентных напряжений в материале при одностороннем сжатии материала при перемещении пуансона на 8 и 15 мм.

Полученные данные позволяют сделать вывод, что максимальные напряжения в обоих случаях соответствуют областям «стенка пресс-формы — плунжер пресса». При меньшей деформации (рис. 4, а) максимальное напряжение составляет 107,5 МПа, а с ее ростом (рис. 4, б) оно увеличивается незначительно (около 110 МПа).

3.2. Распределение объемных пластических деформаций

Поля напряжений в материале имеют сходство с полями объемных пластических деформаций, представленными на рис. 5.

Как видно из рис. 5, из-за трения объемная пластическая деформация в областях, примыкающих к движущимся частям плунжера, больше, чем в остальном объеме материала.

3.3. Поля доли пор в материале

В процессе компактирования пористость ПМ уменьшается, что приводит к увеличению прочности изделия. Как показали предварительные расчеты, при отсутствии трения между пресс-формой и материалом относительная плотность будет величиной постоянной (в пределах погрешности численных расчетов). На рис. 6 представлен контурный график текущей объемной доли пор (ϕ) в конце периода прессования при наличии внешнего трения при $\mu_{\text{stat}} = 0,1$.

Пресс-форма	Пуансон верхний				Пресс-форма
	0,825	0,839	0,892		
	0,831	0,839	0,838		
	0,835	0,823	0,785		
	Пуансон нижний				

Рис. 3. Значения относительной плотности ПМ в конце прессования

Fig. 3. Relative density values for powder materials at the end of pressing

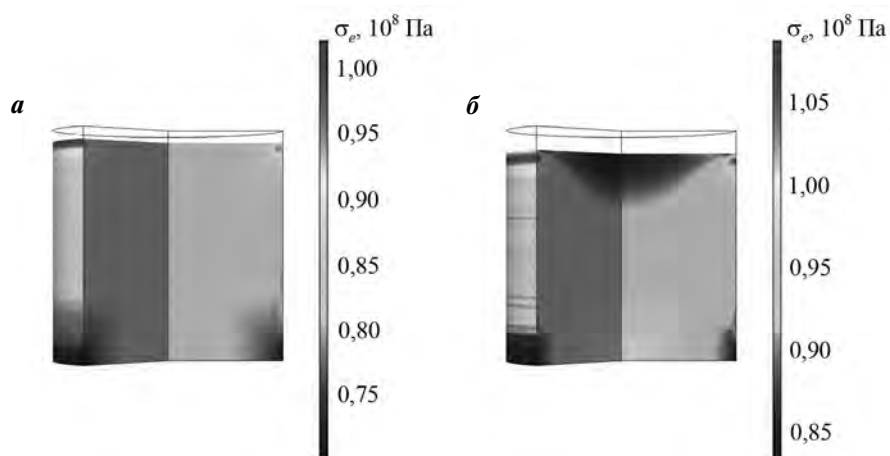


Рис. 4. Эквивалентные напряжения в материале (σ_e) при одностороннем прессовании при перемещении пуансона на 8 мм (*a*) и 15 мм (*б*)

Fig. 4. Equivalent stresses in the material (σ_e) at single action pressing with 8 mm (*a*) and 15 mm (*б*) punch travels

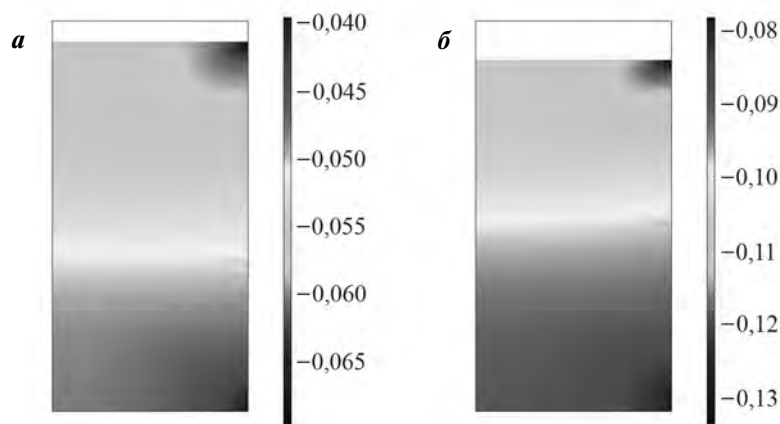


Рис. 5. Поля объемных пластических деформаций при одностороннем прессовании при перемещении пуансона на 8 мм (*a*) и 15 мм (*б*)

Fig. 5. Fields of volumetric plastic strains at single action pressing with 8 mm (*a*) and 15 mm (*б*) punch travels

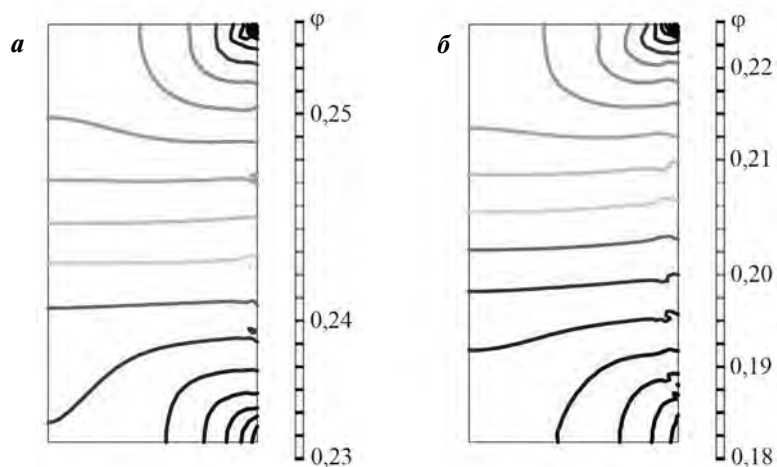


Рис. 6. Объемная доля пор при одностороннем прессовании при перемещении пуансона на 8 мм (*a*) и 15 мм (*б*)

Fig. 6. Volume fraction of pores at single action pressing with 8 mm (*a*) and 15 mm (*б*) punch travels

Полученные результаты можно объяснить тем, что в области контакта пуансона и стенки пресс-формы материалу из-за трения труднее смещаться в центр, в связи с этим такая область имеет большую относительную плотность (меньшую пористость) по сравнению с центральной областью заготовки.

3.4. Влияние соотношения высоты и диаметра заготовки на разнородность

В работе было исследовано влияние отношения высоты пресс-форм к диаметру на величину разнородности материала для одностороннего прессования ПМ. Были использованы 5 пресс-форм высотой $H = 30$ мм и диаметром $d = 2R = 60, 30, 20, 12$ и 10 мм. На рис. 7 представлены кривые зависимости разнородности $\Delta\phi$ (разности между максимальной и минимальной расчетными плотностями) по объему ПМ от перемещения пуансона.

Как видно из рис. 7, при перемещении пуансона разнородность материала нелинейно увеличивается. При этом для пресс-форм, имеющих большее отношение высоты к диаметру, характерно более высокое значение разнородности. Так, в конце рассматриваемого периода компактирования разнородность при $H/d = 0,5$ была в 2,6 раза ниже, чем при $H/d = 3$.

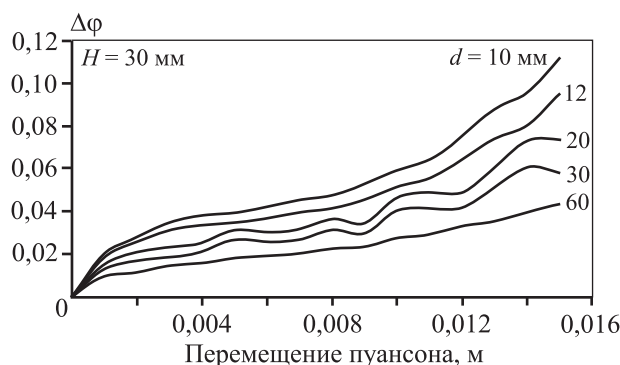


Рис. 7. Разнородность по объему ПМ для одностороннего прессования при $\mu_{\text{stat}} = 0,1$

Fig. 7. Pore variability by powder material volume for single action pressing at $\mu_{\text{stat}} = 0,1$

3.5. Влияние трения на компактирование ПМ

Аналогично предыдущему разделу, была проведена серия расчетов при большем значении коэффициента трения — $\mu_{\text{stat}} = 0,3$ (см. рис. 8).

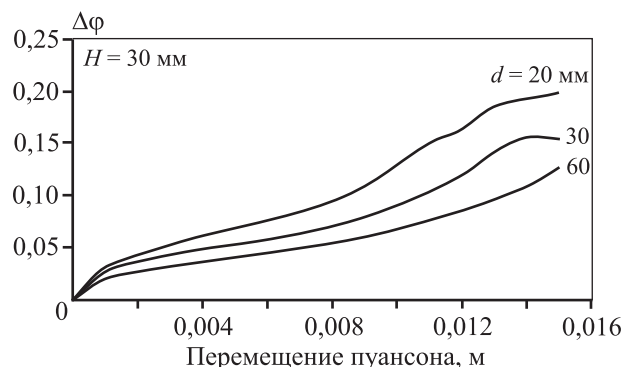


Рис. 8. Разнородность по объему ПМ для одностороннего прессования при $\mu_{\text{stat}} = 0,3$

Fig. 8. Pore variability by powder material volume for single action pressing at $\mu_{\text{stat}} = 0,3$

Как видно из рис. 8, увеличение трения оказывает существенное влияние на разнородность материала: значение показателя $\Delta\phi$ возросло примерно в 3 раза для соответствующих значений H/d . Также необходимо отметить некоторое выравнивание разнородности в конце рассматриваемого периода при больших соотношениях H/d (при $H/d = 1,5$).

Таким образом, как показали результаты моделирования, при отсутствии трения между материалом и пресс-формой конечная величина пористости материала является величиной почти постоянной по объему. Отклонения значений объясняются погрешностью численного расчета. Очевидно, что данный случай является теоретической идеализацией. В действительности в приграничных к пресс-форме слоях материала уплотнение проявляется в большей степени из-за неизбежного наличия трения, что препятствует перемещению частиц материала.

Заключение

Представлены результаты численного моделирования одностороннего прессования порошковых материалов, обладающих пластичностью и сжимаемостью, с использованием упругопластичных моделей Флека—Куна—МакМикинга и Гурсона—Твергарда—Нидлмана.

Проведен анализ качественных особенностей динамики двумерного нестационарного процесса уплотнения, представлены результаты численных расчетов распределений плотности, напряжений и деформаций по высоте и радиусу прессуемой заго-

товки. Установлено, что поля напряжений в материале имеют сходство с полями объемных пластических деформаций.

Выполнено сравнение полученных численных результатов относительной плотности порошковых материалов в цилиндрической пресс-форме с известными ранее экспериментальными данными для конечного момента прессования. Для двумерных моделей они качественно согласуются между собой.

Исследовано влияние отношения высоты пресс-форм к диаметру и бокового трения на величину разнородности материала для одностороннего прессования ПМ. Установлено, что для заготовок с большим соотношением H/d характерно более высокое значение разнородности.

В дальнейших работах планируются исследования напряженно-деформированного состояния и кинетики уплотнения ПМ для двухстороннего прессования, в том числе для разных скоростей пуансонов, и анализ распределения относительной плотности ПМ в пресс-формах.

Литература/References

1. Амосов А.П., Боровинская И.П., Мерзханов А.Г. Порошковая технология самораспространяющегося высокотемпературного синтеза материалов. М.: Машиностроение-1, 2007.
Amosov A.P., Borovinskaya I.P., Merzhanov A.G. Powder technology of self-propagating high-temperature synthesis of materials. Moscow: Mashinostroenie-1, 2007 (In Russ.).
2. Froes F.H., Eylon D. Powder metallurgy of titanium alloys. *Int. Mater. Rev.* 1990. Vol. 35. No. 1. P. 162—184.
3. Borisov A.A., De Luca L.T., Merzhanov A.G. Self-propagating high-temperature synthesis of materials. CRC Press, 2002.
4. Korachkin D., Gethin D., Lewis R., Tweed J. Friction measurement and lubrication in unloading and ejection stages in powder pressing cycle. *Powder Metall.* 2008. Vol. 51. No. 1. P. 14—30.
5. Santa T., Frunza D. Friction-assisted pressing of PM components. *J. Mater. Process. Technol.* 2003. Vol. 143—144. No. 1. P. 645—650.
6. Sinka I., Cunningham J., Zavaliangos A. The effect of wall friction in the compaction of pharmaceutical tablets with curved faces: a validation study of the Drucker—Prager Cap model. *Powder Technol.* 2003. Vol. 133. No. 1—3. P. 33—43.
7. Френкель Я.И. Вязкое течение в кристаллических телах. М.: Физматгиз, 1958.
Frenkel Ya.I. Viscous flow in crystalline bodies. Moscow: Fizmatgiz, 1958 (In Russ.).
8. Бальшин М.Ю. Научные основы порошковой металлургии и металлургии волокна. М.: Металлургия, 1972.
Bal'shin M.Yu. Scientific basis of powder metallurgy and fiber metallurgy. Moscow: Metallurgiya, 1972 (In Russ.).
9. Bal'shin M.Y. Novel principles of calculation and analysis of powder compression. *Sov. Powder Metall. Met. Ceram.* 1965. Vol. 4. No. 12. P. 975—983.
10. Stolin A.M., Stel'makh L.S., Karpov S.V., Alymov M.I. External friction in SHS compaction. *Dokl. Chem.* 2019. Vol. 487. No. 2. P. 235—237.
11. Luo J., Stevens R., Ren Y. Constrained sintering of a sphere with radial density gradient: Viscous model. *Metall. Mater. Trans. B.* 1998. Vol. 29. No. 3. P. 673—678.
12. Stolin A.M., Stelmakh L.S. Features of compaction kinetics for powder materials under nonisothermal conditions. Part 1. Compaction kinetics in regular and fiber regimes. *Powder Metall. Met. Ceram.* 2001. Vol. 40. No. 11—12. P. 556—561.
13. Stolin A.M., Stel'makh L.S. Mathematical modeling of SHS compaction/extrusion: An autoreview. *Int. J. SHS.* 2008. Vol. 17. No. 2. P. 93—100.
14. Столин А.М., Стельмах Л.С., Стельмах Э.В. Высокотемпературное прессование порошкового материала в условиях внешнего трения. *Композиты и наноструктуры.* 2017. Т. 3—4. No. 35—36. С. 156—161.
Stolin A.M., Stel'makh L.S., Stel'makh E.V. High temperature pressing of powder material under external friction conditions. *Kompozity i nanostruktury.* 2017. Vol. 3—4. No. 35—36. P. 156—161 (In Russ.).
15. Fleck N.A., Kuhn L.T., McMeeking R.M. Yielding of metal powder bonded by isolated contacts. *J. Mech. Phys. Solids.* 1992. Vol. 40. No. 5. P. 1139—1162.
16. Tvergaard V., Needleman A. Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar. *Acta Metall.* 1984. Vol. 32. No. 1. P. 157—169.
17. Redanz P. Numerical modelling of cold compaction of metal powder. *Int. J. Mech. Sci.* 1998. Vol. 40. No. 11. P. 1175—1189.
18. Рыбин Ю.И., Цеменко В.Н., Александров А.Э. Математическая модель уплотнения порошковых металлических материалов. *Металлообработка.* 2004. No. 6. С. 45—49.
Rybin Yu.I., Tsemenko V.N., Aleksandrov A.E. Mathematical model of compaction of powder metal materials. *Metallrobrabotka.* 2004. No. 6. P. 45—49 (In Russ.).
19. Shima S., Oyane M. Plasticity theory for porous metals. *Int. J. Mech. Sci.* 1976. Vol. 18. No. 6. P. 285—291.

20. Gurson A.L. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth. Part I. Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *J. Eng. Mater. Technol.* 1977. Vol. 99. No. 1. P. 2—15.
21. Власов А.В., Герасимов Д.А. Реализация модели Гурсо—Твергарда—Нидельмана для расчета процессов холодной объемной штамповки несжимаемых материалов. *Изв. вузов. Машиностроение*. 2017. No. 8. С. 8—17.
Vlasov A.V., Gerasimov D.A. Implementation of the model of Gurson—Tvergaard—Needleman for calculation of processes of cold forging of incompressible materials. *Izvestiya vuzov. Mashinostroenie*. 2017. No. 8. P. 8—17 (In Russ.).
22. Redanz P. Numerical modelling of the powder compaction of a cup. *Eur. J. Mech. A. Solids*. 1999. Vol. 18. P. 399—413.
23. Cedergren J., Sørensen N.J., Bergmark A. Three-dimensional analysis of compaction of metal powder. *Mech. Mater.* 2002. Vol. 34. No. 1. P. 43—59.
24. Drucker D.C., Prager W. Soil mechanics and plastic analysis or limit design. *Quart. Appl. Math.* 1952. Vol. 10. No. 2. P. 157—165.
25. Schofield A., Wroth P. Critical state soil mechanics. McGraw-Hill, 1968.
26. Абакумов А.И., Сафронов И.И., Смирнов А.С., Арабей А.Б. Численная модель макровязкого разрушения современных сталей магистральных газопроводов. *Пробл. прочности пластичности*. 2017. Vol. 3. No. 79. С. 301—311.
Abakumov A.I., Safronov I.I., Smirnov A.S., Arabey A.B. Numerical model microvascula the destruction of the modern steels of main gas pipelines. *Problemy prochnosti plastichnosti*. 2017. Vol. 3. No. 79. P. 301—311 (In Russ.).
27. Жданович Г.М. Механика порошковых материалов. Минск: БНТУ, 2013.
Zhdanovich G.M. Mechanics of powder materials. Minsk: BNTU, 2013 (In Russ.).
28. Шамм Б. Порошковая металлургия. Спеченные и композиционные материалы. М.: Металлургия, 1983.
Shatt B. Powder metallurgy. Sintered and composite materials. Moscow: Metallurgiya, 1983 (In Russ.).