УДК 621.762, 51.73, 532.135

ВНЕШНЕЕ ТРЕНИЕ В ПРОЦЕССЕ СВС-КОМПАКТИРОВАНИЯ

А. М. Столин^{1,*}, Л. С. Стельмах¹, С. В. Карпов²,
член-корреспондент РАН М. И. Алымов¹

Поступило 15.04.2019 г.

На основе ранее разработанных реодинамических моделей высокотемпературного СВС-компактирования проведён теоретический анализ процесса обратного прессования с активным действием силы внешнего трения. Показано, что в данном варианте прессования внешнее трение является полезным технологическим эффектом, позволяющим получать однородное распределение плотности по объёму материала прессовки. Получены аналитические соотношения для расчётов характерного времени прессования и распределения напряжения.

Ключевые слова: обратное прессование, активное внешнее трение, реодинамическая модель, СВС-компактирование, плотность, напряжение.

DOI: <https://doi.org/10.31857/S0869-56524876636-639>

Оборудование для прессования и формования изделий в технологиях порошковой металлургии и СВС совершенствуется с целью повышения его функциональных возможностей и улучшения качества получаемых изделий. В связи с этим требуется учитывать, что большое влияние на достижение однородности изделия и уровень его физико-механических свойств оказывают силы внешнего трения, их направленность и характер распределения по контактным поверхностям. При одностороннем прессовании силы внешнего трения вызывают неравномерное распределение напряжения и плотности в объёме уплотняемого тела [1]. Обычно внешнее трение рассматривается как вредный технологический эффект, затрудняющий формование изделий и заготовок [2].

Обнадёживающие результаты исследования процесса обратного прессования с активным действием силы трения [3] показали перспективность использования этого варианта прессования и формования изделий. Был разработан специальный гидравлический пресс, который был снабжён отдельным механизмом для независимого перемещения боковой стенки, что существенно усложнило конструкцию прессы.

При получении изделий методами СВС в одну технологическую стадию возникает ряд общих вопросов, связанных с взаимосвязанными исследова-

ниями процессов синтеза материалов, их прессованием и формованием изделий. Для реализации процесса СВС-экструзии была выбрана (скорее интуитивно) более простая схема варианта обратного прессования порошковой заготовки с активным боковым трением (рис. 1), в которой все элементы пресс-оснастки двигаются с одинаковой скоростью за счёт внешнего усилия. При таком способе прессования сила трения направлена в сторону действия нагрузки и сжимающие напряжения возрастают по мере удаления от места приложения этой нагрузки. Сейчас уже можно утверждать, что этот выбор оказался удачным. В работе [4] экспериментально обоснована возможность получения методом СВС-экструзии однородных длинномерных цилиндрических изделий (длиной до 300 мм и диаметром 1–10 мм) различного функционального назначения

Рис. 1. Схема обратного прессования с активным трением. P — давление плунжера прессы; V_w , V_m — скорости перемещения стенки и материала соответственно. $|V_w| > |V_m|$.

¹ Институт структурной макрокинетики и проблем материаловедения им. А.Г. Мерджанова
Российской Академии наук, Черноголовка Московской обл.

² Тамбовский государственный технический университет
*E-mail: amstolin@ism.ac.ru

из большого ряда металлокерамических композиционных материалов с использованием этого варианта прессования. Однако при дальнейшем развитии этого метода возникла необходимость в теоретическом обосновании этого важного для технологии практического результата.

Целью настоящей работы является теоретический анализ реодинамической модели процесса обратного прессования с активным действием силы трения и обоснование преимуществ этого способа прессования в сопоставлении с наиболее распространённым в порошковой металлургии и в технологии СВС одноосным прессованием порошковых материалов. Принятая в настоящем рассмотрении реодинамическая модель высокотемпературного прессования достаточно подробно обсуждалась и обоснована в статьях [5].

В цилиндрической системе координат рассматриваемый процесс обратного прессования с активным действием силы трения описывается системой уравнений относительно плотности материала $\rho = \rho(r, z, t)$, скорости течения $\vec{V} = (v_r(r, z, t), v_\phi(r, z, t), v_z(r, z, t))$, тензора напряжений $\Pi = (\sigma_{ik})$, $\sigma_{ik} = \sigma_{ik}(r, z, t)$:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho}{\partial t} + V_z \frac{\partial \rho}{\partial z} + \rho \frac{\partial V_z}{\partial z} &= 0, \\ \frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} &= 0, \\ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \tau_{rz}) + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} &= 0, \\ \tau_{rz} &= 2\mu \left(\frac{\partial V_z}{\partial r} + \frac{\partial V_r}{\partial z} \right). \end{aligned} \quad (1)$$

Здесь вместо уравнений движения используются уравнения равновесия, что было обосновано ранее [6].

В качестве реологических соотношений выбрана модель вязкого сжимаемого тела согласно обобщённому закону Ньютона, который обычно используется при высокотемпературном прессовании [7]:

$$\begin{aligned} \sigma_{rr} = \sigma_{\phi\phi} &= \left(-\frac{2}{3}\mu + \xi \right) \frac{\partial V_z}{\partial z}, \\ \sigma_{zz} &= \left(\frac{4}{3}\mu + \xi \right) \frac{\partial V_z}{\partial z}. \end{aligned}$$

Примем, что сдвиговая μ и объёмная ξ вязкости зависят от плотности согласно эмпирическим соотношениям [7]:

$$\begin{aligned} \mu(\rho) &= \mu_1 \rho^m, \\ \xi(\rho) &= \frac{4}{3} \mu_1 \frac{\rho^{m+1}}{1-\rho}. \end{aligned}$$

В силу цилиндрической симметрии зависимость всех переменных от угла поворота отсутствует и уравнение по угловой координате выполняется тождественно.

Граничные условия:

$$\begin{aligned} \tau_{rz} \Big|_{r=r_0} &= -\tau_{fr}, \\ \sigma_{zz} \Big|_{z=H(t)} &= -P(t), \\ V_z \Big|_{r=r_0} &= V_{\text{form}}. \end{aligned} \quad (2)$$

Первое соотношение в (2) определяет условие проскальзывания материала относительно боковой стенки цилиндра. Согласно принятому допущению сила трения рассматривается как эффективная характеристика взаимодействия материала со стенкой и принимается постоянной величиной, доступной для экспериментального определения. Следует отметить, что в [8] рассматриваются другие варианты граничного условия для пристенного скольжения. Второе соотношение в (2) задаёт усилие на плунжере.

Для решения уравнений (1) необходимо задание начального распределения плотности по координате

$$\rho|_{t=0} = \rho_0(r, z). \quad (3)$$

Проведём усреднение уравнений (1) по координате r , используя метод усреднения, разработанный С.И. Худяевым [9] (индекс усреднения опускаем, вместо V_z пишем V), получаем модель, содержащую уравнения неразрывности, движения и реологические соотношения в следующем виде:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho V)}{\partial z} = 0, \quad (4)$$

$$\frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + \frac{2}{r_0} \tau_{fr} = 0, \quad (5)$$

$$\sigma_{zz} = \left(\frac{4}{3}\mu + \xi \right) \frac{\partial V}{\partial z}, \quad (6)$$

$$\sigma_{rr} = \sigma_{\theta\theta} = \left(-\frac{2}{3}\mu + \xi \right) \frac{\partial V}{\partial z}, \quad (7)$$

где ρ — относительная плотность материала; μ, ξ — сдвиговая и объёмная вязкости материала; V — скорость течения материала; $\sigma_{zz}, \sigma_{rr}, \sigma_{\theta\theta}$ — осевые, радиальные и тангенциальные напряжения; r_0 — радиус заготовки (внутренний радиус пресс-формы); ρ_1 — плотность несжимаемой основы материала; τ_{fr} — напряжение трения. На верхней границе примем условие, соответствующее заданию усилия на плунжере пресса:

$$\sigma_{zz} = -P(t), \quad z = H(t), \quad (8)$$

где $P(t)$ — давление на плунжере пресса; $H(t)$ — высота образца. На нижней границе прессуемого образца примем условие прилипания

$$V|_{z=0} = 0. \quad (9)$$

Интегрируя уравнение (5) от z до $H(t)$ и учитывая граничное условие (8), получаем

$$\sigma_{zz} = -P(t) - \frac{2}{r_0} \tau_{fr}(H(t) - z). \quad (10)$$

Полученное уравнение показывает линейный рост осевых сжимающих напряжений по мере удаления от места приложения нагрузки на плунжер (в отличие от одностороннего прессования, где имеет место падение сжимающих напряжений). Возрастание силы трения и высоты заготовки при данном её радиусе приводит к увеличению темпа роста этого напряжения.

Обозначим $\mu_{eff} = \left(\frac{4}{3}\mu + \xi\right)$, где μ_{eff} — эффективная вязкость. Подставляя (10) в (6), получим выражение для градиента скорости:

$$\frac{\partial V}{\partial z} = \frac{2}{r_0 \mu_{eff}} \tau_{fr}(H(t) - z) - \frac{P(t)}{\mu_{eff}}.$$

Интегрируя его от 0 до H_0 , учитывая $V(0) = 0$, найдём скорость плунжера пресса:

$$V(H_0) = -\frac{H_0^2 \tau_{fr}}{r_0 \mu_{eff}} - \frac{P(t) H_0}{\mu_{eff}}.$$

Согласно этой формуле природа поправки, вносимой в эту зависимость за счёт внешнего трения, определяется геометрическими размерами образца, значением эффективной вязкости и величиной τ_{fr} .

Найдём характерное время уплотнения t_* :

$$t_* = \left(\frac{H_0 - H_k}{H_0}\right) \left| \frac{\mu_{eff}}{-\frac{H_0 \tau_{fr}}{r_0} - P(t)} \right|. \quad (11)$$

Из (11) видно, что характерное время уплотнения при обратном прессовании меньше, чем при одностороннем [1]. Поскольку вязкость в общем случае зависит от плотности, для более точного определения скорости поршня требуются численные расчёты и анализ кинетики уплотнения порошкового материала. В расчётах использовались следующие данные для состава TiC (70%) + Ni (30%): давление на плунжере пресса $P = 10^8$ Па, плотность несжимаемой основы материала $\rho_1 = 5,69 \cdot 10^3$ кг/м³, начальная высота заготовки $H_0 = 30 \cdot 10^{-3} - 50 \cdot 10^{-3}$ м, диаметр заготовки $d_0 = 13,5 \cdot 10^{-3}$ м, скорость плунжера пресса $V_{пл} = 5 \cdot 10^{-3} - 60 \cdot 10^{-3}$ м/с.

Рис. 2. Зависимость разнотности ($\Delta\rho$) в % от отношения высоты к диаметру (H/D) для различных коэффициентов трения (τ_{fr}): 1, 1' — $\tau_{fr} = 0,075P$; 2, 2' — $\tau_{fr} = 0,05P$. Верхние кривые — в середине процесса уплотнения, нижние — в конце.

На рис. 2 представлена зависимость разнотности $\Delta\rho = \rho(H(t)) - \rho(0)$ в процентах в образце от отношения высоты к диаметру заготовки H/D для разных значений коэффициента трения — кривые 1 и 1' ($\tau_{fr} = 0,075P$) и кривые 2 и 2' ($\tau_{fr} = 0,05P$) при различных моментах прессования: в конце и середине процесса уплотнения. За окончание процесса уплотнения принимается время, при котором изменение высоты образца составляет не более 1%. Видно, что разнотность при обратном прессовании почти отсутствует даже при больших отношениях высоты к диаметру. Отметим, что при прямом одностороннем прессовании из-за внешнего трения даже при самых благоприятных условиях практически нельзя получить образцы с малой разнотностью (менее 10%) при отношении высоты к диаметру свыше 2,5 [1]. Таким образом, как показали проведённые численные расчёты, фактор активного внешнего трения при обратном прессовании позволяет получить однородную плотность заготовки. Используемый в настоящей работе метод усреднения позволил упростить нахождение рациональной области параметров для реализации наиболее благоприятных с технологической точки зрения и вывести аналитические соотношения для расчёта времени прессования и сжимающего напряжения с учётом бокового внешнего трения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Стельмах Л.С., Столин А.М., Стельмах Э.В. Высокотемпературное прессование порошкового ма-

- териала в условиях внешнего трения // Композиты и наноструктуры. 2017. В. 3/4 (35/36). С. 40–45.
2. Алымов М.И. Порошковая металлургия нанокристаллических материалов. М.: Наука, 2007. 169 с.
  3. Бережной В.Л., Щерба В.Н., Батулин А.И. Прессование с активным действием сил трения. М.: Металлургия, 1988. 296 с.
  4. Stolin A.M., Bazhin P.M., Konstantinov A.S., Alymov M.I. Production of Large Compact Plates from Ceramic Powder Materials by Unconfined SHS Compaction // Doklady Chemistry. 2018. V. 480. № 2. P. 136–138. DOI: 10.1134/S0012500818060083 Web of Science and Scopus.
  5. Stolin A.M., Stel'makh L.S. Features of Compaction Kinetics for Powder Materials under Nonisothermal Conditions. I. Compaction Kinetics in Regular and Fiber Regimes // Powder Metallurgy and Metal Ceramics. 2001. V. 40. № 11/12. P. 556–561.
  6. Стельмах Л.С., Столин А.М. Тепловые режимы уплотнения при горении порошкового материала // ДАН. 2000. Т. 373. № 2. С. 206–209.
  7. Stolin A.M., Stel'makh L.S. Mathematical Modeling of SHS Compaction / Extrusion: An Autoreview // J. SHS. 2008. V. 13. № 1. P. 53.
  8. Patlazhan S.A., Kravchenko I.V. Influence of Interfacial Slip on Mechanical Adhesion of Immiscible Polymers // J. Adhesion Sci. and Technol. 2011. V. 25. P. 1425–1434.
  9. Худяев С.И. Пороговые явления в нелинейных уравнениях. М.: Физматлит, 2003. 272 с.

EXTERNAL FRICTION IN THE PROCESS OF SHS-COMPACTION

A. M. Stolin¹, L. S. Stelmakh¹, S. V. Karpov²,
Corresponding Member of the RAS M. I. Alymov¹

¹*Merzhanov Institute of Structural Macrokineics and Materials Science of the Russian Academy of Sciences, Chernogolovka, Moscow Region, Russian Federation*

²*Tambov State Technical University, Tambov, Russian Federation*

Received April 15, 2019

On the basis of previously developed rheodynamic models of high-temperature SHS-compaction, a theoretical analysis of the process of backward pressing with the active action of external friction force was carried out. It is shown that in this version of extrusion external friction is a useful technological effect, which allows to obtain a uniform distribution of density over the volume of the pressing material. Analytical relationships have been obtained for calculating the characteristic pressing time and stress distribution.

Keywords: reverse pressing, active external friction, rheodynamic model, SHS-compaction, density, stress.