





Received: 28.01.2019
Revised: 26.02.2019
Accepted: 22.03.2019
DOI: 10.17804/2410-9908.2019.2.037-056

AN EXPERIMENTAL AND ANALYTICAL METHOD FOR CALCULATING THE POWER PARAMETERS OF EXTRUSION OF INCOMPACT MATERIALS

A. P. Polyakov^{a)*} and P. A. Polyakov^{b)}

*Institute of Engineering Science, Ural Branch of the Russian Academy of Sciences,
34 Komsomolskaya St., Ekaterinburg, Russian Federation*

^{a)}  <https://orcid.org/0000-0003-0109-6916>  pap@imach.uran.ru;
^{b)}  <https://orcid.org/0000-0002-7779-8546>  pavel.katsu@gmail.com

*Corresponding author. E-mail: pap@imach.uran.ru
Address for correspondence: ul. Komsomolskaya, 34, Ekaterinburg, 620049, Russian Federation
Tel.: +7 343 374 50 51; fax: +7 343 374 53 30

On the basis of experimental studies of cold extrusion of green billets from vanadium-bearing iron powder composites, the effect of cohesion (shear strength) on the hazard of rod fracture during extrusion is shown.

The process of extrusion of an incompact material is mathematically modeled. It is shown that, for large die cone angles, it is preferable to use a rigid block design to determine the extrusion force, which implies the use of conditions on the surfaces of strong discontinuities in a plastically compressible medium.

A software package for modeling the extrusion and drawing of powder composites has been developed.

Keywords: extrusion, density, extrusion ratio, cohesion, modeling.

Acknowledgment

The work was performed within the state assignment, theme No. AAAA-A18-118020790142-9.

References

1. Wimbert L., Arnhold V. Powder metallurgy in Germany. *International Journal of Powder Metallurgy*, 2014, no. 2, pp. 67–70.
2. Gundermann Philippe. Overview of the status and trends in the European PM Industry. *EURO PM 2015 REIMS*. Available at: <http://www.europm2015.com/post-event/plenary-presentations/103-the-european-pm-industry-current-status-and-roadmapping-the-future/file>.
3. Libenson G.A., Lopatin V.Yu., Komarnitskii G.V. *Protsessy poroshkovoii metallurgii*. V dvukh tomakh. T. 2. Formovanie i spekanie: Ucheb. dlya vuzov [Processes of Powder Metallurgy, 2 vols. Vol. 2. Formation and Sintering: Textbook for Higher Schools]. Moscow, MISiS Publ., 2002. (In Russian).
4. Antsiferov V.N., Perel'man V.E. *Mekhanika protsessov pressovaniya poroshkovykh i kompozitsionnykh materialov* [Mechanics of Pressing Processes of Powder and Composite Materials]. Moscow Graal' Publ., 2001, pp. 175–202. (In Russian).
5. Hung-Kuk Oh, Jeong-Keun Lee. A study of the extrusion of sintered porous metal. *J. Mech. Technol.*, 1985, vol. 11, no. 1, pp. 53–69. DOI: 10.1016/0378-3804(85)90112-3.

6. Zalazinskii A.G. *Plasticheskoe deformirovanie strukturno-neodnorodnykh materialov* [Plastic Deformation of Structurally Nonuniform Materials]. Yekaterinburg, UrO RAN, 2000. (In Russian).
7. Shestakov N.A., Subich V.N., Demin V.A. *Uplotnenie, konsolidatsiya i razrushenie poristykh materialov* [Compaction, Consolidation and Destruction of Porous Materials]. Moscow, Fizmatlit, 2011. (In Russian).
8. Tae-Wan Ku, Beom-Soo Kang. Tool Design and Experimental Verification for Multi-Stage Cold Forging Process of the Outer Race. *Int. J. Precis. Eng. Manuf.*, 2014, vol. 15, no. 9, pp. 1995–2004. DOI: 10.1007/s12541-014-0556-x.
9. Lee M.C., Chung S.H., Jang S.M., Joun M.S. Three-Dimensional Simulation of Forging using Tetrahedral and Hexahedral Elements. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2009, vol. 45, no. 11, pp. 745–754. DOI: 10.1007/s12206-013-0959-0.
10. Kim J.B., Seo W.S., Park K. Damage Prediction in the Multistep Forging Process of Subminiature Screws. *Int. J. Precis. Eng. Manuf.*, 2012, vol. 13, no. 9, pp. 1619–1624. DOI: 10.1007/s12541-012-0212-2.
11. Jeong M.S., Lee S.K., Sung J.H., Kim K.E., Lee S., Lee K.W., Choi T.H. Green Alternative Processing Technology for a Spring Guide Pin of Stamping Die Set. *Int. J. Precis. Eng. Manuf.*, 2012, vol. 13, no. 7, pp. 1239–1242. DOI: 10.1007/s12541-012-0164-6.
12. Plancak M., Brameley A., Osman F. Non-conventional cold extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*, 1992, vol. 34, p. 465–472. DOI: 10.1007/s12289-009-0571-0.
13. Galanty M., Kazanowski P., Kansuwan P., Misiolek W. Consolidation of metal powders during the extrusion process. *Journal of Materials Processing Technology*, 2002, vol. 125–126, no. 9, pp. 491–496. DOI: 10.1016/S0924-0136(02)00327-8.
14. Aliev I.S. New technological processes of cold extrusion of geometrically complex parts. *Fizika i Tekhnika Vysokikh Davleniy*, 2000, vol. 10, no. 4, pp. 62–67. (In Russian).
15. Radomyselskii I.D., Serdyuk G.G., Shcherban' N.I. *Konstruktivnyye poroshkovye materialy* [Structural Powder Materials]. Kiev, Tekhnika Publ., 1985, p. 152. (In Russian).
16. Cahal McVeigh, Wing Kam Liu. Prediction of Central Bursting during Axisymmetric Cold Extrusion of a Metal Alloy containing Particles. *International Journal of Solids and Structures*, 2006, vol. 43, no. 10, pp. 3087–3105. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2005.05.019.
17. Domanti A.T.J., Horrobin D.J., Bridgwater J. An investigation of fracture criteria for predicting surface fracture in paste extrusion. *Int. J. Mech. Sci.*, 2002, vol. 44, pp. 1381–1410. DOI: 10.1007/s00419-013-0779-9.
18. Yanran Z., Wang Z.R., Weimin C. Numerical solutions for extrusion and ironing and die-angle optimization. *Journal of Materials Processing Technology*, 1995, vol. 55, pp. 48–52. DOI: 10.1016/0924-0136(95)01811-5.
19. Cho H.Y., Min G.S., Jo C.Y., Kim M.H. Process design of the cold forging of a billet by forward and backward extrusion. *J. Mater. Process. Technol.*, 2003, vol. 81, pp. 375–381. DOI: 10.1016/S0924-0136(02)00870-1.
20. Tiernan P., Hillery M.T., Graganescu B., Gheorghe M. Modelling of cold extrusion with experimental verification. *J. Mater. Process. Technol.*, 2005, vol. 168, pp. 360–366. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2005.02.249.
21. Da Silva G.C., Carneiro J.R.G., França A.B.C., Pulecio S.A.R. Experimental and numerical simulation of the backward extrusion process for annealed steel aisi 1010. *Mecânica Experimental*, 2013, vol. 22, pp. 15–22.
22. Horrobin D.J. Theoretical Aspects of Paste Extrusion. Ph. D. Dissertation, University of Cambridge, Cambridge UK, 1999, 259 p.
23. Lin H.S., Hsu Y.C., Keh C.C. Inhomogeneous deformation and residual stress in skin-pass axisymmetric drawing. *J. Mater. Process. Technol.*, 2008, vol. 201, pp. 128–132. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2007.11.126.

24. Chih-Cheng Yang, Xuan-Yu Lin. The Forming Analysis of Two-stage Extrusion for 1010 Fastener. *Journal of Mechanical Engineering and Automation*, 2016, vol. 6, no. 3, pp. 43–50. DOI: 10.5923/j.jmea.20160603.01.
25. Fengxian Li, Jianhong Yi, Juergen Eckert. Optimization of the Hot Forging Processing Parameters for Powder Metallurgy Fe-Cu-C Connecting Rods Based on Finite Element Simulation. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2017, vol. 48, iss. 12, pp. 6027–6037. DOI: 10.1007/s11661-017-4372-7.
26. Giuliano G. Process design of the cold extrusion of a billet using finite element method. *Materials & Design*, 2007, vol. 26, pp. 726–729. DOI: 10.1016/j.matdes.2005.07.020.
27. Polyakov A.P. On the scheme of rigid blocks in the problem of porous blank extrusion. *Izv. Vyssh. Uchebn. Zaved. Tsvetn. Metall.*, 2004, no. 5, pp. 27–34. (In Russian).
28. Sadollah A., Bahreininejad A. Optimization of die design using metaheuristic methods in cold forward extrusion process. *Neural Computing and Applications*, 2012, vol. 21, iss. 8, pp. 2071–2076. DOI: 10.1007/s00521-011-0630-6.
29. Polyakov P.A., Kolmykov V.L., Dolmatov A.V., Mushnikov A.N., Polyakov A.P. Solidity of unsintering briquettes from iron-based. *KShP. OMD*, 2017, no. 1, pp. 40–45. (In Russian).
30. *Modeling of Powder Die Compaction*, Brewin P.R., Coube O., Doremus P., Tweed J.H., eds., Springer, 2008, 329 p.
31. Shang C., Sinka I.C., Pan J. Constitutive Model Calibration for Powder Compaction Using Instrumented Die Testing. *Experimental Mechanics*, 2012, vol. 52, pp. 903–916. DOI: 10.1007/s11340-011-9542-8.
32. Polyakov P.A., Zalazinskiy A.G., Polyakov A.P. Extrusion process analyses of vanadium-bearing iron powder. *KShP. OMD*, 2014, no. 12, pp. 10–14. (In Russian).
33. Korobova N.V. Scientific substantiation and implementation of technological solutions for the production of high-density billets by press forming from metal powders. *Doctoral Thes. Abstract*, Moscow, 2009, 30 p. (In Russian).
34. Zhdanovich G.M. Theory of Compaction of Metal Powders, transl. *Teoriya Pressovaniya Metallicheskikh Poroshkov* [Theory of Metal Powder Pressing, 1969, pp. 1–262]. Foreign Technology Division, Wright-Patterson Air Force Base, OH, 1971.
35. Druyanov B.A. *Prikladnaya teoriya plastichnosti poristykh tel* [Applied Theory of Plasticity of Porous Bodies]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1989, 168 p. (In Russian).
36. Polyakov A.P. On model of porous material taking geometry of pores into account. *Izv. Vyssh. Uchebn. Zaved. Tsvetn. Metall.*, 2005, no. 4, pp. 35–40. (In Russian).
37. Grigoriev S.N., Krasnovskii A.N. Study of the Triboengineering Characteristics of Ultradispersed Composite Powder Materials. *Journal of Friction and Wear*, 2011, vol. 32, no. 3, pp. 164–166. DOI: 10.3103/S1068366611030056.
38. Rabotnov Yu.N. *Mekhanika deformiruemogo tverdogo tela* [Mechanics of Deformable Solids]. Nauka, Moscow, 1979. (In Russian).
39. Zalazinskii A.G., Polyakov A.P., Polyakov P.A. A System Simulation of a Production Complex for Fabrication of Composites for Electrotechnology. *Russian Journal of Non-Ferrous Metals*, 2009, vol. 50, no. 3, pp. 255–261. DOI: 10.3103/s1067821209030134.
40. Polyakov P.A., Zalazinskii A.G. Programmnyi kompleks dlya modelirovaniya protsessov vydavlivaniya i volocheniya poroshkovykh kompozitov [A Software Package Designed to Model Extrusion and Drawing of Powder Composites]. RF Certificate of Program Registration, no. 2016660263, 2016. (In Russian).

Подана в журнал: 28.01.2019



УДК 539.37



DOI: 10.17804/2410-9908.2019.2.037-056

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД РАСЧЕТА ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ВЫДАВЛИВАНИЯ НЕКОМПАКТНЫХ МАТЕРИАЛОВ

А. П. Поляков^{а)*}, П. А. Поляков^{б)}

*Федеральное государственное бюджетное учреждение науки
Институт машиноведения Уральского отделения Российской академии наук,
ул. Комсомольская, 34, Екатеринбург, Российская Федерация*

^{а)}  <https://orcid.org/0000-0003-0109-6916>  pap@imach.uran.ru;

^{б)}  <https://orcid.org/0000-0002-7779-8546>  pavel.katsu@gmail.com

*Ответственный автор. Электронная почта: pap@imach.uran.ru

Адрес для переписки: ул. Комсомольская, 34, 620049, Екатеринбург, Российская Федерация

Тел.: +7 (343) 374–50–51; факс: +7 (343) 374–53–30

На основе экспериментальных исследований процесса холодного выдавливания неспеченных заготовок из композитов на основе ванадийсодержащего порошка железа показано влияние величины сопротивления срезу материала на возможность разрушения прутка при выдавливании.

Осуществлено математическое моделирование процесса выдавливания некомпактного материала. Показано, что при больших углах конусности матрицы для определения усилия выдавливания предпочтительно использование схемы жестких блоков, предполагающей использование условий на поверхностях сильных разрывов в пластически сжимаемой среде.

Разработан программный комплекс для моделирования процессов выдавливания и волочения порошковых композитов.

Ключевые слова: выдавливание, плотность, коэффициент вытяжки, сопротивление срезу, моделирование.

1. Введение

В последние годы 80 % рынка порошковых деталей в Европе приходилось на машиностроительные изделия на основе железа [1, 2]. Для их производства широко применяется горячая штамповка, горячее изостатическое прессование и другие высокоэнергетические методы, при этом сохраняется существенный вклад традиционных методов производства спеченных изделий – холодное или теплое прессование и выдавливание.

Выдавливание является одним из основных технологических процессов порошковой металлургии [3, 4]. Возникающие при выдавливании большие пластические деформации способствуют эффективному закрытию пор, выбор степени обжатия осуществляется обычно из условия обеспечения беспористой структуры заготовки [5]. Поскольку максимальному коэффициенту вытяжки соответствуют наибольшие степени деформации сдвига, это оказывает положительное влияние на формирование структуры выдавленной заготовки вследствие схватывания частиц [4–6]. С повышением давления предварительной подпрессовки улучшаются характеристики спеченных изделий, активизируется усадка при спекании, снижается пористость [3]. Поскольку часть давления уходит на трение, при уплотнении материала перед выдавливанием слои материала имеют различные напряженное состояние и плотность, что служит причиной появления дефектов структуры.

При горячем прессовании порошков получают изделия с минимальной пористостью при сравнительно малых давлениях. Они, как правило, обладают физико-механическими свойствами, сравнимыми со свойствами компактных (литых, штампованных) материалов. При этом возникают дополнительные энергозатраты, связанные с нагревом заготовки и пресс-оснастки, предъявляются повышенные требования к материалу пресс-оснастки [7].

Холодное выдавливание позволяет исключить из технологической цепочки операции спекания после брикетирования, нагрева заготовки и пресс-оснастки перед выдавливанием в теплом или горячем состоянии. В работах [8–11] приведено обоснование холодного выдавливания с точки зрения сокращения себестоимости, производительности и ковкости, экологичности технологии. Штамповка и выдавливание в холодном состоянии имеют ряд преимуществ: минимум отходов, высокую размерную точность, сокращение или полное устранение механической обработки, лучшие механические свойства, чем у оригинала, из-за благоприятной структуры зерна [12].

Процесс выдавливания металлических порошков при комнатной температуре позволяет получать конечный продукт с уникальной микроструктурой и механическими свойствами [13]. Холодное выдавливание является эффективным технологическим процессом получения изделия сложной конфигурации, так как обеспечивает сокращение расхода металла по сравнению с обработкой резанием в 2–3 раза, более высокую производительность при значительном повышении надежности деталей в эксплуатации [14].

В процессе выдавливания деформации материала по его сечению и вдоль оси распределяются неравномерно. Степень неравномерности зависит от коэффициента вытяжки, угла, контактного трения. Неравномерность деформаций может стать причиной появления растягивающих напряжений и, следовательно, возникновения трещин [15]. При выдавливании возможно разуплотнение (с несплошностями, разрушением) в центральной части вдоль оси заготовки [16]. Характерным видом брака при выдавливании являются кольцевые трещины, перпендикулярные оси прессования. Различные виды дефектов и условия достижения максимально однородной деформации при выдавливании рассмотрены в работах [7, 15, 17].

Экспериментальные исследования и математическое моделирование процесса выдавливания, в том числе из некомпактного сырья, рассмотрены в работах [6, 18–26]. Выявлены особенности напряженно-деформированного состояния заготовки, определены зоны вероятного разрушения в зависимости от коэффициента вытяжки, угла и коэффициента трения.

2. Экспериментальные исследования процесса выдавливания

Для экспериментальных исследований процесса выдавливания были выбраны порошковые композиции, полученные механической активацией природно-легированных ванадий-содержащих порошков железа в смеси с Zn, Cu, P, C в количестве 1,5 мас. % на измельчителе вибрационном ИВ-микро в институте металлургии (ИМЕТ) УрО РАН. В качестве добавок использовали порошок меди электролитической ПМС-1; порошок цинка распыленный ПЦ-6; порошок железо-фосфор распыленный; порошок графита карандашного.

Для выдавливания использовали пресс-оснастку, представленную на рис. 1.

Контейнеры для выдавливания имели входной диаметр 10 мм, выходной диаметр варьировался в диапазоне 7,5–6,0 мм, угол конусности формующей части $2\alpha = 60^\circ$. При выборе величины угла α учтены, в частности, результаты работ [27, 28], согласно которым при данном угле конусности обеспечивается минимальное усилие выдавливания. Выдавливание осуществляли при скорости движения инструмента 2–6 мм/мин.

В процессе исследований процесса выдавливания определяли минимальную плотность, позволяющую получить после холодного выдавливания цельную заготовку, ее плотность и необходимое давление выдавливания.

На первом этапе при коэффициенте вытяжки $\mu = 1,8$ (отношение начальной площади поперечного сечения прутка к конечной) выдавливали заготовки с относительной плотно-

стью $\rho_{отн} \approx 0,82$, используя в качестве смазки порошок мыла. Плотность прутков составила $\rho_{отн} \approx 0,825 \pm 0,005$.

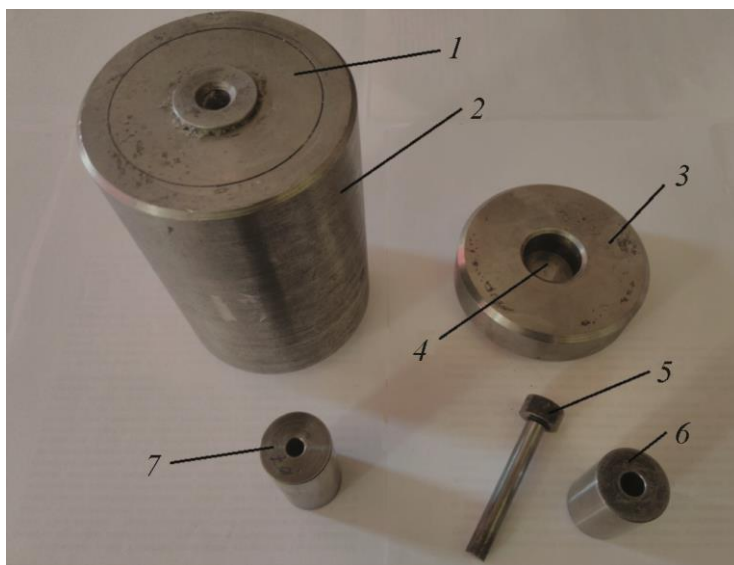


Рис. 1. Пресс-оснастка для компактирования и выдавливания: 1 – контейнер; 2 – корпус; 3 – плита; 4 – заглушка; 5 – пуансон; 6 – контейнер для компактирования; 7 – контейнер для выдавливания

На прутках из порошков Fe, Fe + Zn, Fe + Cu наблюдаются поверхностные дефекты в виде кольцевых трещин. Данная картина соответствует известным из литературы данным, согласно которым характерным видом брака при выдавливании являются кольцевые трещины, перпендикулярные оси прессования [7, 17]. На одном из прутков из порошка железо-фосфор (Fe + (Fe-P)) по такой трещине произошел скол. Часть заготовок из порошка с графитом (Fe + C) при выдавливании разрушились.

На следующем этапе выдавливали заготовки плотностью $\rho_{отн} \approx 0,83 \pm 0,01$ и $\rho_{отн} \approx 0,89 \pm 0,01$ при коэффициентах вытяжки $\mu = 2,05$ и $\mu = 2,78$. При коэффициенте вытяжки $\mu = 2,05$ получены прутки плотностью $\rho_{отн} \approx 0,855 \pm 0,01$ (начальная плотность $\rho_{отн} \approx 0,83 \pm 0,01$) и $\rho_{отн} \approx 0,89 \pm 0,01$ (начальная плотность $\rho_{отн} \approx 0,89 \pm 0,01$ – в данном случае плотность практически не изменилась, при этом часть заготовок из состава с графитом (Fe+C), как и при меньшем коэффициенте вытяжки, при выдавливании разрушилась) также с кольцевыми трещинами. Увеличение плотности в первом случае по сравнению с исходными заготовками составило не более 3–4 %, во втором случае выдавливание происходило без уплотнения. При коэффициенте вытяжки $\mu = 2,78$ выдавленные прутки имели плотность $\rho_{отн} \approx 0,96 \pm 0,01$. Давление выдавливания для всех исследованных составов было примерно одинаковым (отличие в пределах 2–3 %).

В результате определена минимальная плотность заготовки, позволяющая выдавить цельный пруток. Относительная плотность брикета $\rho_{отн}$ должна быть не менее 0,82–0,83 для исходного порошка, составов Fe + Zn и Fe + Cu. Для составов (Fe + (Fe-P)) и (Fe + C) плотность $\rho_{отн}$ должна быть не менее 0,88–0,9. Объяснить это можно следующим образом.

Ранее в работе [29] были выполнены испытания на осевое и радиальное сжатие образцов из указанных составов, в результате определены параметры в критерии прочности Мора-Кулона [30, 31]:

$$\tau = p_{\sigma} \cdot \operatorname{tg} \beta + d, \quad (1)$$

где $p_{\sigma} = -\sigma$; d – сопротивление срезу (сцепление, когезия); p_{σ} – гидростатическое давление; β – угол внутреннего трения (угол наклона образующей предельной поверхности в плоскости $\sigma - \tau$ к гидростатической оси); σ – среднее нормальное напряжение; τ – интенсивность касательных напряжений.

Величины p_{σ}, τ определяются по формулам [30]:

$$p_{\sigma} = \sigma_{\text{сж}} / 3, \quad \tau = \sigma_{\text{сж}} \quad \text{при осевом сжатии};$$

$$p_{\sigma} = 2\sigma_{\text{рад}} / 3, \quad \tau = \sqrt{13} \cdot \sigma_{\text{рад}} \quad \text{при радиальном сжатии};$$

$\sigma_{\text{рад}}$ – напряжение, при котором возникает трещина при радиальном сжатии;

$\sigma_{\text{сж}}$ – напряжение, при котором возникает трещина при осевом сжатии.

Значения параметров $\operatorname{tg} \beta, d$ определяются по формулам [31]:

$$d = \frac{\sigma_{\text{сж}} \cdot \sigma_{\text{рад}} \cdot (\sqrt{13} - 2)}{\sigma_{\text{сж}} - 2\sigma_{\text{рад}}}; \quad \operatorname{tg} \beta = \frac{3\sigma_{\text{сж}} - d}{\sigma_{\text{сж}}}. \quad (2)$$

Результаты расчета представлены на рис. 2.

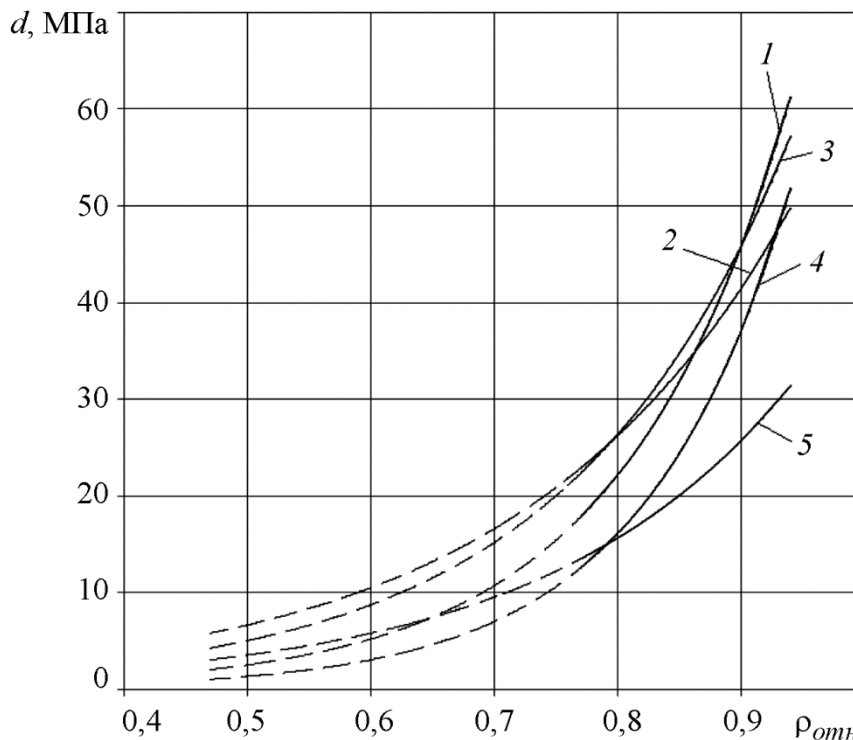


Рис. 2. Зависимость сцепления от плотности:
1 – Fe; 2 – Fe + Zn; 3 – Fe + Cu; 4 – Fe + (Fe + P); 5 – Fe + C

Видим, что минимальное значение относительной плотности, необходимой для получения цельного прутка для составов (Fe + (Fe-P)) и (Fe + C) объясняется их меньшим сопротивлением срезу (сцеплением) по сравнению с остальными составами (рис. 2). Минимальная величина предельного сопротивления срезу (сцепления), обеспечивающая целостность прутка при выдавливании, должна быть не менее 25–30 МПа. При этом минимальная относительная плотность брикета должна быть не менее 0,82–0,83 для исходного состава, композиций с цинком и медью и 0,88–0,9 для составов с железо-фосфором и графитом.

3. Математическое моделирование процесса выдавливания

3.1. Модель А. Г. Залазинского

Для расчета плотности прутков осуществили математическое моделирование процесса выдавливания заготовки из порошкового сырья по формулам работ [6, 32]. Полагали, что на начальной стадии процесса порошок уплотняется, далее брикет выдавливается, как несжимаемый материал. Подобный подход использован автором работы [33] и другими исследователями. В работе [7] отмечается, что при выдавливании скорость уплотнения становится малой уже при относительной плотности порядка 0,8 и поведение уплотняемого материала мало отличается от поведения несжимаемых тел. Схема процесса представлена на рис. 3.

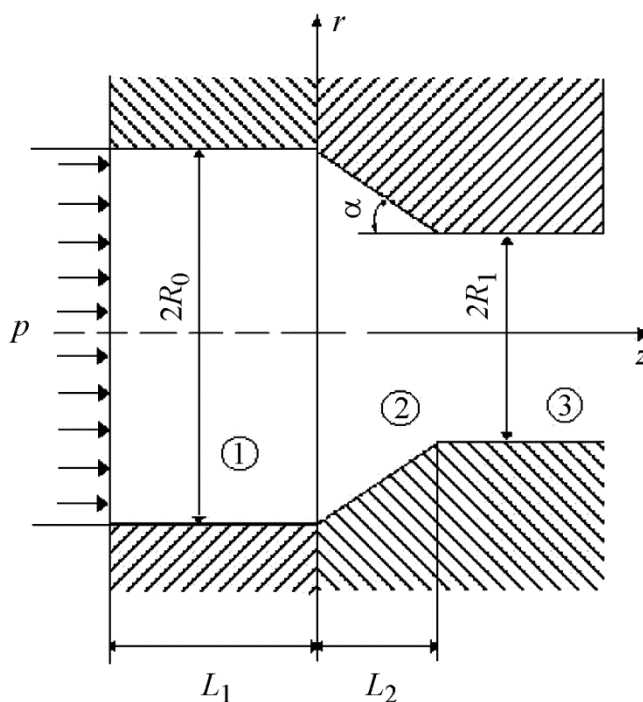


Рис. 3. Расчетная схема процесса выдавливания

В области «1» происходит уплотнение материала, в области «2» деформирование без изменения объема, в области «3» материал движется как твердое тело [6].

Стадия брикетирования:

$$p_1^+ / \sqrt{3}\tau_s = (2/3) \cdot [1 - k \cdot \theta^{2/3} - \ln(\theta / \eta)] + p_{mp} \cdot \quad (3)$$

Стадия выдавливания:

$$p_2^+ / \sqrt{3}\tau_s = 8 / (9 \operatorname{tg}^2 \alpha) \cdot (1 - k \cdot \theta^{2/3}) [(1 + 0,75 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha)^{3/2} - 1] \cdot \ln \mu + \\ + (4 / 3\sqrt{3}) \cdot (1 - k \cdot \theta^{2/3}) \operatorname{tg} \alpha' + (f / \sqrt{3}) \cdot \ln \mu \cdot (\operatorname{ctg} \alpha' + \operatorname{tg} \alpha') + p_{mp} \quad (4)$$

где $p_{mp} = (2/3) [1 - k \cdot \theta^{2/3} - \ln(\theta/\eta)] \cdot (\xi f L_1 / R_0)$ – потери давления на преодоление внешнего трения [34]; f – коэффициент пропорциональности в законе трения Зибеля; $k \geq 1$ и $\eta = [0,48 \div 1,0]$ в соответствии с [6]; τ_s – предел текучести компактного материала; $\mu = (R_0)^2 / (R_1)^2$ – коэффициент вытяжки; $\alpha' = \arctg[(R_0 - R_1) \cdot \operatorname{tg} \alpha / ((R_0 - R_1) + (L_1 + L_2) \cdot \operatorname{tg} \alpha)]$; $\theta = 1 - \rho_{омн}$ – пористость.

В соответствии с кинематической экстремальной теоремой теории пластичности из значений $p_1^+ / \sqrt{3}\tau_s$ и $p_2^+ / \sqrt{3}\tau_s$ выбираем наименьшее:

$$p^+ / \sqrt{3}\tau_s = \min_i (p_i^+ / \sqrt{3}\tau_s), \quad i = 1, 2. \quad (5)$$

Зависимости вида (3)–(4) описывают качественную картину процесса. Как указано в работе [7], исследование процессов деформирования некомпактных материалов с учетом зависимости предела текучести τ_s только от текущей плотности во многих случаях оправдано. Однако степень соответствия свойств материала основы в некомпактном материале и свойств компакта аналогичного химического состава может существенно зависеть от схемы деформирования. При расчетах реальных процессов в зависимостях пределов текучести некомпактного материала на всестороннее сжатие и сдвиг от текущей плотности величину τ_s по возможности следует определять экспериментально [7, 35]. Поэтому осуществляем идентификацию зависимостей (3)–(4) по результатам экспериментов, представленным в разд. 2. Для расчетов приняли $k = 1,63$; $\eta = 0,48$ [6, 36] и $\xi = 0,39$; $f = 0,25$ [34, 37]. Полуугол $\alpha = 30^\circ$, что соответствует условиям эксперимента (разд. 2).

Результаты сравнения расчетных и экспериментальных данных представлены на рис. 4. В соответствии с принятым подходом к описанию процесса выдавливания точка пересечения кривой 1 с кривыми 2–3 определяет значение плотности, при которой прекращается уплотнение порошка в зоне «1» (рис. 4) и начинается выдавливание.

Удовлетворительное совпадение зависимостей, описываемых формулами (3)–(4) достигается, если принять значение предела текучести τ_s равным 230 МПа для стадии брикетирования и 265 МПа для стадии выдавливания. Таким образом, подтверждается тезис работы [7] о том, что величина τ_s зависит от схемы напряженного состояния.

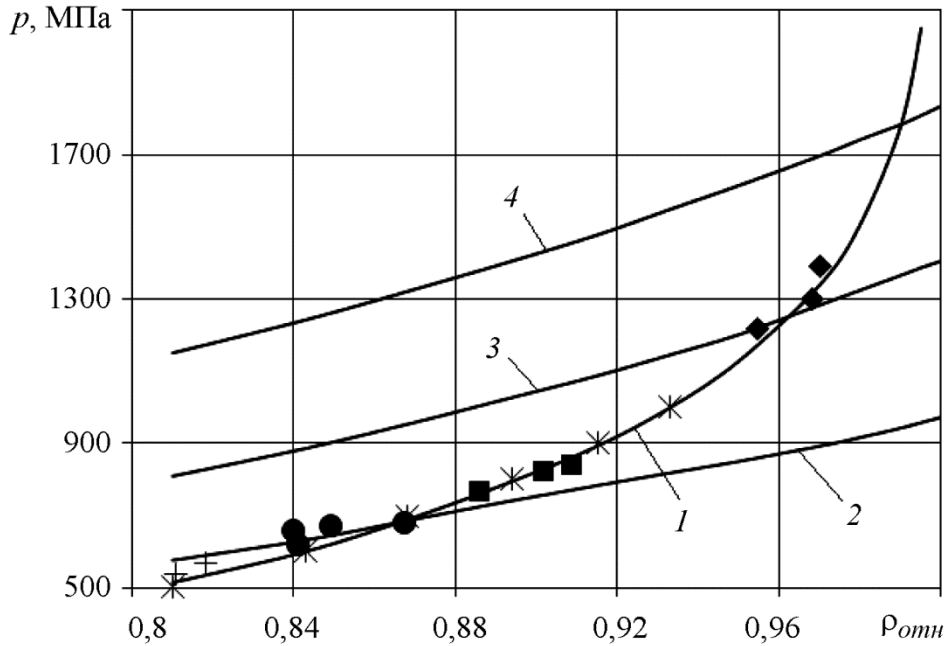


Рис. 4. Зависимости плотности брикетов и прутков от давления выдавливания и коэффициента вытяжки: 1–4 – расчет: 1 – уплотнение; 2–4 – выдавливание при $\mu = 2$; $\mu = 3$; $\mu = 5$ соответственно; *, +, ●, ■, ◆ – эксперимент: * – брикетирование; +, ●, ■, ◆ – выдавливание при $\mu = 1,8$; $\mu = 2,05$ ($\rho_{omn} \approx 0,83 \div 0,1$); $\mu = 2,05$ ($\rho_{omn} \approx 0,89 \pm 0,1$); $\mu = 2,78$ соответственно

Зависимости (3)–(4) с достаточной точностью описывают процесс выдавливания прутков из порошков на основе железа с точки зрения необходимого для этого давления и величины остаточной пористости.

3.2. Модель с двумя жесткими блоками

При больших углах конусности α точность расчетов с использованием рассмотренной в п. 3.1 модели снижается аналогично схеме с жестким блоком, которая имеет ограниченную область применения даже для несжимаемых материалов [22, 38]. Используем схему с двумя жесткими блоками, последовательно расположенными перпендикулярно направлению движения заготовки (double triangle mode). Полагаем, что пластические деформации сосредоточены на линиях разрыва OA, OB, AC и CB, являющихся границами раздела зон «1», «2», «3» и «4», движущихся как жесткие тела. Для некомпактного материала скорость диссипации мощности зависит не только от скачка касательной компоненты вектора скорости, но и от скачка его нормальной компоненты и, соответственно, от скачков первого и второго инвариантов тензора напряжений, являющихся функциями пористости. Скорости и плотности в каждой зоне равны v_{ji} и ρ_i ($j = r, z$; $i = 1, 2, 3, 4$). Расчетная схема представлена на рис. 5.

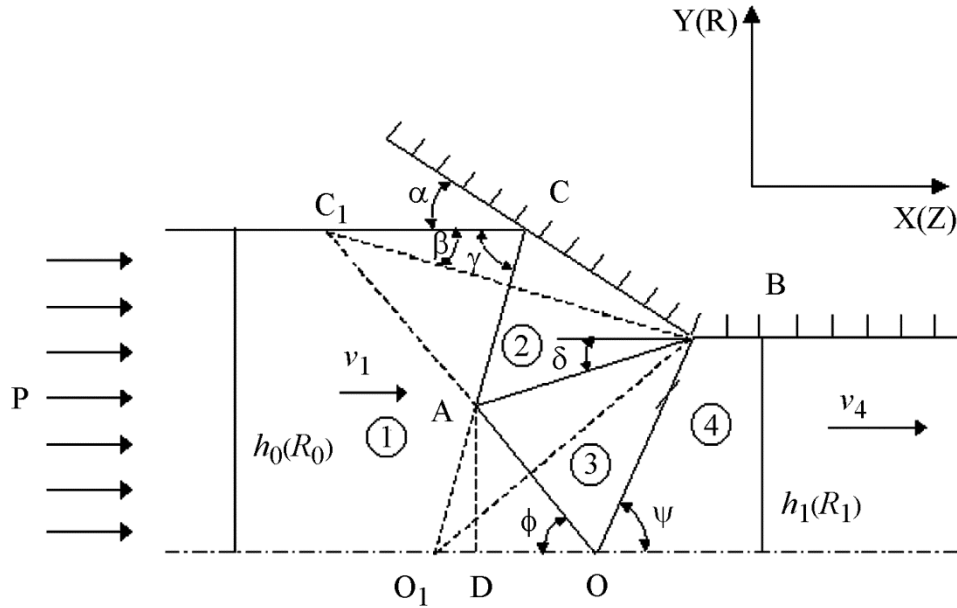


Рис. 5. Расчетная схема процесса выдавливания

Кинематически допустимое поле скоростей запишем в виде [22, 27]:

$$\begin{cases} v_{z1} = v_1, & v_{z2} = v_2 \cos \alpha, & v_{z3} = v_3 \cos \beta, & v_{z4} = v_4 \\ v_{r1} = 0, & v_{r2} = -v_2 \sin \alpha, & v_{r3} = -v_3 \sin \beta, & v_{r4} = 0 \end{cases} \quad (6)$$

где скорости v_2 и v_3 параллельны линиям BC и BC₁.

Из формул (6) для компонент вектора скорости на линиях разрыва имеем: при переходе из зоны «1» в зону «2» (линия AC):

$$\begin{cases} v_{n1} = v_1 \sin \gamma, & v_{n2} = v_2 \sin(\gamma + \alpha) \\ v_{\tau1} = v_1 \cos \gamma, & v_{\tau2} = v_2 \cos(\gamma + \alpha) \end{cases}; \quad (6a)$$

при переходе из зоны «1» в зону «3» (линия OA):

$$\begin{cases} v_{n1} = v_1 \sin \phi, & v_{n3} = v_3 \sin(\phi - \beta) \\ v_{\tau1} = -v_1 \cos \phi, & v_{\tau3} = -v_3 \cos(\phi - \beta) \end{cases}; \quad (6б)$$

при переходе из зоны «2» в зону «3» (линия AB):

$$\begin{cases} v_{n2} = v_2 \sin(\alpha - \delta), & v_{n3} = v_3 \sin(\beta - \delta) \\ v_{\tau2} = v_2 \cos(\alpha - \delta), & v_{\tau3} = v_3 \cos(\beta - \delta) \end{cases}; \quad (6в)$$

при переходе из зоны «3» в зону «4» (линия OB):

$$\begin{cases} v_{n3} = v_3 \sin(\beta + \psi), & v_{n4} = v_4 \sin \psi \\ v_{\tau3} = v_3 \cos(\beta + \psi), & v_{\tau4} = v_4 \cos \psi \end{cases} \quad (6г)$$

где (n, τ) – соответственно нормаль и касательная к поверхности разрыва.

Скорости v_2 , v_3 и v_4 определим из условий кинематической совместности $\{[v_i]v_j + [v_j]v_i\} = const$, где v_i – направляющие косинусы, квадратные скобки означают скачок величины. Для зон «1», «3» и «4» условие имеет вид $[v_z] - [v_r]tg\varphi = a$ на ОА и $[v_z] + [v_r]tg\psi = b$ на ОБ; a и b – константы [36]. В точке О должны выполняться условия: $[v_z] = v_4 - v_1$, $[v_r] = 0$. В точке А должно выполняться условие $[v_r] = 0$ (или $v_2 \sin\alpha = v_3 \sin\beta$). В результате имеем

$$v_2 = \frac{1}{\sin\gamma} \cdot \frac{v_1}{ctg\beta - tg\psi}, \quad v_3 = \frac{1}{\sin\beta} \cdot \frac{v_1}{ctg\beta - tg\psi}, \quad v_4 = v_1 \frac{ctg\beta + tg\varphi}{ctg\beta - tg\psi}. \quad (7)$$

Отсюда для скачков скоростей на линиях разрыва получаем:

$$\begin{cases} [v_n]_{12} = v_1 \sin\gamma \frac{ctg\alpha - ctg\beta + ctg\gamma + tg\psi}{ctg\beta - tg\psi} \\ [v_r]_{12} = -v_1 \sin\gamma \frac{ctg\gamma \cdot (ctg\alpha - ctg\beta + tg\psi) - 1}{ctg\beta - tg\psi} \end{cases} \text{ на } AC; \quad (8a)$$

$$\begin{cases} [v_n]_{13} = v_1 \sin\varphi \frac{tg\psi - ctg\varphi}{ctg\beta - tg\psi} \\ [v_r]_{13} = -v_1 \sin\varphi \frac{1 + ctg\varphi \cdot tg\psi}{ctg\beta - tg\psi} \end{cases} \text{ на } OA; \quad (8б)$$

$$\begin{cases} [v_n]_{23} = v_1 \cos\delta \frac{ctg\gamma - ctg\beta}{ctg\beta - tg\psi} tg\delta \\ [v_r]_{23} = v_1 \cos\delta \frac{ctg\gamma - ctg\beta}{ctg\beta - tg\psi} \end{cases} \text{ на } AB; \quad (8в)$$

$$\begin{cases} [v_n]_{34} = v_1 \sin\psi \frac{tg\varphi - ctg\psi}{ctg\beta - tg\psi} \\ [v_r]_{34} = v_1 \sin\psi \frac{1 + ctg\psi \cdot tg\varphi}{ctg\beta - tg\psi} \end{cases} \text{ на } OB. \quad (8г)$$

Плотности ρ_2 , ρ_3 и ρ_4 определяются из условия $\rho_i v_{ni} = const$.

При известных углах ψ и φ находим угол β :

$$ctg\beta = \frac{\sqrt{\mu} ctg\varphi + ctg\psi}{\sqrt{\mu} - 1}.$$

Определим углы α и δ . Введем параметр a , характеризующий положение точки А как отношение OD к радиусу R_0 , ($a = OD/R_0$). Тогда

$$\operatorname{ctg} \gamma = \frac{1}{\sqrt{\mu}} \frac{\sqrt{\mu} \cdot a + \operatorname{ctg} \psi - (\sqrt{\mu} - 1) \cdot \operatorname{ctg} \alpha}{1 - a \cdot \operatorname{tg} \varphi}, \quad \operatorname{tg} \delta = \frac{\sqrt{\mu} \cdot a \cdot \operatorname{tg} \varphi - 1}{\sqrt{\mu} \cdot a + \operatorname{ctg} \psi}.$$

Трение заготовки о стенки матрицы складывается из трения по линии ВС и трения по контейнеру. Принимая, что заготовка контактирует с матрицей в зоне «1» на участке длиной L_1 , в зоне «4» на участке длиной L_4 , определяем давление [27]:

$$p = \frac{1}{2v_1} \sum_{i,j} \{(\sigma_i + \sigma_j) \cdot [v_n]_{ij} + (\tau_i + \tau_j) \cdot \{(4/3) \cdot [v_n]_{ij}^2 + [v_\tau]_{ij}^2\}^{1/2}\} \cdot a_{ij} + f \tau_2 \frac{(1 - 1/\mu) \cdot (1 + (\operatorname{ctg} \alpha)^2)}{(\operatorname{ctg} \beta - \operatorname{tg} \psi)} + 2f (\tau_1 a_0 + \tau_4 a_1 \cdot (\operatorname{ctg} \beta + \operatorname{tg} \varphi) / (\operatorname{ctg} \beta - \operatorname{tg} \psi)), \quad (9)$$

где $a_0 = L_1/R_0$, $a_1 = L_4/R_0$,

$$\begin{cases} a_{12} = (1 - a \operatorname{tg} \varphi) / (\sqrt{\mu} \cdot \sin \gamma), & a_{13} = (a \cdot \operatorname{tg} \varphi) / (\sqrt{\mu} \cdot \sin \varphi) \\ a_{23} = (\sqrt{\mu} \cdot a + \operatorname{ctg} \psi) / (\sqrt{\mu} \cdot \cos \delta), & a_{34} = 1 / (\mu \cdot \sin \psi) \end{cases},$$

сочетания индексов $(ij) = (12, 13, 23, 34)$ (в соответствии с формулами (6)).

Пределы текучести на сжатие и сдвиг пористого тела σ_s^* , τ_s^* имеют вид:

$$\sigma_s^* = -(2/\sqrt{3}) \cdot K_2 \cdot \tau_s \cdot \ln(\eta/\theta); \quad \tau_s^* = \tau_s (1 - K_1 \theta^\zeta).$$

Значения параметров K_1 , K_2 , η , ζ приняты те же, что и в предыдущем разделе. Давление в соответствии с формулой (9) ищем, варьируя значения параметров ψ , φ и a .

Выражение для скорости диссипации мощности получено через инварианты тензоров напряжений и скоростей деформации в форме, не зависящей от вида связи пластических модулей материала с текущей пористостью.

$$D = \{H^2(\tau_{s2}^*)^2 + \xi^2(\sigma_{s2}^*)^2\}^{1/2} - 0,5 \cdot \langle H^2\{(\tau_{s2}^*)^2 - (\tau_{s1}^*)^2\} + \xi^2\{(\sigma_{s2}^*)^2 - (\sigma_{s1}^*)^2\} \rangle^{1/2} - [q_n] + 0,5 \cdot \rho(v_n - v_s) \sum_i [v_i^2],$$

где ξ – первый инвариант тензора скорости деформации; v_s – нормальная скорость перемещения поверхности разрыва в рассматриваемой точке; q_n – полный внешний приток добавочной удельной энергии; ρ – начальная плотность, $[v] = v_2 - v_1$.

На рис. 6 приведены результаты расчета давления выдавливания компактного материала по различным моделям при коэффициентах вытяжки $\mu = 3$ и $\mu = 5$. Видим, что при $\alpha = 30^\circ$ величины давления, подсчитанные по разным методикам, практически совпадают. С увеличением α модель с двумя жесткими блоками дает меньшее значение верхней оценки давления по сравнению с моделью А. Г. Залазинского, при $\alpha = 75^\circ$ разница достигает 10 %.

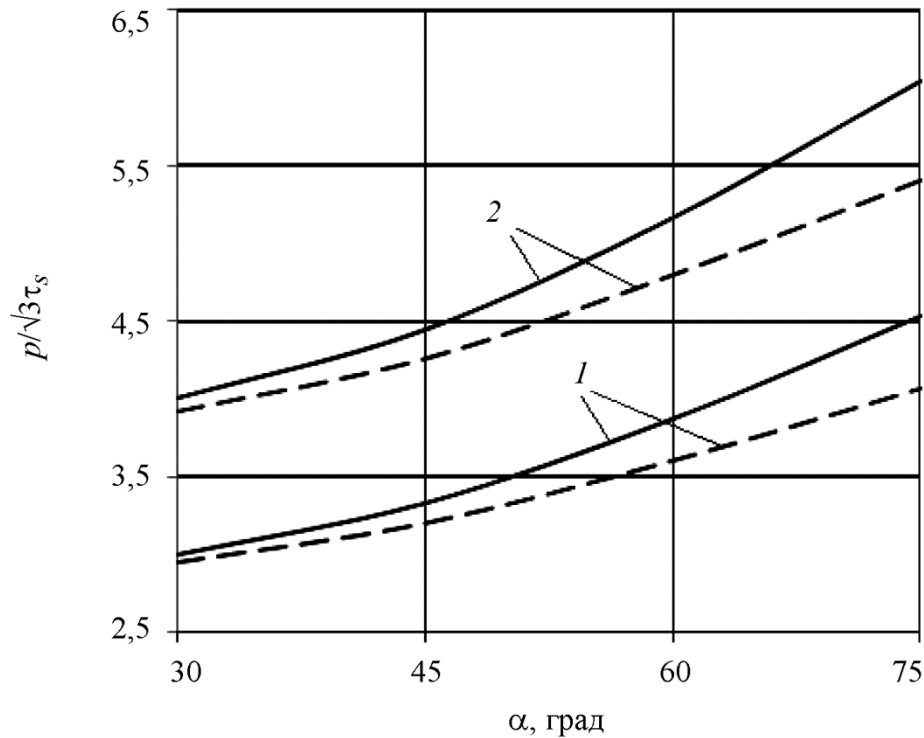


Рис. 6. Зависимость относительного давления выдавливания $p/\sqrt{3}\tau_s$ от угла α :
1 – $\mu = 3$; 2 – $\mu = 5$; сплошная линия – модель А. Г. Залазинского;
пунктирная линия – double triangle mode

Объяснить результаты, представленные на рис. 6, можно, используя данные рис. 7, где показано положение очага деформации при выдавливании для различных значений угла α и коэффициента вытяжки μ , штриховыми линиями показан контур САОВ (рис. 4).

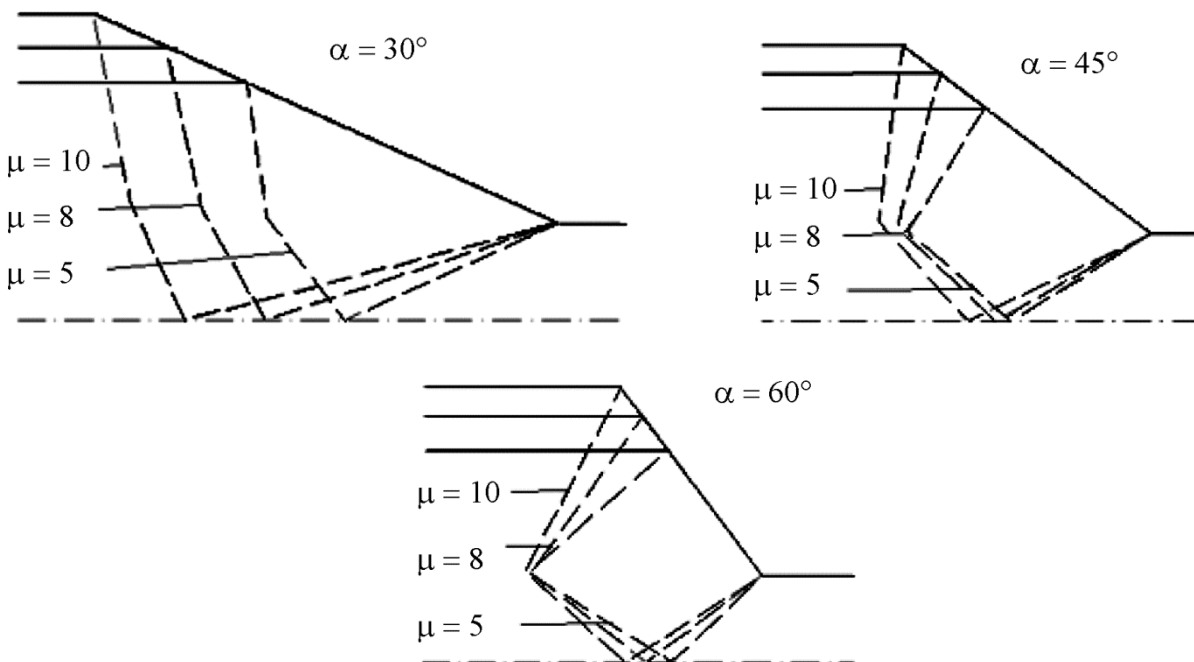


Рис. 7. Положение очага деформации при различных α и μ

Видим, что увеличение угла конусности приводит к изменению формы линии CAO, при переходе через которую в соответствии с моделью скачкообразно меняется плотность. Действительно, при $\alpha = 30^\circ$ линия CAO близка к прямой, причем практически независимо от коэффициента вытяжки μ (в этом случае модель с жесткими блоками аналогична рассмотренной в п. 3.1). С увеличением угла α точка А удаляется от формующей части матрицы (рис. 7), что и объясняет полученный результат. Также из рис. 7 видим, что в соответствии с рассмотренной моделью уплотнение материала происходит до входа материала в формующую часть матрицы. Указанный результат согласуется с известными экспериментальными данными и модельными представлениями и является подтверждением применимости модели с двумя жесткими блоками к расчетам процесса выдавливания некомпактного материала.

4. Программный комплекс для моделирования процесса выдавливания порошковых материалов

Для реализации описанной методики разработан программный комплекс для моделирования процессов выдавливания и волочения порошковых композитов [39, 40]. Он позволяет прогнозировать плотность выдавленных прутков в зависимости от начальной пористости брикета, вытяжки, угла конусности матрицы и определять необходимое для реализации процесса давление выдавливания. Для разработки программного комплекса была выбрана система MATLAB. В результате моделирования на экран выводятся исходные данные и основные результаты расчета: конечный диаметр прутка при выдавливании; верхняя оценка усилия выдавливания; величина поврежденности. Программный комплекс состоит из четырех функциональных блоков (рис. 8).



Рис. 8. Функциональная схема программного комплекса

На рис. 9 показана структура программного комплекса.

Головное окно программного комплекса и окно программного модуля Extrusion, предназначенного для моделирования процесса прямого выдавливания, показаны на рис. 10–11.

Структура программного комплекса

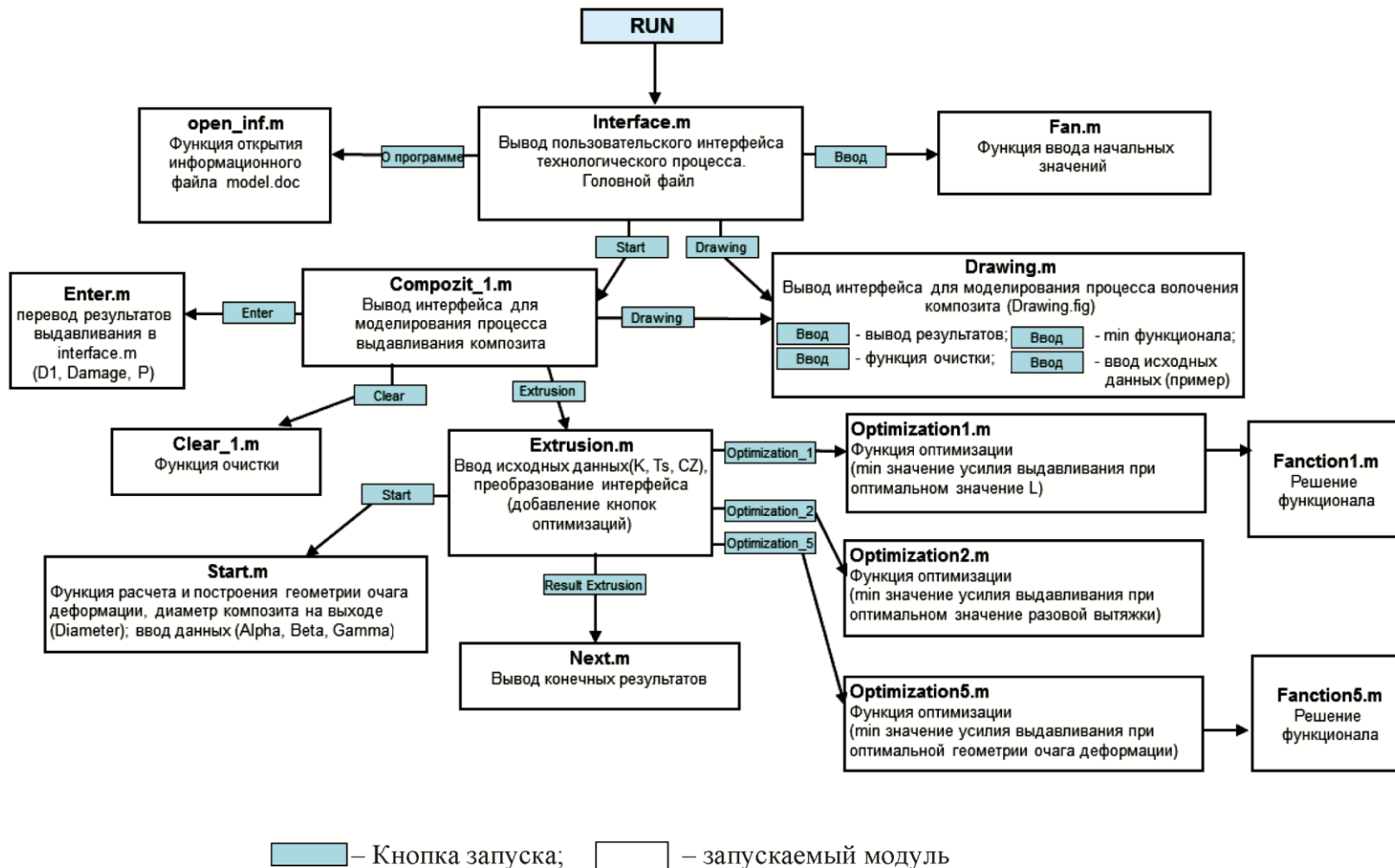


Рис. 9. Структура программного комплекса

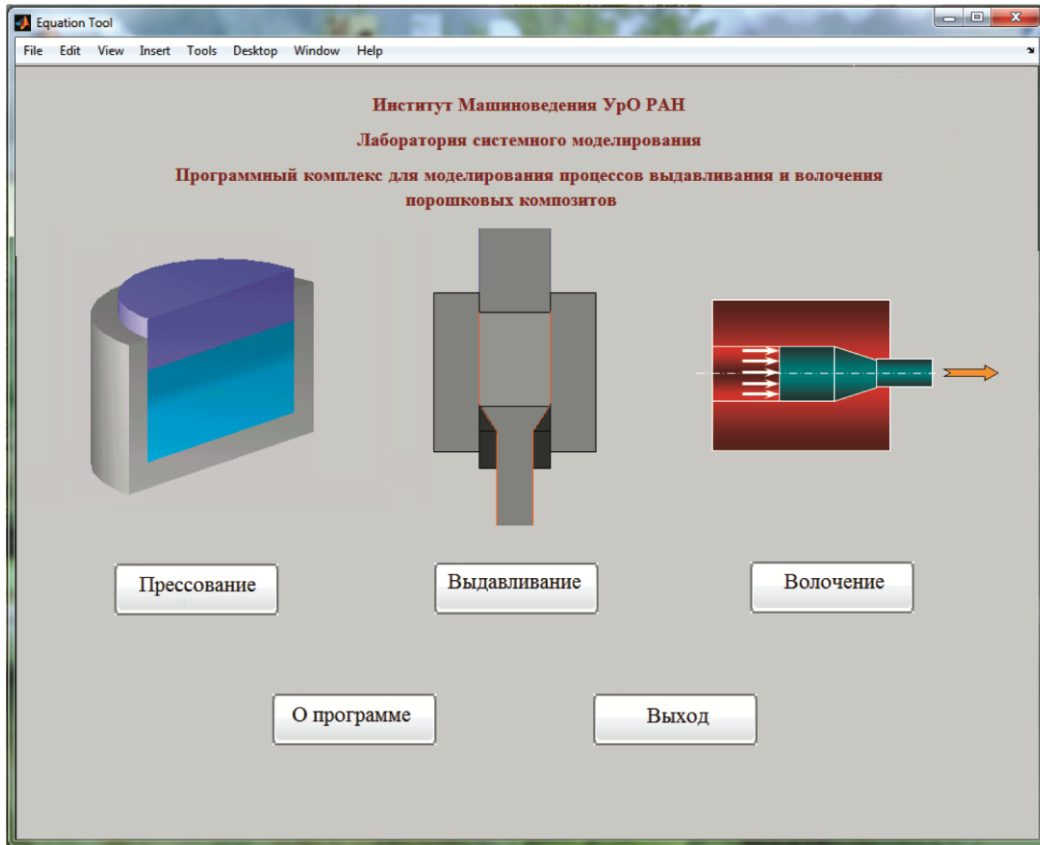


Рис. 10. Головное окно программного комплекса

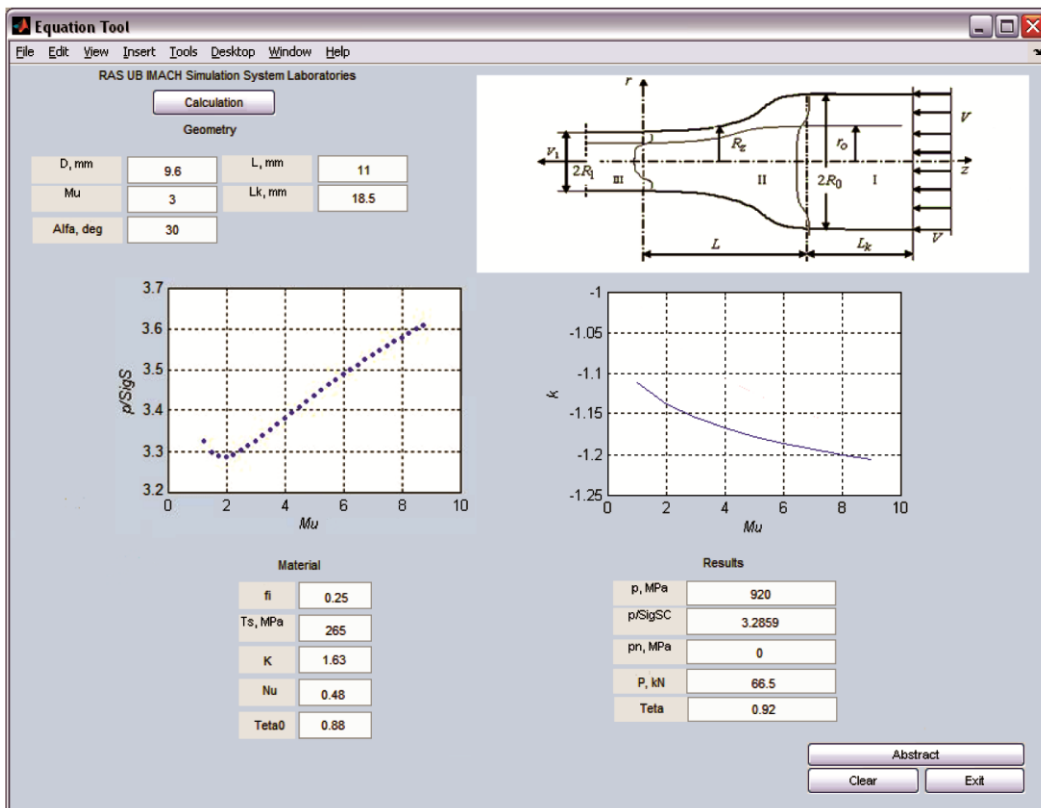


Рис. 11. Окно программного модуля Extrusion

5. Заключение

Определены технологические параметры процесса холодного выдавливания прутков из порошковых композиций на основе железа: минимальная относительная плотность брикета, обеспечивающая целостность прутка выдавливания – 0,82–0,83 для исходного состава, композиций с цинком и медью и 0,88–0,9 – для составов с железо-фосфором и графитом; давление выдавливания; плотность прутка в зависимости от коэффициента вытяжки.

Осуществлено математическое моделирование процесса выдавливания некомпактного материала. Для процессов компактирования и выдавливания определена величина истинного предела текучести несжимаемой твердой фазы (компактного материала). Показано, что при математическом моделировании процесса выдавливания с большими углами конусности матрицы для определения усилия выдавливания следует использовать схему с двумя жесткими блоками с учетом условий на поверхностях сильных разрывов в пластически сжимаемой среде.

Разработан программный комплекс для моделирования процессов выдавливания и волочения порошковых композитов, позволяющий прогнозировать плотность прутков в зависимости от начальной пористости брикета, коэффициента вытяжки, угла конусности матрицы, определять давление выдавливания.

Благодарность

Работа выполнена в рамках государственного задания, тема № АААА-А18-118020790142-9.

Литература

1. Wimbert Lars, Arnhold Volker. Powder metallurgy in Germany // International Journal of Powder metallurgy. – 2014. – No. 2. – P. 67–70.
2. Gundermann Philippe. Overview of the status and trends in the European PM Industry. – URL: <http://www.europm2015.com/post-event/plenary-presentations/103-the-european-pm-industry-current-status-and-roadmapping-the-future/file>
3. Либенсон Г. А., Лопатин В. Ю., Комарницкий Г. В. Процессы порошковой металлургии : в 2-х т. : учебник для вузов. Т. 2 : Формование и спекание. – М. : МИСИС, 2002. – 320 с.
4. Анциферов В. Н., Перельман В. Е. Механика процессов прессования пористых и композиционных материалов. – М. : Наука, 2001. – 631 с.
5. Hung-Kuk Oh, Jeong-Keun Lee. A study of the extrusion of sintered porous metal // J. Mech. Technol. – 1985. – Vol. 11, no. 1. – P. 53–69. – DOI: 10.1016/0378-3804(85)90112-3.
6. Залазинский А. Г. Пластическое деформирование структурно-неоднородных материалов. – Екатеринбург : УрО РАН, 2000. – 492 с.
7. Шестаков Н. А., Субич В. Н., Демин В. А. Уплотнение, консолидация и разрушение пористых материалов. – М. : Физматлит, 2009. – 269 с.
8. Tae-Wan Ku, Beom-Soo Kang. Tool Design and Experimental Verification for Multi-Stage Cold Forging Process of the Outer Race // International Journal of Precision Engineering and Manufacturing. – 2014. – Vol. 15, no. 9. – P. 1995–2004. – DOI: 10.1007/s12541-014-0556-x.
9. Three-Dimensional Simulation of Forging using Tetrahedral and Hexahedral Elements / M. C. Lee, S. H. Chung, S. M. Jang, M. S. Joun // Finite Elements in Analysis and Design. – 2009. – Vol. 45, no. 11. – P. 745–754. – DOI: 10.1007/s12206-013-0959-0.
10. Kim J. B., Seo W. S., Park K. Damage Prediction in the Multistep Forging Process of Subminiature Screws // Int. J. Precis. Eng. Manuf. – 2012. – Vol. 13, no. 9. – P. 1619–1624. – DOI: 10.1007/s12541-012-0212-2.

11. Green Alternative Processing Technology for a Spring Guide Pin of Stamping Die Set / M. S. Jeong, S. K. Lee, J. H. Sung, K. E. Kim, S. Lee, K. W. Lee, T. H. Choi // *Int. J. Precis. Eng. Manuf.* – 2012. – Vol. 13, no. 7. – P. 1239–1242. – DOI: 10.1007/s12541-012-0164-6.
12. Plancak M., Brameley A., Osman F. Non-conventional cold extrusion // *J. Mater. Process. Technol.* – 1992. – Vol. 34. – P. 465–472. – DOI: 10.1007/s12289-009-0571-0.
13. Consolidation of metal powders during the extrusion process / M. Galanty, P. Kazanowski, P. Kansuwan, W. Misiolek // *Journal of Materials Processing Technology.* – 2002. – Vol. 125–126. – No. 9. – P. 491–496. – DOI: 10.1016/S0924-0136(02)00327-8.
14. Алиев И. С. Новые технологические процессы холодного выдавливания сложнопрофильных деталей // *Физика и техника высоких давлений.* – 2000. – Т. 10, № 4. – С. 62–67.
15. Радомысельский И. Д., Сердюк Г. Г., Щербань Н. И. Конструкционные порошковые материалы. – Киев : Техника, 1985. – 152 с.
16. Cahal McVeigh, Wing Kam Liu. Prediction of Central Bursting during Axisymmetric Cold Extrusion of a Metal Alloy containing Particles // *International Journal of Solids and Structures.* – 2006. – Vol. 43, no. 10. – P. 3087–3105. – DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2005.05.019.
17. Domanti A. T. J., Horrobin D. J., Bridgwater J. An investigation of fracture criteria for predicting surface fracture in paste extrusion // *Int. J. Mech. Sci.* – 2002. – Vol. 44. – P. 1381–1410. – DOI: 10.1007/s00419-013-0779-9.
18. Yanran Z., Wang Z. R., Weimin C. Numerical solutions for extrusion and ironing and die-angle optimization // *Journal of Materials Processing Technology.* – 1995. – Vol. 55. – P. 48–52. – DOI: 10.1016/0924-0136(95)01811-5.
19. Process design of the cold forging of a billet by forward and backward extrusion / H. Y. Cho, G. S. Min, C. Y. Jo, M. H. Kim // *J. Mater. Process. Technol.* – 2003. – Vol. 81. – P. 375–381. – DOI: 10.1016/S0924-0136(02)00870-1.
20. Modelling of cold extrusion with experimental verification / P. Tiernan, M. T. Hillery, B. Graganescu, M. Gheorghe // *J. Materials Processing Technology.* – 2005. – Vol. 168. – P. 360–366. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2005.02.249.
21. Experimental and numerical simulation of the backward extrusion process for annealed steel aisi 1010 / G. C. Da Silva, J. R. G. Carneiro, A. B. C. França, S. A. R. Pulecio // *Mecânica Experimental.* – 2013. – Vol. 22. – P. 15–22.
22. Horrobin D. J. Theoretical Aspects of Paste Extrusion : Ph. D. Dissertation. – Cambridge, UK, 1999. – 259 p.
23. Lin H. S., Hsu Y. C., Keh C. C. Inhomogeneous deformation and residual stress in skin-pass axisymmetric drawing // *J. Mater. Process. Technol.* – 2008. – Vol. 201. – P. 128–132. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2007.11.126.
24. Yang Chih-Cheng, Lin Xuan-Yu. The Forming Analysis of Two-stage Extrusion for 1010 Fastener // *Journal of Mechanical Engineering and Automation.* – 2016. – Vol. 6, no. 3. – P. 43–50.
25. Fengxian Li, Jianhong Yi, Juergen Eckert. Optimization of the Hot Forging Processing Parameters for Powder Metallurgy Fe-Cu-C Connecting Rods Based on Finite Element Simulation // *Metallurgical and Materials Transactions A.* – 2017. – Vol. 48, iss. 12. – P. 6027–6037. – DOI: 10.1007/s11661-017-4372-7.
26. Giuliano G. Process design of the cold extrusion of a billet using finite element method // *Materials & Design.* – 2007. – Vol. 26. – P. 726–729. – DOI: 10.1016/j.matdes.2005.07.020.
27. Поляков А. П. О схеме жестких блоков в задаче выдавливания пористой заготовки // *Изв. ВУЗов. Цветная металлургия.* – 2004. – № 5. – С. 27–34.
28. Sadollah A., Bahreininejad A. Optimization of die design using metaheuristic methods in cold forward extrusion process // *Neural Computing and Applications.* – 2012. – Vol. 21, iss. 8. – P. 2071–2076. – DOI: 10.1007/s00521-011-0630-6.

29. Прочность неспеченных брикетов из порошковых композитов на основе железа / П. А. Поляков, В. Л. Колмыков, А. В. Долматов, А. Н. Мушников, А. П. Поляков // КШП ОМД. – 2017. – № 1. – С. 40–45.
30. Modeling of Powder Die Compaction / ed. by P. R. Brewin, O. Coube, P. Doremus, J. H. Tweed. – Springer, 2008. – 329 p.
31. Shang C., Sinka I. C., Pan J. Constitutive Model Calibration for Powder Compaction Using Instrumented Die Testing // Experimental Mechanics. – 2012. – Vol. 52. – P. 903–916. – DOI: 10.1007/s11340-011-9542-8.
32. Поляков П. А., Залазинский А. Г., Поляков А. П. Исследование процесса выдавливания заготовок из ванадийсодержащего порошка железа // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2014. – № 12. – С. 10–14.
33. Коробова Н. В. Научное обоснование и реализация технологических решений для производства высокоплотных заготовок из металлических порошков обработкой давлением на прессах : автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.05. – М., 2009. – 30 с.
34. Жданович Г. М. Теория прессования металлических порошков. – М. : Metallurgiya, 1969. – 264 с.
35. Дряунов Б. А. Прикладная теория пластичности пористых тел. – М. : Машиностроение, 1989. – 168 с.
36. Поляков А. П. О модели пористого материала, учитывающей геометрию пор // Изв. ВУЗов. Цветная металлургия. – 2005. – № 4. – С. 35–40.
37. Григорьев С. Н., Красновский А. Н. Исследование триботехнических характеристик ультрадисперсных композиционных порошковых материалов // Трение и износ. – 2011. – Т. 32, № 3. – С. 229–232.
38. Работнов Ю. Н. Механика деформируемого твердого тела. – М. : Наука, 1989. – 712 с.
39. Залазинский А. Г., Поляков А. П., Поляков П. А. Системное моделирование технологического комплекса изготовления композитов электротехнического назначения // Изв. ВУЗов. Цветная металлургия. – 2009. – № 3. – С. 64–70.
40. Программный комплекс для моделирования процессов выдавливания и волочения порошковых композитов : свид. 2016660263 Рос. Федерация / Поляков П. А., Залазинский А. Г., Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения Уральского отделения Российской академии наук. – № 2016617645 ; заявл. 12.07.2016 ; опубл. 20.10.2016, Бюл. № 10. – 1 с.