

Diagnostics, Resource and Mechanics
of materials and structures

2,2019
March-April

Editor-in-Chief: **Eduard S. Gorkunov**, RAS Academician (Russia)
Deputy Editors-in-Chief: **Sergey V. Smirnov**, **Sergey V. Gladkovsky**

Editorial Council

Chairman: **Eduard S. Gorkunov**, RAS Academician (Russia)

Anatoly A. Burenin (Russia)
Irina G. Goryacheva (Russia)
Janez Grum (Slovenia)
Mikhail P. Lebedev (Russia)
Leopold I. Leontiev (Russia)
Evgeny V. Lomakin (Russia)
Valery P. Matveenko (Russia)
Nikolay A. Makhutov (Russia)
Mitko M. Mihovski (Bulgaria)
Nikita F. Morozov (Russia)
Vladimir V. Moskvichev (Russia)
Sergey V. Panin (Russia)
Vasily M. Fomin (Russia)
Shao Wen-zhu (China)

Editorial Board

Boris V. Artemyev (Moscow)
Vladimir A. Bataev (Novosibirsk)
Aleksandr K. Belyaev (St.-Peterburg)
Vera V. Berezovskaya (Ekaterinburg)
Sergey V. Burov (Ekaterinburg)
Vladimir O. Vaskovsky (Ekaterinburg)
Dmitry I. Vichuzhanin (Ekaterinburg)
Mladen N. Georgiev (Sofia, Bulgaria)
Vladimir G. Degtyar (Miass)
Igor G. Emelyanov (Ekaterinburg)
Sergey M. Zadvorkin (Ekaterinburg)
Alexander G. Zalazinsky (Ekaterinburg)
Anatoly V. Konvalov (Ekaterinburg)
Vladimir N. Kostin (Ekaterinburg)
Aleksey V. Makarov (Ekaterinburg)
Vladimir A. Mironov (Ekaterinburg)
Radik R. Mulyukov (Ufa)
Vitaly V. Muravyov (Izhevsk)
Aleksandr P. Nichipuruk (Ekaterinburg)
Oleg A. Plekhov (Perm)
Anna M. Povlotskaya (Ekaterinburg)
Evgenii Yu. Prosviryakov (Ekaterinburg)
Nataliya B. Pugacheva (Ekaterinburg)
Igor Yu. Pyshmintsev (Chelyabinsk)
Anatoly B. Rinkevich (Ekaterinburg)
Roman A. Savray (Ekaterinburg)
Alexander S. Smirnov (Ekaterinburg)
Yury V. Subachev (Ekaterinburg)
Alexander I. Ulyanov (Izhevsk)
Yulia V. Khudorozhkova (Ekaterinburg)

Eelena E. Verstakova, editor of the English translation
Irina M. Tsiklina, editor of Russian texts
Anna V. Garieva, maker-up
Galina V. Torlopova, associate editor
Raul N. Shakirov, site admin

Postal address: Institute of Engineering Science, Ural Branch of the Russian Academy of Sciences, 34 Komsomolskaya st., 620049,
Ekaterinburg, Russian Federation
phone: +7 (343) 375-35-83,
fax: +7 (343) 374-53-30
e-mail: dream-journal@mail.ru
http://dream-journal.org

Главный редактор: Горкунов Эдуард Степанович – академик РАН, д.т.н.
Заместители главного редактора: **Сергей Витальевич Смирнов**, д.т.н.; **Сергей Викторович Гладковский**, д.т.н.

Редакционный совет:

Председатель совета – Горкунов Эдуард Степанович, академик РАН, д.т.н. (Россия)

Буренин Анатолий Александрович, член-корр. РАН, д.ф.-м.н. (Россия)
Горячева Ирина Георгиевна, академик РАН, д.ф.-м.н. (Россия)
Грум Янез, Ph.D, (Республика Словения)
Лебедев Михаил Петрович, член-корр. РАН, д.т.н. (Россия)
Леонтьев Леопольд Игоревич, академик РАН, д.т.н. (Россия)
Ломакин Евгений Викторович, член-корр. РАН, д.ф.-м.н. (Россия)
Матвеев Валерий Павлович, академик РАН, д.т.н. (Россия)
Махутов Николай Андреевич, член-корр. РАН, д.т.н. (Россия)
Миховски Митко Минков, д.т.н. (Республика Болгария)
Морозов Никита Федорович, академик РАН, д.ф.-м.н. (Россия)
Москвичев Владимир Викторович, д.т.н. (Россия)
Панин Сергей Викторович, д.т.н. (Россия)
Фомин Василий Михайлович, академик РАН, д.ф.-м.н. (Россия)
Шао Вэнь-чжу, профессор (Китай)

Редакционная коллегия:

Главный редактор – **Горкунов Эдуард Степанович**, академик РАН, д.т.н. (Екатеринбург)

Зам. главного редактора – **Смирнов Сергей Витальевич**, д.т.н. (Екатеринбург)

Зам. главного редактора – **Гладковский Сергей Викторович**, д.т.н. (Екатеринбург)

Артемьев Борис Викторович, д.т.н., (Москва)
Батаев Владимир Андреевич, д.т.н. (Новосибирск)
Беляев Александр Константинович, д.ф.-м.н., (Санкт-Петербург)
Березовская Вера Владимировна, д.т.н., (Екатеринбург)
Буров Сергей Владимирович, к.т.н. (Екатеринбург)
Васьковский Владимир Олегович, д.ф.-м.н. (Екатеринбург)
Вичужанин Дмитрий Иванович, к.т.н. (Екатеринбург)
Георгиев Младен Николов, д.т.н. (София, Республика Болгария)
Дегтярь Владимир Григорьевич, академик РАН, д.т.н. (Миасс)
Емельянов Игорь Георгиевич, д.т.н. (Екатеринбург)
Задворкин Сергей Михайлович, к.ф.-м.н. (Екатеринбург)
Залазиский Александр Георгиевич, д.т.н. (Екатеринбург)
Коновалов Анатолий Владимирович, д.т.н. (Екатеринбург)
Костин Владимир Николаевич, д.т.н. (Екатеринбург)
Макаров Алексей Викторович, д.т.н. (Екатеринбург)
Мионов Владимир Александрович, д.м.н. (Екатеринбург)
Мулюков Радик Рафикович, член-корр. РАН, д.ф.-м.н. (Уфа)
Муравьев Виталий Васильевич, д.т.н. (Ижевск)
Ничипурук Александр Петрович, д.т.н. (Екатеринбург)
Плехов Олег Анатольевич, д.ф.-м.н. (Пермь)
Поволоцкая Анна Моисеевна, к.т.н. (Екатеринбург)
Просвиряков Евгений Юрьевич, д.ф.-м.н. (Екатеринбург)
Пугачева Наталия Борисовна, д.т.н. (Екатеринбург)
Пышминцев Игорь Юрьевич, д.т.н. (Челябинск)
Ринкевич Анатолий Брониславович, член-корр. РАН, д.ф.-м.н. (Екатеринбург)
Саврай Роман Анатольевич, к.т.н. (Екатеринбург)
Смирнов Александр Сергеевич, к.т.н. (Екатеринбург)
Субачев Юрий Владимирович, к.т.н. (Екатеринбург)
Ульянов Александр Иванович, д.т.н. (Ижевск)
Худорожкова Юлия Викторовна, к.т.н. (Екатеринбург)

Верстакова Елена Евгеньевна – редактор перевода текста на английский язык
Циклина Ирина Михайловна – редактор текста
Гариева Анна Валерьевна – верстальщик текста
Торлопова Галина Викторовна – помощник редактора
Шакиров Рауль Нурович, к.т.н. – администратор сайта журнала

Адрес редакции:

Россия, 620049, г. Екатеринбург, ул. Комсомольская, д. 34., ИМАШ УрО РАН
телефон: +7 (343) 375 35 83, факс +7 (343) 374-53-30
e-mail: dream-journal@mail.ru
http://dream-journal.org

CONTENTS

Gerasimov A. I., Danzanova E. V. A method for testing the quality of welded joints on polymeric pipes.....	6
Mironov V. I., Emelyanov I. G., Vichuzhanin D. I., Kamantsev I. S., Yakovlev V. V., Ogorelkov D. A., and Zamaraev L. M. A method for experimental investigation of degradation processes in materials	16
Nazarov V. V. Analysis of two methods for calculating the ultimate stresses of creep and creep rupture processes	28
Polyakov A. P. and Polyakov P. A. An experimental and analytical method for calculating the power parameters of extrusion of incompact materials	37
Privalova V. V. and Prosviryakov E. Yu. Vortex flows of a viscous incompressible fluid at constant vertical velocity under perfect slip conditions.....	57

СОДЕРЖАНИЕ

Герасимов А. И., Данзанова Е. В. Метод контроля качества сварных соединений полимерных труб	6
Мионов В. И., Емельянов И. Г., Вичужанин Д. И., Каманцев И. С., Яковлев В. В., Огорелков Д. А., Замираев Л. М. Способ экспериментального исследования деградационных процессов в материале	16
Назаров В. В. Анализ двух способов вычисления предельных напряжений процессов ползучести и длительной прочности.....	28
Поляков А. П., Поляков П. А. Экспериментально-аналитический метод расчета энергосиловых параметров процесса выдавливания некомпактных материалов	37
Привалова В. В., Просвиряков Е. Ю. Вихревые течения вязкой несжимаемой жидкости с учетом постоянной вертикальной скорости и условия идеального скольжения	57

Received: 11.10.2018

Revised: 22.02.2019



Accepted: 22.03.2019



DOI: 10.17804/2410-9908.2019.2.006-015

A METHOD FOR TESTING THE QUALITY OF WELDED JOINTS ON POLYMERIC PIPES

A. I. Gerasimov^{a)} and E. V. Danzanova^{b)*}

*Institute of Oil and Gas Problems, Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences,
1 Oktyabrskaya St., Yakutsk, 677980, Russian Federation*

^{a)}  <https://orcid.org/0000-0003-4114-9955>  gerasimov2509@rambler.ru;

^{b)}  <https://orcid.org/0000-0002-3445-0961>  dhv4071@mail.ru

*Corresponding author. E-mail: Dhv4071@mail.ru

Address for correspondence: 1 Oktyabrskaya St., 677980, Yakutsk, Russian Federation

Tel.: +7 (4112) 35 72 93

At present, the existing methods for testing the quality of welded joints on polyethylene pipes in the current regulatory documents cannot quantify weld strength. This paper presents research on the development of methods for quantifying the strength of welded joints produced under different welding conditions. Data on the effect of changing one of the welding parameters on the failure stress of the resulting joints are obtained.

Keywords: polyethylene pipe, welded joints, tensile test, welding parameters, failure stress.

Acknowledgment

The work has been accomplished within the framework of the State Order of the Federal Agency for Scientific Organizations of the Russian Federation (project No. 0377-2016-0004).

References

1. Korab G.N., Adamenko A.A., Repa V.P. Increasing the reliability of welded joints of plastic pipes made by a heated butt-end tool. *Avtomaticheskaya Svarka*, 1984, no. 4, pp. 64–65. (In Russian).
2. *SP 42-103-2003. Proektirovanie i stroitelstvo gazoprovodov iz polietilenovykh trub i rekonstruktsiya iznoshennykh gazoprovodov* [Design and Construction of Gas Pipelines Made of Polyethylene Pipes and Reconstruction of Worn-Out Gas Pipelines: Building Regulation]. Moscow, Polimergaz, FGUP TsPP Publ., 2003, 86 p. (In Russian).
3. Adamenko A.A., Korab G.N., Tarnogorodsky V.P. Improving the quality of plastic pipe joints made by contact heat welding. *Avtomaticheskaya Svarka*, 1983, no. 3. pp. 51–53 (In Russian).
4. Aksenova G.V., Kashkovskaya E.A. Quality control of welded joints of polyethylene pipes according to the mode of failure under axial tension. *Avtomaticheskaya Svarka*, 1980, no. 2, pp. 61–63 (In Russian).
5. Krasnikov M.A., Pozhalov Yu.V., Sokolov V.A. Mechanics of failure of butt-welded joints of polyethylene pipes during tensile testing by static loads. *Polimergaz*, 2011, no. 1, pp. 36–38 (In Russian).
6. Maksimenko V.N., Zaytsev K.I., Chibikov A.V. Flash removal from welded joints of polyethylene pipes. *Plasticheskie Massy*, 1981, no. 12, pp. 30–31 (In Russian).
7. Shurayts A.L., Kargin V.Yu., Volnov Yu.N. *Gazoprovody iz polimernykh materialov: Posobie po proektirovaniyu, stroitelstvu i ekspluatatsii* [Gas Pipelines from Polymeric Materials:

Manual for Design, Construction, and Operation]. Saratov, Volga – XXI vek Publ., 2007, 612 p. (In Russian).

8. Danzanova E.V. Questions of the control of quality welded joining the polyethylene pipes for gas main. *Scientific and Technical Journal "Petroleum Engineering (Neftegazovoe Delo)"*, 2009, no. 1. (In Russian). Available at: http://ogbus.ru/authors/Danzanova/Danzanova_1.pdf

9. Gerasimov A.I., Danzanova E.V., Botvin G.V. A method for testing the strength of welded butt joints of polymer pipes, *RF Patent 2465560*, 2012. (In Russian).

10. *GOST 11262-80*. Plastmassy. Metod ispytaniya na rastyazhenie [Plastics. Tensile test method: Russian State Standards]. Moscow, Izd-vo Standartov Publ., 1986, 16 p.

11. Ammosova O., Starostin N., Gerasimov A. *Svarka polietilenovykh trub pri nizkikh klimaticheskikh temperaturakh* [Welding of Polyethylene Pipes at Low Climatic Temperatures]. Saarbrücken, Germany, LAP Lambert Academic Publishing GmbH & Co., 2012, 96 p. ISBN: 978-3-8473-7400-8. (In Russian).

Подана в журнал: 11.10.2018



УДК 620.172.21



DOI: 10.17804/2410-9908.2019.2.006-015

МЕТОД КОНТРОЛЯ КАЧЕСТВА СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПОЛИМЕРНЫХ ТРУБ

А. И. Герасимов^{а)}, Е. В. Данзанова^{б)}*

*Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт проблем нефти и газа СО РАН,
ул. Октябрьская, 1, 677980, г. Якутск, Российская Федерация*

^{а)}  <https://orcid.org/0000-0003-4114-9955>  gerasimov2509@rambler.ru;

^{б)}  <https://orcid.org/0000-0002-3445-0961>  dhv4071@mail.ru

* Ответственный автор. Электронная почта: dhv4071@mail.ru

Адрес для переписки: ул. Октябрьская, 1, 677980, г. Якутск, Российская Федерация

Тел.: +7 (4112) 35-72-93

В настоящее время существующими в действующих нормативных документах методами контроля качества сварных соединений полиэтиленовых труб невозможно количественно оценить прочность по шву. В данной работе приводятся исследования по разработке методики для количественной оценки прочности сварных соединений, полученных при различных условиях сварки. Получены данные по влиянию изменения одного из параметров сварки на разрушающее напряжение получаемых соединений.

Ключевые слова: полиэтиленовая труба, сварное соединение, испытание на растяжение, параметр сварки, разрушающее напряжение.

1. Введение

При строительстве трубопроводов из полимерных труб основным способом их соединения является сварка нагретым инструментом встык (НИВ) [1]. Контроль качества сварки проводится существующими в действующих нормативных документах разрушающими и неразрушающими методами испытаний. Методы испытаний в свою очередь делятся на обязательные и специальные. Специальные методы испытаний проводятся для подтверждения результатов обязательных методов, а также для углубленных исследований. К обязательным методам испытаний относятся внешний осмотр, испытания на осевое растяжение, ультразвуковой контроль, пневматические испытания. В перечень специальных методов входят следующие испытания: испытание на статический изгиб, испытание при постоянном внутреннем давлении, испытание на длительное растяжение [2].

Анализ принятых в действующих нормативных документах методов оценки качества сварных соединений показывает, что ни одно из приведенных выше испытаний не дает количественную оценку прочности сварного соединения по стыку сварки, а некоторые авторы также высказывают мнение о невысокой информативности испытаний и низкой достоверности получаемых при этом результатов [3–6].

При внешнем осмотре по замеченным изменениям в размерах грата, его формы, цвета или равномерности распределения можно определить, какие из параметров сварки имели отклонения от установленных норм, или установить нарушение других условий сварки. В то же время визуальная оценка внешнего вида шва не достаточно эффективна, так как на формирование грата оказывают влияние температура окружающей среды и свойства самого материала. Испытание на осевое растяжение является пока основным и единственным оперативным методом оценки качества сварных соединений. Однако критерием определения качества сварного соединения, выполненного сваркой встык, является характер разрушения

образцов. Известно, что при испытаниях на растяжение разрушение происходит в большинстве случаев по основному материалу, а не по сварному шву [5]. Ультразвуковой контроль, пневматические испытания, испытания на статический изгиб, испытания при постоянном внутреннем давлении, испытания на длительное растяжение являются с количественной стороны недостаточно информативными. Так, с помощью ультразвукового контроля должны выявляться внутренние дефекты типа несплавлений, трещин, отдельных или цепочек (скоплений) пор, включений площадью более $1,5 \text{ мм}^2$ [7]. Пневматические же испытания соединений производятся вместе с испытаниями всего ПЭ трубопровода на прочность и герметичность при внутреннем давлении воздуха. При испытании на статический изгиб определяется угол изгиба образца, при котором появляются первые признаки разрушения. Результаты испытания считаются положительными, если испытываемые образцы выдерживают без разрушения и появления трещин изгиб на угол не менее 160° . Ранее было установлено, что результат таких испытаний положительный даже в случае сварных соединений, выполненных с грубыми нарушениями технологического режима сварки [8]. При испытаниях при постоянном внутреннем давлении результаты испытаний считаются положительными, если все испытываемые образцы не разрушились до истечения контрольного времени при нормальной и повышенной температурах или разрушился один из образцов, которые тоже не дают количественную характеристику прочности сварного шва. В настоящее время наиболее информативным является испытание на длительное растяжение в активной среде, которое предусмотрено международным стандартом ISO 13952 и инструкцией DVS 2203-4 немецкого союза сварщиков [7]. Недостатком метода является то, что при испытаниях фиксируется время до разрушения, и количественно определить прочность сварного соединения по месту сплавления невозможно.

Целью работы является разработка методики количественной оценки прочности по шву сварных стыковых соединений полимерных труб и на его основе проведение контроля качества сварки.

2. Методика проведения исследований

Технологический процесс сварки нагретым инструментом встык полимерных труб представлен на рис. 1. После подготовки труб и деталей к сварке (очистка, сборка, центровка, механическая обработка торцов, проверка совпадения торцов и зазора в стыке) производится сварка стыка (оплавление, нагрев торцов, удаление нагретого инструмента, осадка стыка, охлаждение соединения). Основными параметрами сварки нагретым инструментом встык являются следующие: температура нагретого инструмента T_n , продолжительность оплавления $t_{оп}$ и нагрева t_n , давление нагретого инструмента на торцы при оплавлении $P_{оп}$ и нагреве P_n , продолжительность технологической паузы между окончанием нагрева и началом осадки t_p , давление на торцы при осадке $P_{ос}$, время охлаждения сваренного стыка под давлением осадки $t_{охл}$ [2].

При испытаниях на осевое растяжение образцов, вырезанных из основного материала полиэтиленовой трубы, прочность варьируется от 20 до 25 МПа в зависимости от производителя. Известно, что прочность сварного соединения при соблюдении всех требований сварки не ниже прочности основного материала трубы. Однако при стандартных испытаниях на осевое растяжение разрушение, как правило, происходит по основному материалу за счет увеличенной площади поперечного сечения образца сварного шва за счет образования грата в процессе сварки. Суть разработанной методики заключается в приравнивании исследуемой площади сварки к площади основного материала образца-лопатки для испытаний [9]. Это достигается следующим образом. Для исследуемого сварного стыкового соединения полиэтиленовой трубы заранее изготавливались шаблоны из тонкого материала с низкой теплопроводностью, например из листа писчей бумаги, препятствующего свариванию всей площади торцов трубы. Вырез для сваривания торцов трубы располагался так, чтобы в вырезан-

ных образцах-лопатках площади сваренных участков были равными друг другу, а по величине – равными или не большими, чем сечение рабочей части основного материала образца-лопатки. В процессе сварки после удаления нагревательного инструмента во время технологической паузы вставлялся шаблон. Затем осадка и охлаждение сварного соединения производились с наличием шаблона (рис. 2). Через 24 ч после сварки изготавливались образцы-лопатки типа 2, с длиной рабочей части образцов $60 \pm 0,5$ мм и шириной $10 \pm 0,5$ мм по ГОСТ 11262 [10] равномерно по периметру шва в количестве не менее пяти штук так, чтобы область сварки находилась на середине образца-лопатки, что легко выполнить, ориентируясь по краям вставленного шаблона из белого листа бумаги. Испытания на растяжение образцов-лопаток производили согласно ГОСТ 11262 на универсальной разрывной машине UTS20K при скорости движения захватов 25 мм/мин, разрушение происходило по месту сплавления сварного соединения (рис. 3). Обработку результатов испытаний проводили принятыми методами, т. е. из диаграммы «нагрузка–деформация» определяли разрушающую нагрузку в момент разрыва образца. Разрушающее напряжение рассчитывалось относительно фактической площади в момент разрушения образца. Таким образом, можно получить количественную оценку прочности сварного соединения по стыку.

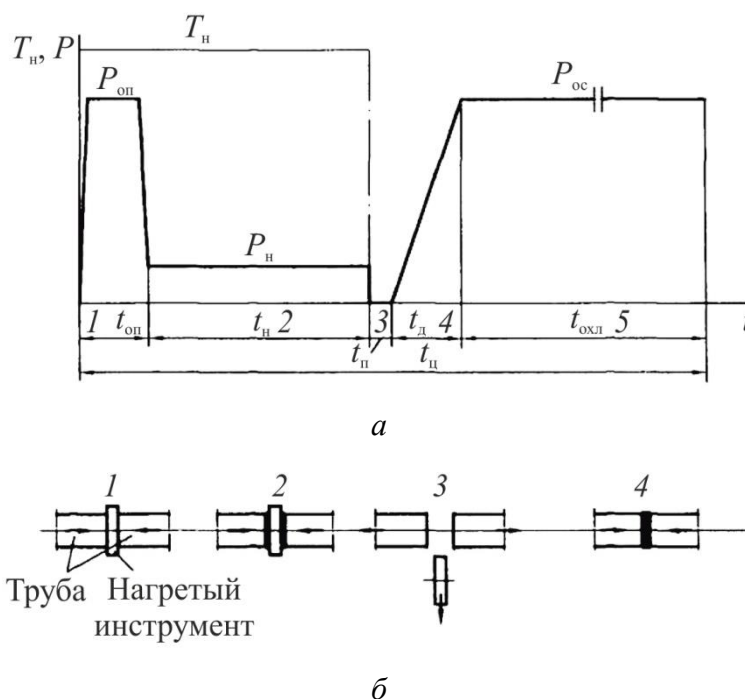


Рис. 1. Циклограмма процесса сварки встык нагретым инструментом труб из полиэтилена [2]:
а – диаграмма изменения во времени (t) давления на торцах (P) и температуры нагретого инструмента (T_n); б – последовательность протекания процесса сварки; 1 – оплавление торцов; 2 – нагрев концов труб; 3 – вывод нагретого инструмента (технологическая пауза); 4, 5 – осадка и охлаждение стыка

Контроль качества сварки данной методикой проводился на сварных соединениях полиэтиленовых труб ПЭ80 SDR11 63×5,8. В исследованиях использовалась машина для сварки встык нагревательным элементом ROWELD P160B фирмы ROTHENBERGER (Германия). Исходя из инструкции по эксплуатации данной сварочной машины для полиэтиленовой трубы ПЭ80 SDR11 63×5,8 за базовые были приняты следующие технологические параметры: давление при осадке $P_{ос} = 4,4$ атм.; технологическая пауза $t_n = 4$ с.; температура нагретого инструмента $T_n = 220$ °С.; время нагрева $t_n = 58$ с.; давление при нагреве $P_n = 0,6$ атм. Сварка производилась при комнатной температуре

(23 °С) с изменением одного из приведенного параметра с сохранением остальных. Результаты испытаний на растяжение приведены на рис. 4–8. Зеленым цветом обозначены соответствующие нормативные значения параметров сварки для данного типоразмера полиэтиленовой трубы.

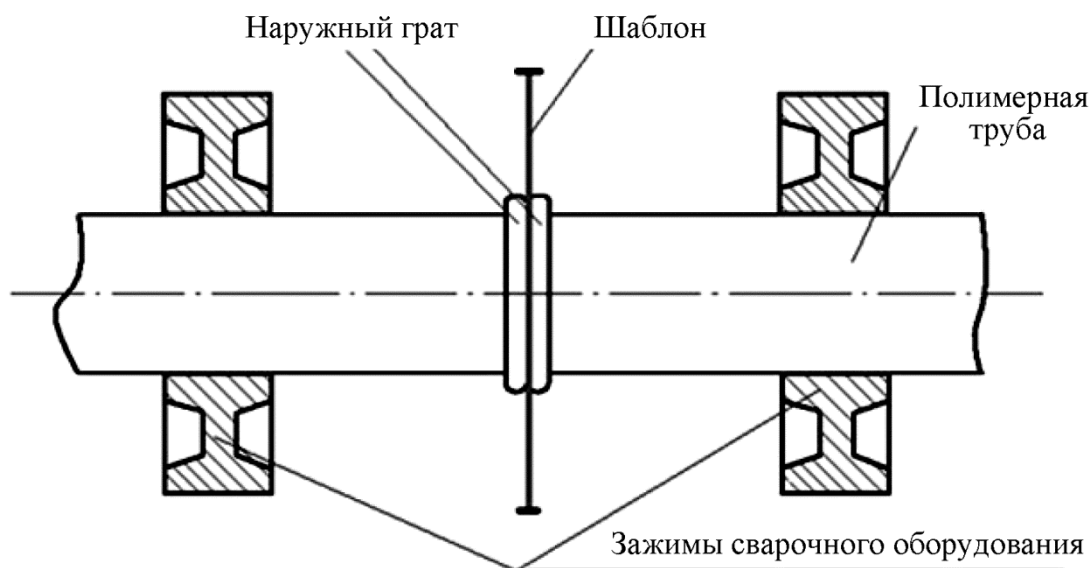


Рис. 2. Установка шаблона в процессе сварки полимерных труб

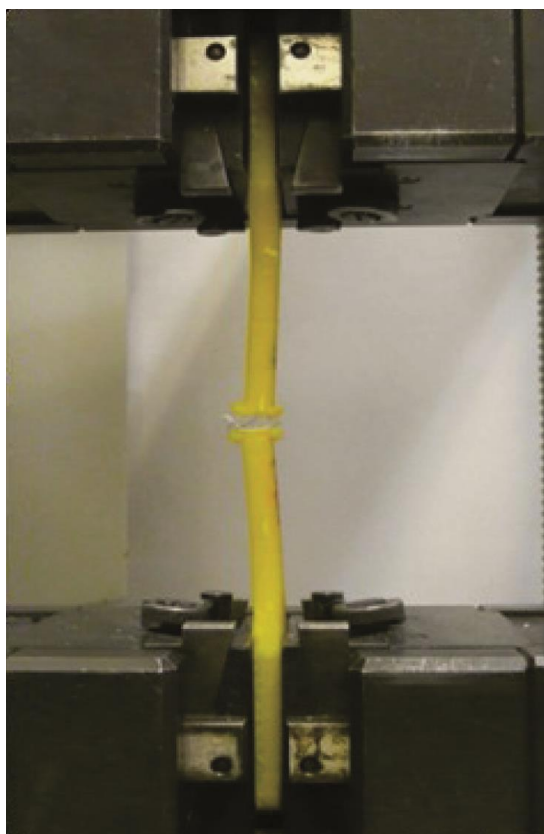


Рис. 3. Разрушение образца по сварному шву при растяжении

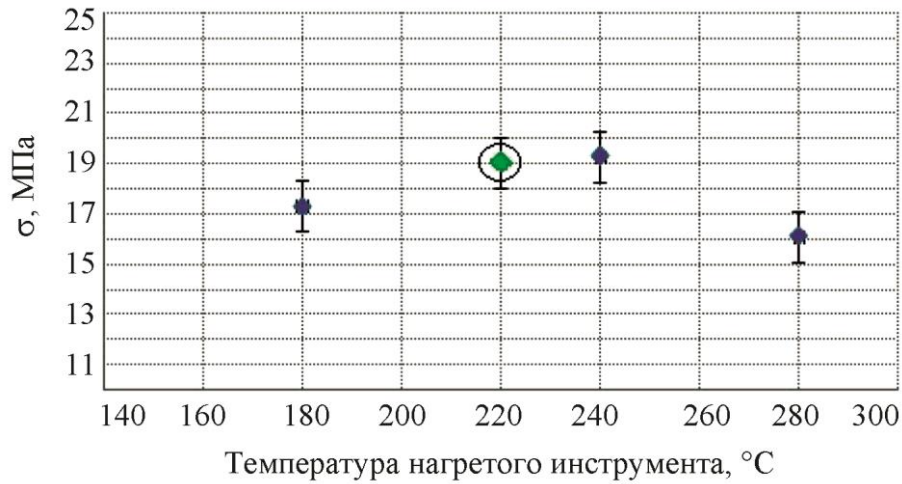


Рис. 4. Разрушающее напряжение сварных соединений, полученных при различных значениях температуры нагретого инструмента, T_n

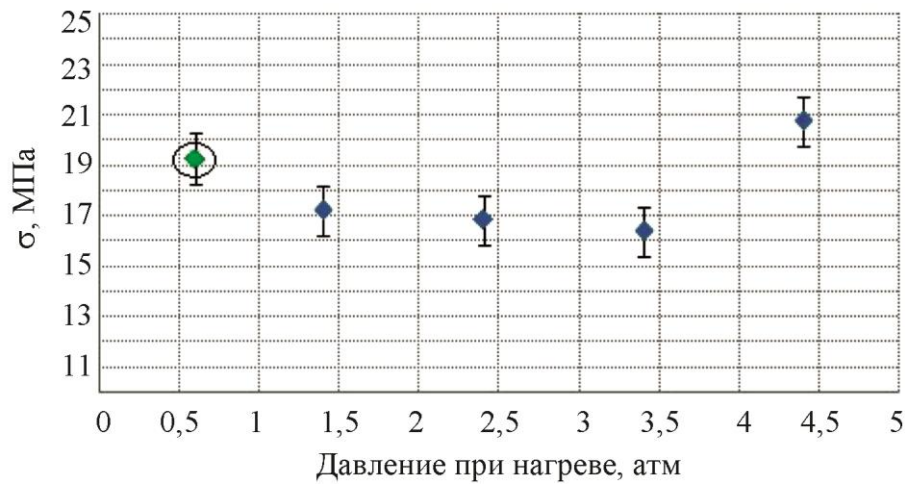


Рис. 5. Разрушающее напряжение сварных соединений при различных давлениях при нагреве торцов свариваемых труб, P_n

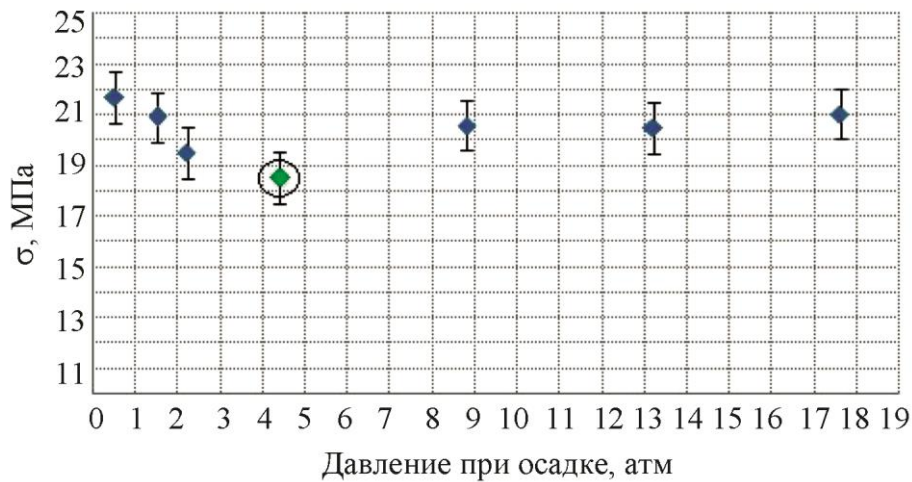


Рис. 6. Разрушающее напряжение сварных соединений, полученных при различных давлениях при осадке, P_{oc}

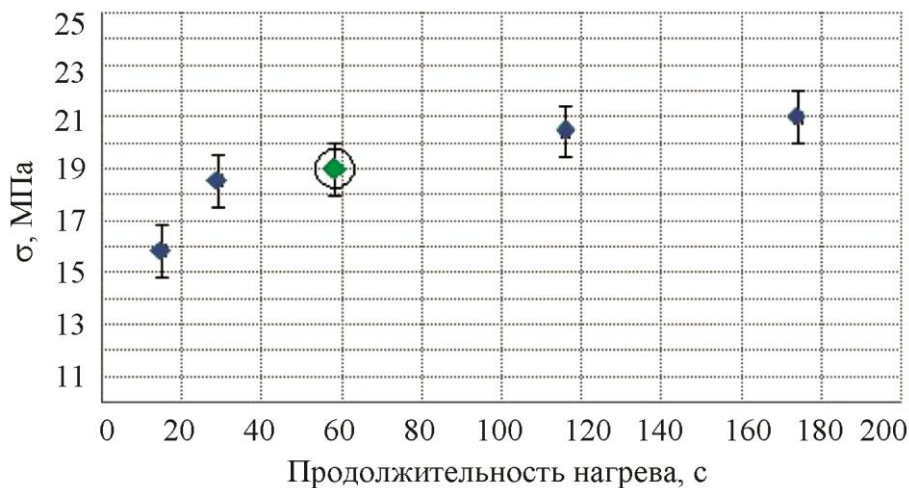


Рис. 7. Разрушающее напряжение в зависимости от продолжительности нагрева торцов свариваемых труб, t_n

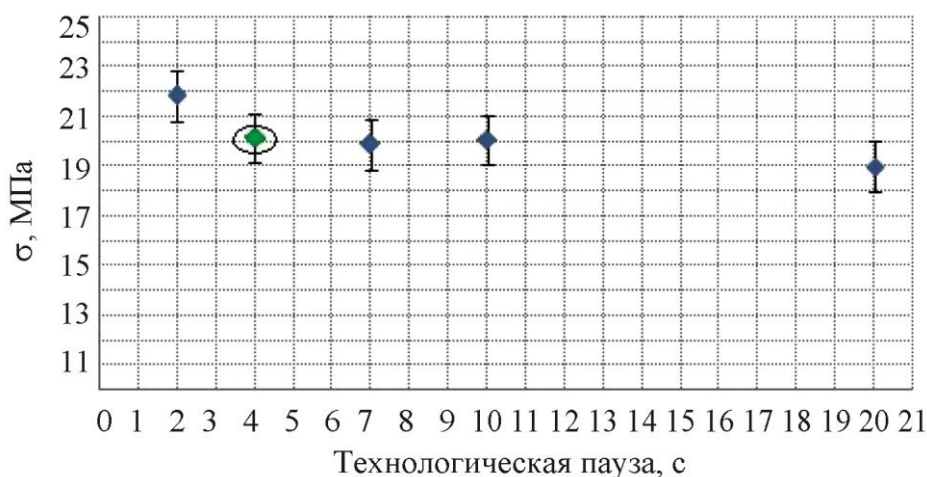


Рис. 8. Разрушающее напряжение сварных соединений в зависимости от продолжительности технологической паузы, t_n

3. Результаты исследований и их обсуждение

При сохранении остальных параметров наибольшая прочность получается при температуре нагретого инструмента 220–240 °С (рис. 4). Повышение давления при нагреве уменьшает прочность, однако при давлении нагрева, равном давлению при осадке, получается увеличение разрушающего напряжения сварного соединения по стыку (рис. 5). Этот факт является очень интересным и по этому направлению будут дополнительные исследования. В то же время очень странным является наименьшая величина прочности сварного шва при рекомендованном значении давления при осадке – 4,4 атм. (рис. 6). Увеличение продолжительности нагрева приводит к увеличению прочности, что, видимо, объясняется увеличением площади грата (рис. 7). Увеличение продолжительности технологической паузы в 2–4 раза при комнатной температуре для данного типоразмера полиэтиленовой трубы не приводит к снижению прочности сварного шва (рис. 8). По приведенным снимкам с тепловизора (рис. 9) в различное время после удаления нагретого инструмента видно, что даже на 10-й секунде температура поверхности торца трубы превышает температуру плавления полиэтилена. Известно, что градиент температуры полиэтилена на 1 мм глубины равен 50 °С [11]. А это значит, что температура глубинных слоев торца трубы после оттеснения поверхностного материала в грат еще выше, чем и объясняется высокая прочность стыка сварки при больших значениях технологической паузы.

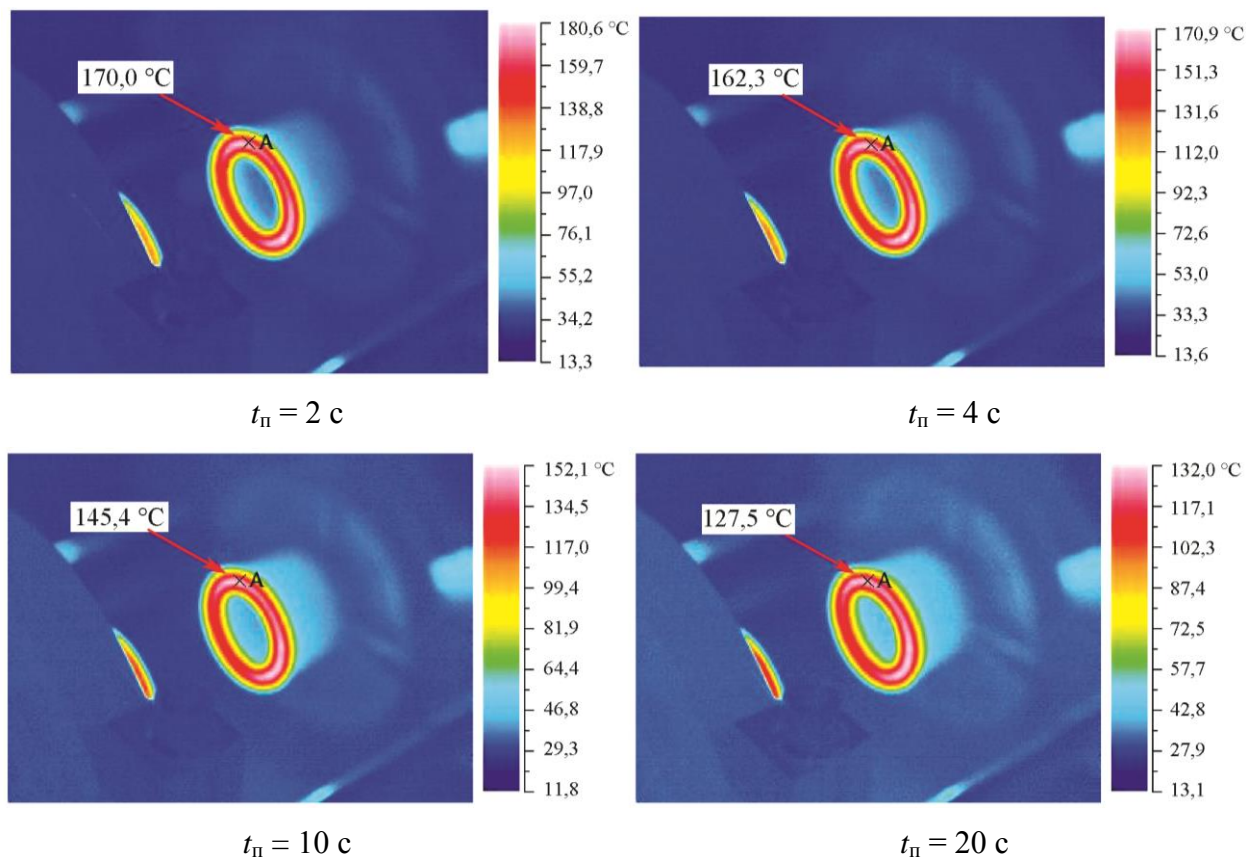


Рис. 9. Температура на торце полиэтиленовой трубы во время технологической паузы

4. Заключение

Разработан метод количественной оценки прочности стыкового сварного соединения полимерной трубы по стыку, с помощью которого можно проводить контроль качества сварки при выборе наилучших технологий. Показано, что увеличение технологической паузы в 2–3 раза не приводит к существенному уменьшению прочности сварного соединения полиэтиленовой трубы ПЭ80 SDR11 63×5,8. Значительное сокращение времени остывания сварного шва под давлением осадки не влияет на прочность по стыку сварного соединения полиэтиленовых труб. Разработанную методику испытаний можно использовать при оценке качества сварки.

Благодарность

Работа выполнена по Госзаданию ФАНО РФ 0377-2016-0004.

Литература

1. Кораб Г. Н., Адаменко А. А., Репа В. П. Повышение надежности сварных соединений пластмассовых труб, выполненных нагретым инструментом встык // Автоматическая сварка. – 1984. – № 4. – С. 64–65.
2. СП 42-103-2003. Проектирование и строительство газопроводов из полиэтиленовых труб и реконструкция изношенных газопроводов / взамен СП 42-101-96, СП 42-103-97, СП 42-105-99; введ. в действие с 27.11.2003. – М. : Полимергаз, ФГУП ЦПП, 2004. – 86 с. : ил.
3. Адаменко А. А., Кораб Г. Н., Тарногородский В. П. Повышение качества соединений пластмассовых труб, выполненных контактно-тепловой сваркой // Автоматическая сварка. – 1983. – № 3. – С. 51–53.

4. Аксенова Г. В., Кашковская Е. А. Контроль качества сварных соединений труб из полиэтилена по характеру разрушения при осевом растяжении // Автоматическая сварка. – 1980. – № 2. – С. 61–63.
5. Красников М. А., Пожалов Ю. В., Соколов В. А. Механика разрушения стыковых сварных соединений полиэтиленовых труб при испытаниях на растяжение статической нагрузкой // Полимергаз. – 2011. – № 1. – С. 36–38.
6. Максименко В. Н., Зайцев К. И., Чибииков А. В. Удаление грата со сварных швов полиэтиленовых труб // Пластические массы. – 1981. – № 12. – С. 30–31.
7. Шурайц А. Л., Каргин В. Ю., Вольнов Ю. Н. Газопроводы из полимерных материалов: Пособие по проектированию, строительству и эксплуатации. – Саратов : Изд-во Журнал «Волга – XXI век», 2007. – 612 с.
8. Данзанова Е. В. Вопросы контроля качества сварных соединений полиэтиленовых труб для газопроводов // Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело» http://www.ogbus.ru/authors/Danzanova/Danzanova_1.pdf2009. – 2009. – С. 1–8.
9. Способ испытания прочности сварного стыкового соединения полимерных труб : пат. 2465560 Рос. Федерация / Герасимов А. И., Данзанова Е. В., Ботвин Г. В., Ин-т проблем нефти и газа СО РАН. – № 2011115737/28 ; заявл. 20.04.2011 ; опубл. 29.10.2012, Бюл. № 30.
10. ГОСТ 11262-80. Пластмассы. Метод испытания на растяжение / введ. 1980-12-01. – М. : Изд-во стандартов, 1986. – 16 с. : ил.
11. Аммосова О., Старостин Н., Герасимов А. Сварка полиэтиленовых труб при низких климатических температурах. – Saarbrücken, Germany : LAP LAMBERT Academic Publishing GmbH & Co., 2012. – 96 с. – ISBN: 978-3-8473-7400-8.

Received: 27.12.2018

Revised: 04.03.2019

Accepted: 22.03.2019

DOI: 10.17804/2410-9908.2019.2.016-027

A METHOD FOR EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF DEGRADATION PROCESSES IN MATERIALS

V. I. Mironov^{1, a)*}, I. G. Emelyanov^{1, b)}, D. I. Vichuzhanin^{1, c)}, I. S. Kamantsev^{1, d)},
V. V. Yakovlev^{2, e)}, D. A. Ogorelkov^{1, 2, f)}, and L. M. Zamaraev^{1, g)}

¹*Institute of Engineering Science, Ural Branch of the Russian Academy of Sciences,
34 Komsomolskaya St., Ekaterinburg, 620149, Russian Federation*

²*B. N. Yeltsin Ural Federal University, 19 Mira St, Ekaterinburg, 620002, Russian Federation*

- a)  <https://orcid.org/0000-0002-5150-6074>  Mironov.vi@mail.ru;
b)  <https://orcid.org/0000-0002-9733-5485>  emelyanov@imach.uran.ru;
c)  <https://orcid.org/0000-0002-6508-6859>  mmm@imach.uran.ru;
d)  <https://orcid.org/0000-0003-0775-4043>  trophyland@mail.ru;
e)  <https://orcid.org/0000-0002-5759-8483>  yoshkassa@mail.ru;
f)  <https://orcid.org/0000-0002-7412-3316>  ogorelkov.dimon@yandex.ru;
g)  <https://orcid.org/0000-0003-4617-0825>  leva.zam@mail.ru

*Corresponding author. E-mail: visim.vm@mail.ru

Address for correspondence: ul. Komsomolskaya, 34, 620049, Ekaterinburg, Russian Federation

Tel.: +7 922 155 89 83

In most cases, long-term degradation processes in the materials of metal structures are the main cause of their catastrophic destruction. A method for the experimental construction of rheological dependences is proposed to describe the kinetics of these processes. The phenomenological representation of the degradation process as the transition of a ductile material to a brittle state is based on simple testing of single samples of a material in a rigid loading device. It is shown that such external factors as cyclic loading and hydrogenation change the parameters of the resulting static diagram, first of all, the available plasticity determined by the length of the diagram. It is noted that tests with the construction of complete diagrams with a falling branch offer a unified methodological basis for the investigation of degradation processes in steels and alloys.

Keywords: degradation, complete deformation diagram, cyclic loading, hydrogenation, single samples, softening, kinetic curves, rigid loading device.

Acknowledgment

The work was performed within the state assignment, theme No. 0391-2016-0001.

References

1. Pronikov A.S. *Nadezhnost mashin* [Reliability of Machines]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1978, 592 p. (In Russian).
2. Bolotin V.V. *Resurs mashin i konstruktsiy* [Resource of Machines and Structures]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1990, 448 p. (In Russian).
3. Veselov I., Emelyanov I., Fedotov V. Research of the Tension of the Shell Working in Hydrogen-Containing Environment. In: *Proceedings of the 13th World Hydrogen Energy Conference*, Beijing, China, June 12–15, 2000, pp. 1041–1045.
4. Cherdantsev Y., Chernov I., Tyurin Y. *Research Methods of Metal-Hydrogen Systems: Textbook*. Tomsk, TPU Publ., 2008. (In Russian).

5. Rakhmatulin Kh.A., Demyanov Yu.A. *Prochnost pri intensivnykh kratkovremennykh nagruzkakh* [Strength under Intensive Momentary Loads]. Moscow, Fizmatgiz Publ., 1961, 393 p. (In Russian).
6. Koneva N.A., Sosnin O.V., Teplyakova L.A., B.E. Громов, В.В. Коваленко. *Evolyutsiya dislokatsionnykh substruktur pri ustalosty* [Evolution of Dislocation Substructures under Fatigue]. Novokuznetsk, 2001. (In Russian).
7. Terent'ev V.F., Kolmakov A.G., Kurganova Y.A. *Teoriya i praktika povysheniya nadezhnosti i rabotosposobnosti konstruktsionnykh metallicheskih materialov: uchebnoe posobie* [Theory and Practice of Improving the Reliability and Performance of Structural Metallic Materials: Tutorial]. Ulyanovsk, UIGTU Publ., 2010, 268 p. ISBN 978-5-9795-0680-7. (In Russian).
8. Volkov S.D., Gus'kov Yu. P., Krivospitskaya V.I., Mironov V.I., Sokovnin Y.P., Sokolov P.S. Experimental functions of the resistance of alloy steel in tension and torsion. *Strength of Materials*, 1979, vol. 11, iss. 1, pp. 1–5. DOI: 10.1007/BF00806220.
9. Volkov S.D. *Funktsiya soprotivleniya materialov i postanovka kraevykh zadach mekhaniki razrusheniya* [Function of the Strength of Materials and the Formulation of Boundary Value Problems in Fracture Mechanics]. Sverdlovsk, UNTs AN SSSR Publ., In-t metallurgii, 1968, 65 p. (In Russian).
10. Volkov S.D. The problem of strength and fracture mechanics. *Problemy Prochnosti*, 1978, no. 7, pp. 3–10. (In Russian).
11. Struzhanov V.V., Mironov V.I. *Deformatsionnoe razuprochnenie materiala v elementakh konstruktciy* [Work Softening of Structure Elements Materials]. Ekaterinburg, Izd-vo UrO RAN Publ., 1995. (In Russian).
12. Mironov V.I., Lukashuk O.A. Influence of material structural inhomogeneity on fracture strength of constructional elements. *J. Key Engineering Materials*, 2017, vol. 735, pp. 89–94. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.735.89.
13. Mironov V.I., Andronov V.A., Jakushev A.V., Bambulevich V.B. Method and device for tension testing. *RF Patent 2 251 676*, 2005. (In Russian).
14. Vildeman V.E., Tretyakov M.P., Tretyakova T.V. et al. *Eksperimental'nye issledovaniya svoystv materialov pri slozhnykh termomekhanicheskikh vozdeystviyakh* [Experimental Investigation of Material Properties under Complex Thermomechanical Loading, ed. by V. E. Wildeman]. Moscow, Fizmatlit Publ., 2012. (In Russian).
15. Lebedev A.A., Chausov N. G. Phenomenological fundamentals of the evaluation of crack resistance of materials on the basis of parameters of falling portions of strain diagrams. *Strength of Materials*, 1983, vol. 15, iss. 2, pp. 155–160. DOI: 10.1007/BF01523460.
16. Goldenblat I.I., Bazhenov, V.L., Kopnov V.A. *Dlitelnaya prochnost v mashinostroenii* [Long-Term Strength in Machine Construction]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1977. (In Russian).
17. Rabotnov Yu.N. *Polzuchest elementov konstruktciy* [Creep of Construction Elements]. Moscow, Nauka Publ., 1955. (In Russian).
18. Karpenko G.V., Kripyakevich R.I. *Vliyanie vodoroda na svoystva stali* [The Effect of Hydrogen on Steel Properties]. Moscow, Metallurgizdat Publ., 1962. (In Russian).
19. Terent'ev V.F. *Ustalostnaya prochnost' metallov i splavov* [Fatigue Strength of Metals and Alloys]. Moscow, Internet Inzhiniring Publ., 2002. (In Russian).
20. *Ustalost i vynoslivost metallov* [Fatigue and Endurance of Metals, ed. by G. V. Uzhik]. Moscow, Izd-vo. inostr. lit. Publ., 1963. (In Russian).
21. Emelyanov I.G. Mironov V.I. *Dolgovechnost' obolochennykh konstruktciy* [Durability of Shell Structures]. Ekaterinburg, RIO UrO RAN Publ., 2012. ISBN 978-5-7691-2322-1. (In Russian).
22. Ovchinnikov I.I., Ovchinnikov I.G. Influence of hydrogen-containing media at high temperatures and pressures on the behavior of metals and structures made of metals. *Naukovedenie*, 2012,

- no. 4. Available at: <https://naukovedenie.ru/PDF/60tvn412.pdf> (accessed at 20.09.2017). (In Russian).
23. Pisarev A.A., Tsvetkov I.V., Yarko E.D. *Pronitsaemost vodoroda cherez metally* [Hydrogen Permeability through Metals: Tutorial]. Moscow, MIFI Publ., 2008. (In Russian).
24. Mironov V.I., Emelyanov I.G., Yakushev A.V., Lukashuk O.A. Development of rapid method for car steel quality control. *Transport of the Ural*, 2012, no. 2 (33), pp. 13–18. (In Russian).
25. Lebedev A.A., Chausov N.G. *Novye metody otsenki degradatsii mekhanicheskikh svoystv metalla konstruksiy v protsesse narabotki* [New Methods of Estimating the Degradation of Mechanical Properties of Structural Steel in Operation, the Monography]. Kiev, IPP NANU Publ., 2004.

Подана в журнал: 27.12.2018

УДК 620.172.25



DOI: 10.17804/2410-9908.2019.2.016-027

СПОСОБ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ ДЕГРАДАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ В МАТЕРИАЛЕ

В. И. Миронов^{1, а)*}, И. Г. Емельянов^{1, б)}, Д. И. Вичужанин^{1, в)}, И. С. Каманцев^{1, г)},
В. В. Яковлев^{2, д)}, Д. А. Огорелков^{1, 2, е)}, Л. М. Замараев^{1, ж)}

¹Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения
Уральского отделения Российской академии наук,
ул. Комсомольская, 34, Екатеринбург, Российская Федерация

²Уральский Федеральный Университет, Мира, 19, Екатеринбург, Российская Федерация

- а)  <https://orcid.org/0000-0002-5150-6074>  Mironov.vi@mail.ru;
б)  <https://orcid.org/0000-0002-9733-5485>  emelyanov@imach.uran.ru;
в)  <https://orcid.org/0000-0002-6508-6859>  mmm@imach.uran.ru;
г)  <https://orcid.org/0000-0003-0775-4043>  trophyland@mail.ru;
д)  <https://orcid.org/0000-0002-5759-8483>  yoshkassa@mail.ru;
е)  <https://orcid.org/0000-0002-7412-3316>  ogorelkov.dimon@yandex.ru;
ж)  <https://orcid.org/0000-0003-4617-0825>  leva.zam@mail.ru

* Ответственный автор. Электронная почта: visim.vi@mail.ru

Адрес для переписки: ул. Комсомольская, 34, 620040, Екатеринбург, Российская Федерация

Тел.: +7-922-155-89-83

Длительные деградационные процессы в материале эксплуатируемых металлических конструкций в большинстве случаев являются основной причиной их катастрофического разрушения. Предложен способ экспериментального построения реологических зависимостей для описания кинетики подобных процессов. Феноменологическое представление деградационного процесса как перехода пластичного материала в хрупкое состояние основано на простых испытаниях однократных образцов материала в жестком нагружающем устройстве. Показано, что такие внешние факторы, как циклическое нагружение и наводороживание, меняют параметры получаемой статической диаграммы, прежде всего, располагаемой пластичности, определяемой длиной диаграммы. Отмечается, что испытания с построением полных диаграмм с падающей ветвью дают единую методологическую базу для исследования деградационных процессов в сталях и сплавах.

Ключевые слова: деградация, полная диаграмма деформирования, циклическое нагружение, наводороживание, однократные образцы, разупрочнение, кинетические кривые, жесткое нагружающее устройство.

1. Введение

С точки зрения физической надежности машин корректная оценка их ресурса должна базироваться на исследовании деградационных процессов в материале элементов конструкции в эксплуатации [1, 2]. Переменные силовые и температурные поля, агрессивные среды, радиация и другие эксплуатационные воздействия снижают предельные показатели прочности и пластичности материала. Металлические конструкции, широко применяемые в машиностроении, космонавтике, энергетике и других отраслях техники, зачастую испытывают одновременное воздействие нескольких негативных факторов. В этом случае оценка ресурса сводится к численному решению достаточно сложных связанных физико-механических и диффузионно-механических задач [3, 4]. Модель материала в подобных задачах содержит

реологические уравнения, описывающие кинетику деграционных процессов, протекающих на структурном уровне.

Механизмы, условия протекания и характерные времена деграционных процессов в конструкционных материалах весьма разнообразны. Объединяющим признаком может служить зависимость их интенсивности от уровня механических напряжений, точнее от напряженного состояния элемента конструкции. Например, физический механизм влияния напряженного состояния на диффузию примеси в металле заключается в следующем. При растягивающих напряжениях соответствующим зонам энергетически выгодно притягивать атомы примеси (восстановление равновесия), а при сжимающих напряжениях – выталкивать. Пропорциональны амплитуде напряжений и гистерезисные потери энергии, затрачиваемой на необратимые изменения в материале при циклическом нагружении.

Определим деграционный процесс, как переход пластичного материала в хрупкое состояние, причем независимо от того, протекает ли он локально, на поверхности или в значительном объеме элемента конструкции. Такое определение представляется достаточно общим, позволяющим описать широкий круг явлений с единых позиций. Например, при исследовании влияние различных факторов на дислокационный механизм пластической деформации. Известно, что при достаточно большой скорости активного нагружения не успевают срабатывать источники дислокаций [5] и разрушение выглядит хрупким. Блокировка или активация движения дислокаций при изменении температуры определяют изменение свойств материала в процессе теплопередачи, т. е. в процессе средней скорости. В медленных процессах (диффузия примесей, старение, усталость) формируются критические дислокационные структуры, предшествующие разрушению материала [6, 7].

Предлагается использовать для феноменологического описания деграционных процессов разной природы эксперимент с построением полных диаграмм деформирования (ПДД). Полная диаграмма с падающей до нуля ветвью, интегрально описывающей стадию разупрочнения материала, дает наиболее полное и логически завершенное представление о его сопротивлении деформированию [7, 8]. Идея использования ПДД для построения физических уравнений неоднородных материалов принадлежит профессору С. Д. Волкову [9, 10]. Суть ее в том, что прежде чем изучать разрушение, как новое явление в поведении конструкций под нагрузкой, следует выделить новое свойство материала, а именно, стадию разупрочнения. В статье рассмотрена принципиальная возможность описания кинетики деграционных процессов в материале по изменению параметров ПДД под воздействием эксплуатационных факторов: циклического нагружения, агрессивной среды, температуры и др.

2. Материал и средства эксперимента с построением ПДД

Падающая ветвь на диаграмме деформирования может быть построена при испытании малых образцов любого структурно неоднородного материала при наличии достаточно жесткого нагружающего устройства.

2.1. Полная диаграмма деформирования

Наглядное представление о стадии разупрочнения на диаграмме статического растяжения и деграции параметров ПДД дает численный эксперимент с использованием дискретных моделей материала и аппарата теории катастроф [11, 12]. Выявлено, что падающая ветвь на диаграмме характерна для структурно неоднородных материалов и может быть построена при испытании образца малого объема в достаточно жесткой испытательной машине. К настоящему времени преодолены технические трудности построения ПДД [13, 14], и такие диаграммы растяжения и кручения могут быть получены для конструкционных материалов разных классов (рис. 1).

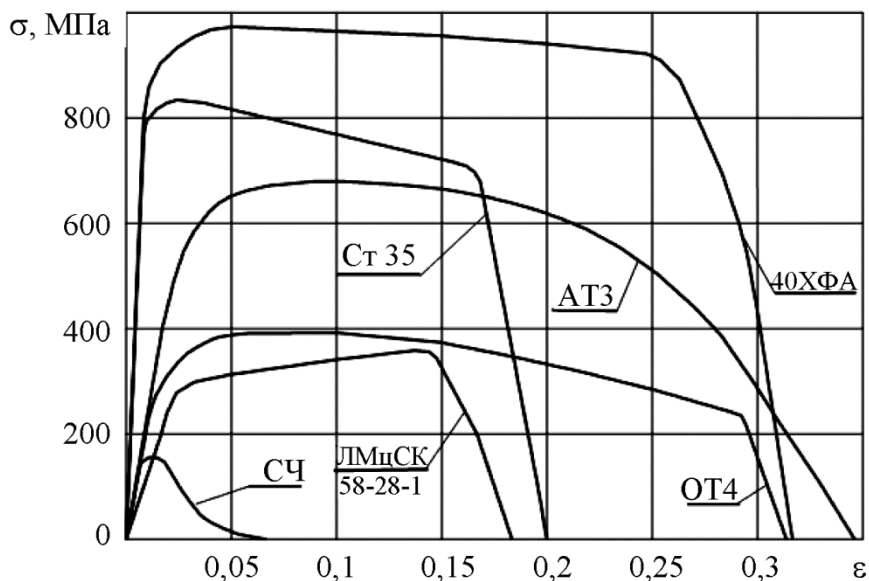


Рис. 1. Экспериментальные диаграммы сталей и сплавов по испытаниям образцов диаметром и длиной по 2 мм

Диаграммы на рис. 1 построены для малых однократных образцов в жестком нагружающем устройстве [13]. В стандартных образцах рабочая часть вне локализованной зоны разрушения переходит в систему нагружения, снижая ее жесткость, что не позволяет построить падающую ветвь ПДД. Для большинства материалов деформация разрушения значительно превосходит деформацию предела прочности. Переход на заключительный участок ПДД связан с исчерпанием диссипативных свойств материала по пластическому механизму. Соответствующая деформация определяет располагаемую пластичность материала. Тангенс угла наклона завершающего участка к отрицательному направлению оси деформаций по аналогии с модулем упругости называют модулем хрупкости. Модуль хрупкости, определяющий работу разрушения образца, тесно коррелирует с трещиностойкостью материала [15].

Таким образом, качественные модельные представления о ПДД с падающей до нуля ветвью получили экспериментальное подтверждение. В то же время испытания на растяжение и кручение образцов стали 30ХГСА показали неприемлемость гипотезы единой кривой во всем диапазоне деформирования [8]. Вопрос об инвариантной форме физических уравнений, описывающих стадию разупрочнения материала, остается открытым. По этой причине пока нельзя построить теорию деградационных процессов на уровне строгости, принятом в механике деформируемого твердого тела. Но это не мешает, на наш взгляд, дать интегральную оценку кинетики эволюционных процессов в материале образца по изменению представительных параметров ПДД. В соответствии с принятым выше определением деградационного процесса в качестве представительного параметра предлагается располагаемая пластичность. В качестве внешнего воздействия, меняющего параметры ПДД, рассмотрим циклическую тренировку образца.

2.2. Взаимосвязь статических и циклических свойств литой стали

Идея построения реологических уравнений деградационных процессов по изменению статической диаграммы растяжения не нова. Так строятся теории длительной прочности, ползучести, водородной хрупкости [16–18], т. е. в тех случаях, когда внешний фактор действует на весь объем образца. В соответствии с постулатом Друккера рассматривалась только восходящая ветвь статической диаграммы. Попытки построения аналогичной теории усталости оказались неудачными, установить взаимосвязь статиче-

ских и циклических свойств материала в испытаниях тренированных стандартных образцов не удалось [19, 20]. Причиной тому служит высокая локализация усталостных повреждений в поверхностном слое и по длине образца. Дegradацию механических свойств удалось зафиксировать в испытаниях тренированных однократных образцов, которые используются для построения ПДД [21].

На первом этапе исследования свойств литых вагонных сталей испытывались малые образцы (рис. 2), выточенные из стандартных образцов стали 20ГЛ, циклически тренированных до разной степени наработки с периодическим удалением поверхностного слоя.

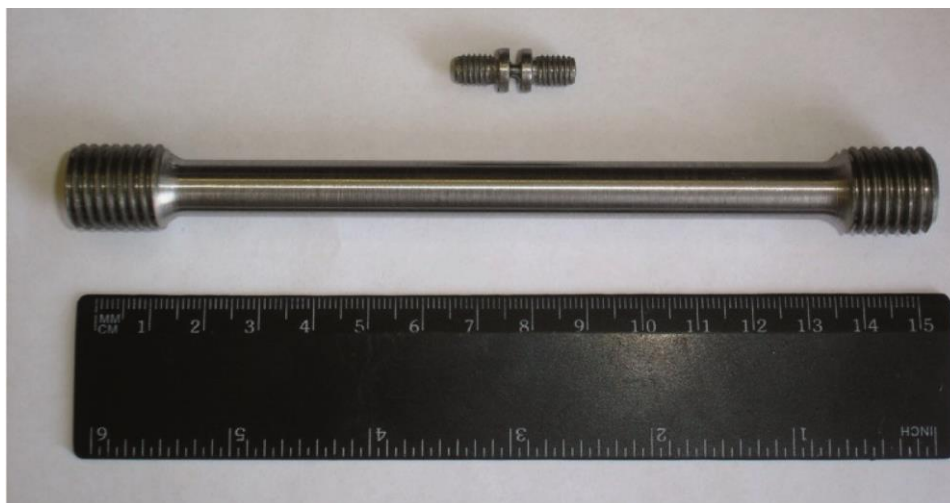


Рис. 2. Внешний вид образцов для исследования

В усталостных испытаниях трех стандартных образцов диаметром 10 мм пульсирующим растяжением на уровне максимального напряжения $\sigma_m = 260$ МПа минимальная долговечность составила $N_1 = 88$ тыс. циклов. Четвертый образец тренировали до 80 тыс. циклов, обтачивали до 9 мм и на том же уровне $\sigma_m = 260$ МПа циклически доводили до разрушения: $N_4 = 188$ циклов. Пятый образец тренировали до 80 тыс. циклов, обтачивали до 9 мм. Затем тренировали еще на 80 тыс. циклов, обтачивали до 8 мм и на уровне $\sigma_m = 260$ МПа циклически доводили до разрушения: $N_5 = 554$ тыс. циклов.

Далее из разрушенных стандартных образцов, вытачивали по три-четыре образца диаметром и длиной по 2 мм (рис. 2) и испытывали на растяжение в жестком нагружающем устройстве с построением ПДД. Осредненные ПДД из образцов с разной наработкой практически совпали. Следовательно, основной металл образца не устает, или устает значительно медленнее, чем в поверхностном слое, где в основном накапливаются усталостные повреждения [19].

На втором этапе для исследования циклической деградации свойств литых сталей тренировали непосредственно малые образцы при постоянной амплитуде напряжения $0,8\sigma_{0,2}$ до разной степени наработки, а затем строили ПДД (рис. 3).

Усталостные процессы приводят прежде всего к вырождению пластических свойств сталей, определяемому по уменьшению длины падающей ветви полной диаграммы деформирования. При этом рельеф поверхности излома меняется от вязкого ямочного в материале без наработки до сглаженного рельефа с мелкими неглубокими ямками и площадками квазискола и скола после наработки $n/N = 0,7$. Неоднородность структуры стали 20ГЛ, обусловленная значительным количеством веерообразных скоплений неметаллических включений на основе сульфида марганца округлой морфологии, приводит к многочисленным расслоениям материала по межфазным границам сульфид-матрица, что способствует диссипации энергии разрушения на ста-

дии развития трещины. Качественно аналогичные результаты получены при тренировке на уровне напряжений $0,6 \sigma_{0,2}$, а также в испытаниях литой стали 20ФЛ.

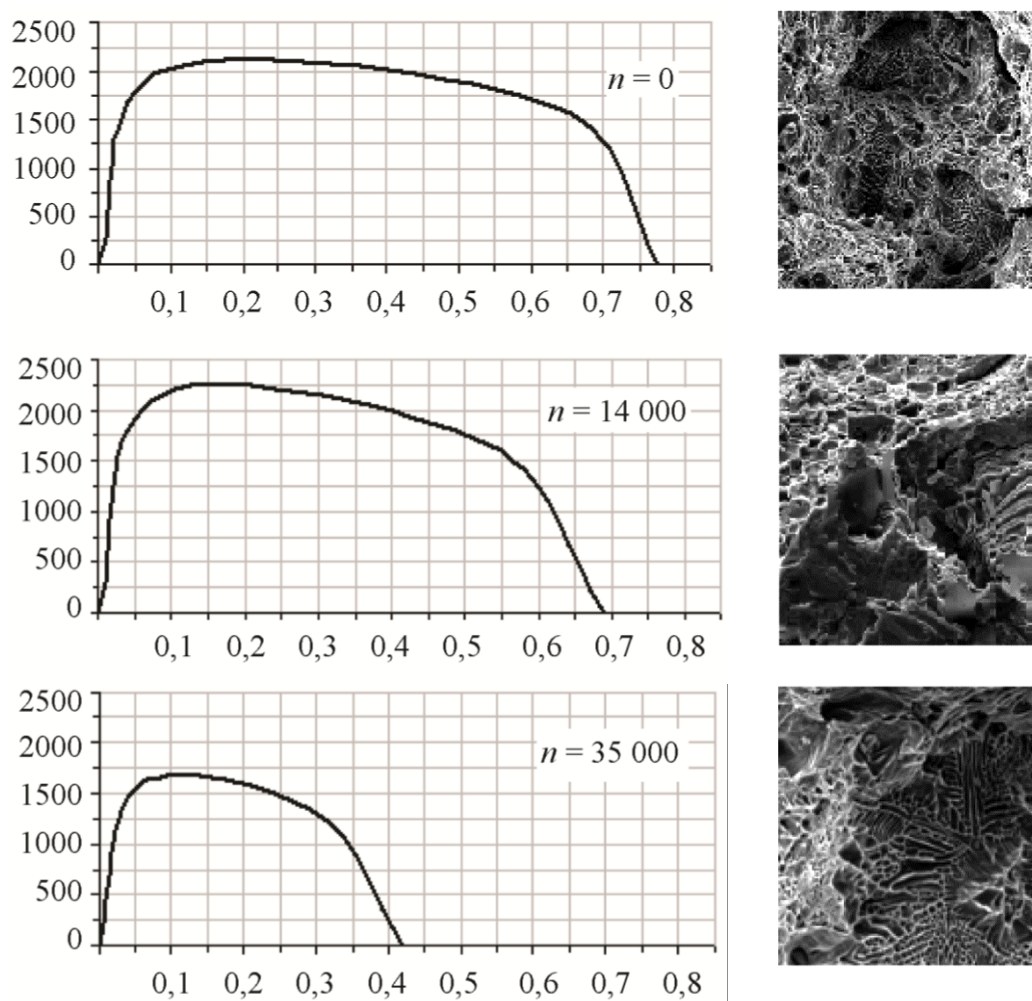


Рис. 3. Деградация ПДД стали 20ГЛ и поверхности излома после циклирования при постоянной амплитуде напряжения

Роль испытаний с построением ПДД не ограничивается исследованием циклической деградации материала. Значительное снижение располагаемой пластичности наблюдается в пробных испытаниях образцов титанового сплава ВТ20 после выдержки в водородосодержащей среде.

2.3. Влияние наводороживания на механические свойства титанового сплава

Пластины для наводороживания вырезались из прокатанной полосы титанового сплава толщиной 10 мм вдоль и поперек направления прокатки. Из этих пластин выточено по четыре образца диаметром и длиной по 2 мм (рис. 2). В испытаниях на растяжение малых образцов использовалось нагружающее устройство повышенной жесткости с параллельными тягами [21]. Построить диаграмму деформирования с падающей до нуля ветвью не удалось, что послужило поводом для изобретения более эффективного кольцевого устройства [13]. Тем не менее можно оценить располагаемую пластичность по осредненным условным диаграммам, приведенным на рис. 4 (кривые 1 и 2).

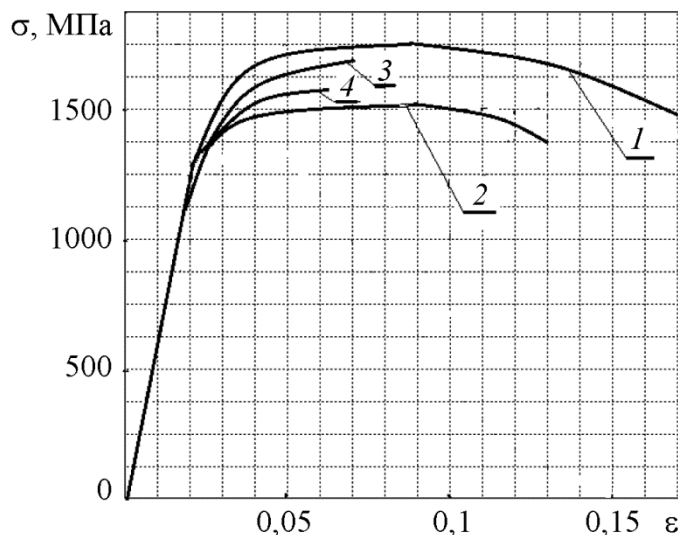


Рис. 4. Условные диаграммы деформирования сплава ВТ20

В анизотропной полосе она выше в поперечном направлении (рис. 4, диаграмма 1). Далее пластина, вырезанная поперек полосы, наводороживалась в реакторе с вакуумом после предварительного отжига при температуре 850° в течение 30 мин. В качестве источника водорода использовался гидрид титана, который при температуре 400° начинает выделять водород. При дальнейшем росте температуры наблюдался рост давления, поскольку пластина не успевала поглотить весь водород. Нагревание проводилось так, чтобы давление не превышало 1 атм и длилось до равновесной концентрации водорода при температуре 850°. Для дальнейшего насыщения водородом термический режим наводороживания включал медленное ступенчатое (по 20 мин.) снижение температуры до 600° и остывание с печью. Показания микроанализатора выявили неоднородное распределение водорода по фазам и в местах скопления дислокаций, но в целом по сечению пластины водород распределялся равномерно.

Результаты испытаний на растяжение двух малых образцов, выточенных из наводороженной пластины, приведены на рис. 4 (диаграммы 3 и 4). Наблюдается некоторое снижение прочности и значительное снижение располагаемой пластичности титанового сплава ВТ20 при данном режиме наводороживания.

3. Результаты и обсуждение

Приведенные результаты экспериментов с литыми сталями дают возможность строить одномерные модели циклической деградации материала деформационного или силового типа. Кинетические кривые деградации деформационных и прочностных свойств материала строятся по вырождению ПДД и выражаются в терминах деформаций и напряжений. Например, для стали 20ГЛ опытные данные аппроксимируются показательной функцией и в силовой постановке задачи имеют вид:

$$S(\sigma_{M1}; n) = 610 - 350(n/72\ 800)^{1,9};$$

$$S(\sigma_{M2}; n) = 610 - 265(n/46\ 200)^{1,9};$$

а в деформационной постановке

$$\varepsilon_p(\sigma_{M1}; n) = 0,3884 - 0,3832(n/72\ 800)^{1,9};$$

$$\varepsilon_p(\sigma_{M2}; n) = 0,3884 - 0,3815(n/46\ 200)^{1,9}.$$

В приведенных выражениях $\sigma_{m1} = 0,6 \sigma_{0,2}$, $\sigma_{m2} = 0,8 \sigma_{0,2}$ и соответствующие долговечности $N_1 = 72\ 800$ и $N_2 = 46\ 200$ циклов. Использование кинетической кривой в расчетах элементов конструкций ограничено одноосным напряженным состоянием. Для построения теории циклической деградации нужны затратные эксперименты по вырождению предельной поверхности прочности материалов разных классов. Другой путь построения теории связан с принятием некоторой рабочей гипотезы, например о подобии исходной и вырожденной поверхностей пластичности или прочности и последующей экспериментальной проверке.

Метод ПДД представляется полезным и для исследования процессов деградации свойств материала при наводороживании в лабораторных условиях. Анализ процессов, сопровождающих взаимодействие металлических конструкций с водородом, позволяет выделить ряд определяющих параметров [22, 23]. Кроме структуры и свойств самого материала влияние оказывают температура, давление, время, напряженное состояние детали, скорость деформации и др. В испытаниях образцов будет влиять и способ наводороживания, особенно при возможности фазовых переходов, вызываемых повышением температуры.

Решающее влияние на механические свойства сталей и сплавов оказывает такой трудно контролируемый параметр как концентрация водорода в металле. В лабораторных условиях средняя концентрация определяется взвешиванием на аналитических весах, использованием неэффективного механического средства изменения твердости и новых ядерно-физических методов [24]. В дальнейших испытаниях по построению кинетических зависимостей, аналогичных кривым циклической деградации, необходимо использовать современные способы наводороживания и измерения концентрации.

Диаграммы 3 и 4 на рис. 4 типичны для хрупких материалов, следовательно, наводороживание переводит пластичный титановый сплав в хрупкое состояние. Современные средства испытаний позволяют построить и завершающий участок ПДД и оценить влияние водорода на сопротивление разрушению. Меняя условия режима наводороживания можно получить зависимости механических свойств от концентрации водорода, необходимые для введения в расчеты прочности и ресурса элементов реальных конструкций. Представляется, что в условиях многофакторного эксперимента использование компактных образцов, используемых при построении ПДД, будет целесообразным.

Роль испытаний с построением ПДД не ограничивается исследованием деградации при циклическом нагружении и наводороживании материала. Так изменение химического состава стали 20ГЛ привело к повышению прочности и располагаемой пластичности, но при этом снизилась трещиностойкость, определяемая углом наклона падающей ветви. Изделие из новой стали имело большую долговечность до появления усталостной трещины, но число циклов ее развития значительно сократилось, что оказалось недопустимым для литой детали [25]. Тем самым выявляется не только теоретическое, но и сугубо практическое значение использования ПДД при входном контроле механических свойств металла. Испытания с построением ПДД полезны также для исследования воздействия на свойства материала высоких и низких температур, импульсного нагружения образцов [26].

4. Заключение

Испытания малых тренированных образцов позволили установить физическую взаимосвязь статических и циклических свойств литых сталей. На этой базе строится феноменологическое описание усталостного процесса как перехода пластичного материала в хрупкое состояние. Дальнейшее уточнение полученных данных связано с определением степени локализации усталостных повреждений и учетом изменения модулей упругости и хрупкости.

Переход пластичного материала в хрупкое состояние зафиксирован и при действии водорода на титановый сплав. Продолжение испытаний с построением ПДД позволит оце-

нить изменение его упругих, прочностных и пластических свойств, а также трещиностойкость при действии водорода.

Использование малого однократного образца в сочетании с жестким нагружающим устройством позволило преодолеть технические трудности в построении падающей ветви на машинной диаграмме в простых испытаниях. По изменению параметров ПДД тренированных образцов удается установить кинетику такого высоко локализованного процесса, как циклическая деградация материала. Описание процессов деградации исходных статических свойств конструкционных сталей и сплавов по результатам экспериментов с построением ПДД представляется весьма перспективным направлением построения физически обоснованных реологических уравнений материалов.

Благодарность

Авторы благодарны Т. И. Анисимовой за предоставление наводороженных титановых пластин для изготовления образцов.

Работа выполнена в рамках государственного задания, тема № 0391-2016-0001.

Литература

1. Проников А. С. Надежность машин. – М. : Машиностроение, 1978. – 592 с.
2. Болотин В. В. Ресурс машин и конструкций. – М. : Машиностроение, 1990. – 448 с.
3. Veselov I., Emelyanov I., Fedotov V. Research of the Tension of the Shell Working in Hydrogen-Containing Environment // Proceedings of the 13th World Hydrogen Energy Conference, Beijing, China, June 12–15, 2000. – 2000. – P. 1041–1045.
4. Черданцев Ю. П. Методы исследования систем металл-водород : учеб. пособие. – Томск : Изд-во ТПУ, 2008. – С. 286.
5. Рахматулин Х. А., Демьянов Ю. А. Прочность при интенсивных кратковременных нагрузках. – М. : Физматгиз, 1961. – 393 с.
6. Эволюция дислокационных субструктур при усталости / Н. А. Конева, О. В. Соснин, Л. А. Теплякова, В. Е. Громов, В. В. Коваленко. – Новокузнецк, 2001.
7. Терентьев В. Ф., Колмаков А. Г., Курганова Ю. А. Теория и практика повышения надежности и работоспособности конструкционных металлических материалов : учебное пособие. – Ульяновск : УлГТУ, 2010. – 268 с. ISBN 978-5-9795-0680-7.
8. Experimental functions of the resistance of alloy steel in tension and torsion / S. D. Volkov, Yu. P. Gus'kov, V. I. Krivospitskaya, V. I. Mironov, Y. P. Sokovnin, P. S. Sokolov // Strength of Materials. – 1979. – Vol. 11, iss. 1. – P. 1–5. – DOI: 10.1007/BF00806220.
9. Волков С. Д. Функция сопротивления материалов и постановка краевых задач механики разрушения. – Свердловск : УНЦ АН СССР, Ин-т металлургии, 1986. – 65 с.
10. Волков С. Д. Проблема прочности и механика разрушения // Проблемы прочности. – 1978. – № 7. – С. 3–10.
11. Стружанов В. В., Миронов В. И. Деформационное разупрочнение материала в элементах конструкций. – Екатеринбург : Изд-во УрО РАН, 1995. – 190 с.
12. Mironov V. I., Lukashuk O. A. Influence of material structural inhomogeneity on fracture strength of constructional elements // J. Key Engineering Materials. – 2017. – Vol. 735. – P. 89–94. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.735.89.
13. Устройство и способ для испытания образцов материалов на растяжение: пат. 2251676 / Миронов В. И., Андронов В. А., Якушев А. В., Бамбулевич В. Б., ФГУП ПО «Уралвагонзавод». – № 2003130046/28 ; заявл. 09.10.2003 ; опубли. 10.05.2005, Бюл. № 13.
14. Экспериментальные исследования свойств материалов при сложных термомеханических воздействиях / В. Э. Вильдеман, М. П. Третьяков, Т. В. Третьякова, Р. В. Бульбович,

- С. В. Слови́ков, А. В. Бабушкин, А. В. Ильиных, Д. С. Лобанов, А. В. Ипато́ва / под ред. В. Э. Вильдема́на. – М. : Физматлит, 2012. – 204 с.
15. Lebedev A. A., Chausov N. G. Phenomenological fundamentals of the evaluation of crack resistance of materials on the basis of parameters of falling portions of strain diagrams // *Strength of Materials*. – 1983. – Vol. 15, iss. 2. – P. 155–160. – DOI: 10.1007/BF01523460.
 16. Гольденблат И. И., Баженов В. Л., Копнов В. А. Длительная прочность в машиностроении. – М. : Машиностроение, 1977. – 248 с.
 17. Работнов Ю. Н. Ползучесть элементов конструкций. – М. : Наука, 1955. – 752 с.
 18. Карпенко Г. В., Криптякевич Р. И. Влияние водорода на свойства стали. – М. : Металлургиздат, 1962. – 192 с.
 19. Терентьев В. Ф. Усталостная прочность металлов и сплавов. – М. : Интермет Инжиниринг, 2002. – 288 с.
 20. Усталость и выносливость металлов : сб. статей / под ред. Г. В. Ужика. – М. : Изд-во иностр. лит., 1963. – 497 с.
 21. Емельянов И. Г., Миронов В. И. Долговечность оболочечных конструкций. – Екатеринбург : РИО УрО РАН, 2012. – 217 с. – ISBN 978-5-7691-2322-1.
 22. Овчинников И. И., Овчинников И. Г. Влияние водородосодержащей среды при высоких температурах и давлениях на поведение металлов и конструкций из них // Интернет-журнал «Наукоедение». – № 4. – 2012. – URL: <https://naukovedenie.ru/PDF/60tvn412.pdf> (дата обращения: 20.09.2017).
 23. Проницаемость водорода через металлы : учебное пособие / А. А. Писарев, И. В. Цветков, Е. Д. Маренков, С. С. Ярко. – М. : МИФИ, 2008. – 144 с.
 24. Разработка экспресс-метода для контроля свойств вагонных сталей / В. И. Миронов, И. Г. Емельянов, А. В. Якушев, О. А. Лукашук // *Транспорт Урала*. – 2012. – № 2 (33). – С. 13–18.
 25. Лебедев А. А., Чаусов Н. Г. Новые методы оценки деградации механических свойств металла конструкций в процессе наработки. – Киев : Изд-во ИПП НАНУ, 2004.

Received: 29.11.2018

Revised: 08.03.2019



Accepted: 22.03.2019

DOI: 10.17804/2410-9908.2019.2.028-036

ANALYSIS OF TWO METHODS FOR CALCULATING THE ULTIMATE STRESSES OF CREEP AND CREEP RUPTURE PROCESSES

V. V. Nazarov

*Institute of Mechanics Lomonosov Moscow State University
Michurinsky prospect, 1, Moscow, 119192, Russian Federation*

 <https://orcid.org/0000-0002-9234-3646>  inmec130@mail.ru

Corresponding author. E-mail: inmec130@mail.ru

Address for correspondence: Michurinsky prospect, 1, Moscow, 119192, Russian Federation

It is well known that structural elements and parts operating in a loaded state at high temperature can be subjected to irreversible deformation in time. For calculations of operating life (based on the corresponding mechanical models) may require the mechanical characteristics of the material, ones of which is the start creep stress and rupture stress (ultimate creep stresses) for a particular material at a given temperature. These mechanical characteristics can't be determined from the diagram of the mechanical state of the material (it is measured under uniaxial tensile tests of cylindrical specimens at a constant tensile stress over time). The complexity of such tests will require alternative methods of calculating the desired mechanical characteristics. In this paper, instead of special tests, it is proposed to calculate the desired mechanical characteristics from approximations of the secondary creep and creep-rupture processes. To this end, we considered two fractional power-law functions with four material parameters (S. A. Shesterikov and M. A. Yumasheva, 1984), two of which have the physical meaning of the start creep stress and rupture stress: approximation of the strain rate for secondary creep of the nominal stress (1), approximation of the rupture time of the nominal stress (2). The calculations used experimental data obtained for titanium alloy VT6 at 650 °C on cylindrical specimens (diameter is 5 mm, base length is 25 mm). The parameters of fractional-power approximations were calculated by the iterative method Generalized Reduced Gradient Method (Microsoft Excel) under the condition of the minimum total error of the discrepancy of the experimental data with respect to the approximating curve in the corresponding logarithmic axes. The analysis of approximation errors (1) and (2) showed that the error (1) is less than (2), and the ratio of the rupture stress to the start creep stress is greater. Based on the analysis of the results, it is concluded that it is better to use approximation (1) for calculating the ultimate creep stresses.

Keywords: ultimate creep stresses, start creep stress, rupture stress.

References

1. Naprienko S.A., Orlov M.R. Damage of single-crystal turbine blades of GTP. *Electronic scientific journal "Proceedings of VIAM"*, 2016, vol. 38, no. 2, pp. 20–31. DOI: 10.18577/2307-6046-2016-0-2-3-3. (In Russian).
2. Ilyin S.I., Koryagin Yu.D., Lapina E.V. Creep of ultra-light magnesium alloys at low temperatures. *Bulletin of the South Ural State University. Series Metallurgy*, 2012, iss. 18, no. 15, pp.105–107. (In Russian).
3. Kachanov L.M. *Osnovy mekhaniki razrusheniya* [Fundamentals of Fracture Mechanics]. Moscow, Nauka Publ., 1974, 312 p. (In Russian).



4. Shesterikov S.A., Yumasheva M.A. Specification of equation of state in creep theory. *Izvestiya AN SSSR. Mekhanika Tverdogo Tela*, 1984, no. 1, pp. 86–91. (In Russian).
5. Nazarov V.V., Lepeshkin A.R. A method of calculating creep limits. *Diagnostics, Resource and Mechanics of materials and structures*, 2017, iss. 1, pp. 36–42. Available at: http://dream-journal.org/DREAM_Issue_1_2017_Nazarov_V.V._et_al._036_042.pdf
6. Lokoshchenko A.M., Nazarov V.V. Kinetic Approach to Studying the Creep Rupture of Metals under Biaxial Tension. *Aviats.-Kosm. Tekh. Tekhnol.*, 2005, no. 10, pp. 73–78. (In Russian).
7. Lokoshchenko A.M., Agakhi K.A., Fomin L.V., Pure bending of a beam made of differently strength material under creeping. *Vestn. Samarsk. Gos. Tekhn. Univ. Ser Fiz.-Mat. Nauki*, 2012, no. 1 (26), pp. 66–73. (In Russian).
8. Fomin L.V. Description of creep rupture strength of tensile rod with rectangular and circular cross-section at high temperature air media. *Vestn. Samar. Gos. Tekhn. Univ., Ser. Fiz.-Mat. Nauki* (J. Samara State Tech. Univ., Ser. Phys. Math. Sci.), 2013, iss. 3 (32), pp. 87–97. DOI: 10.14498/vsgtu1228. (In Russian).
9. Nazarov V.V. Short-Term Creep of Titanium Alloys VT5 and VT6 at High Temperature. *Industrial Laboratory. Diagnostics of Materials*, 2015, vol. 81, no. 6, pp. 57–60. (In Russian). Available at: <https://www.zldm.ru/jour/article/view/88/89>
10. Koval'kov V.K., Nazarov V.V., Novotnyi S.V. Procedure of high-temperature within complex stressed state. *Zavod. Lab. Diagn. Mater.*, 2006, vol. 72, no. 4, pp. 42–44. (In Russian).

Подана в журнал: 29.11.2018
УДК 620.172.2:620.162.3:539.376
DOI: 10.17804/2410-9908.2019.2.028-036

АНАЛИЗ ДВУХ СПОСОБОВ ВЫЧИСЛЕНИЯ ПРЕДЕЛЬНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРОЦЕССОВ ПОЛЗУЧЕСТИ И ДЛИТЕЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ

В. В. Назаров

*Научно-исследовательский институт механики
Федерального государственного бюджетного образовательного учреждения высшего образования
«Московский государственный университет им. М.В. Ломоносова»
Мичуринский проспект, 1, Москва, 119192, Российская Федерация*

 <https://orcid.org/0000-0002-9234-3646>  inmec130@mail.ru

Ответственный автор. Электронная почта: inmec130@mail.ru
Адрес для переписки: Мичуринский проспект, 1, Москва, 119192, Российская Федерация

Общеизвестно, что элементы конструкций и детали, работающие в нагруженном состоянии при высоких температурах, могут подвергаться процессу необратимого деформирования во времени. Для проведения расчетов эксплуатационного запаса (на основе соответствующих механических моделей) могут потребоваться механические характеристики материала, такие как напряжение при стартовой ползучести и напряжение в момент разрушения для конкретного материала при заданной температуре. Эти механические характеристики не представляется возможным определить из диаграммы механического состояния материала, они измеряются в процессе испытаний на одноосное растяжение цилиндрических образцов при постоянстве растягивающего напряжения во времени. В работе предложено взамен проведения специальных испытаний вычислить искомые механические характеристики из аппроксимаций процессов установившейся ползучести и длительной прочности. С этой целью были рассмотрены две дробно-степенные функции с четырьмя материальными параметрами (С. А. Шестериков и М. А. Юмашева, 1984), два из которых имеют физический смысл напряжений при стартовой ползучести и в момент разрушения: аппроксимация скорости деформации установившейся ползучести от номинального напряжения (1), аппроксимация времени в момент разрушения от номинального напряжения (2). В вычислениях использовали опытные данные, полученные для титанового сплава ВТ6 при температуре 650 °С на цилиндрических образцах (диаметр – 5 мм, рабочая длина – 25 мм). Параметры дробно-степенных аппроксимаций были вычислены итерационным методом Generalized Reduced Gradient Method (Microsoft Excel) при условии минимальной суммарной погрешности расхождения опытных данных относительно аппроксимирующей кривой в соответствующих логарифмических осях. Анализ погрешностей аппроксимаций (1) и (2) показал, что погрешность (1) меньше (2), при этом отношение напряжения в момент разрушения к напряжению при стартовой ползучести больше. Таким образом, при вычислении напряжений при стартовой ползучести и в момент разрушения предпочтительнее использовать аппроксимацию (1).

Ключевые слова: предельные напряжения процесса ползучести, напряжение при стартовой ползучести, напряжение при разрыве.

1. Введение

Почти все механические характеристики (E – модуль упругости; $\sigma_{0,2}$ – предел текучести; σ_{strength} – предел прочности) при заданной температуре определяют из анализа экспериментальной диаграммы механического состояния материала. Вместе с этим существуют другие механические характеристики, которые не могут быть определены

из экспериментальной диаграммы механического состояния материала. Одними из таких механических характеристик являются напряжение при стартовой ползучести $\sigma_{\text{startcreep}}$ – максимальное возможное напряжение, при котором скорости деформаций ползучести равны нулю, а также напряжение кратковременной прочности при разрыве σ_{rupture} – минимальное возможное напряжение, при котором происходит мгновенное разрушение. Эти механические характеристики могут быть использованы для описания процессов установившейся ползучести и длительной прочности. Следует отметить, что в некоторых статьях [1] не различают σ_{strength} и σ_{rupture} (что не верно). Механические характеристики E , $\sigma_{0,2}$ и σ_{strength} [1] получены из диаграммы механического состояния никелевого сплава ГС32-VI при 570 °С. С учетом этих экспериментальных данных отработана механическая модель [1] разрушения хвостовика лопатки газотурбинной установки. Из анализа [2] механических характеристик ползучести сплава Mg-Li при 20 °С установлено $\sigma_{\text{startcreep}} < \sigma_{0,2}$. В книге [3] изложена модель разрушения толстостенной цилиндрической трубы под внутренним давлением, при этом процесс разрушения условно разделен во времени на две последовательные стадии. Первая стадия характеризуется латентным разрушением с образованием и ростом микропор. Вторая стадия характеризуется продвижением фронта разрушения. Вместо общепринятых степенных аппроксимаций процессов установившейся ползучести и длительной прочности впервые рассмотрены дробно-степенные зависимости с четырьмя параметрами, два из которых принимают физический смысл предельных напряжений процесса ползучести. Из анализа результатов статистической обработки [5] экспериментальных данных установлено, что процесс длительной прочности аппроксимируется дробно-степенной зависимостью [4] лучше, чем общепринятой степенной зависимостью. В статье [6] приведено сравнение нескольких моделей описания процессов длительной прочности в условиях сложного напряженного состояния с учетом процесса разрушения. Эти модели предполагают, что повреждения накапливаются в плоскостях, перпендикулярных действию главных растягивающих напряжений, при этом функция скорости накопления повреждений от главных растягивающих напряжений принимает вид [4]. Результаты вычислений приведены с учетом прочностной анизотропии. Сделан также вывод, что при описании процесса длительной прочности желательно учитывать явление прочностной анизотропии. Для описания чистого изгиба балок в условиях установившейся ползучести рассмотрены балки прямоугольного и круглого сечений [7] с учетом зависимости [4]. В статье [8] рассмотрена модель установившейся ползучести стержня круглого сечения с учетом процессов накопления повреждений и диффузии химических элементов из окружающей среды. В этой модели автор использовал предельные напряжения процесса ползучести, однако как их определить не указал. Одним из способов определения этих предельных напряжений – измерение их в эксперименте. Цилиндрические образцы испытываются при ступенчатом изменении во времени осевой силы до тех пор, пока не будут обнаружены предельные напряжения. В случае если уже известны опытные данные по установившейся ползучести и длительной прочности материала при заданной температуре, можно попытаться вычислить искомые предельные напряжения $\sigma_{\text{startcreep}}$ и σ_{rupture} из двух ниже рассмотренных аппроксимаций.

2. Две рассматриваемые модели

Рассмотрим две альтернативные модели [4] вычисления предельных напряжений

$$A \dot{u}_{\text{second}}^{\text{approx}}(\sigma_{\text{nominal}}) = \left[\frac{\sigma_{\text{nominal}} - \sigma_{\text{startcreep}}}{\sigma_{\text{rupture}} - \sigma_{\text{nominal}}} \right]^n ; \quad (1)$$

$$\sigma_{\text{startcreep}} < \sigma_{\text{nominal}} < \sigma_{\text{rupture}} \quad A > 0 \quad n > 0$$

$$\frac{t_{\text{rupture}}^{\text{approx}}(\sigma_{\text{nominal}})}{B} = \left[\frac{\sigma_{\text{rupture}} - \sigma_{\text{nominal}}}{\sigma_{\text{nominal}} - \sigma_{\text{startcreep}}} \right]^m , \quad (2)$$

$$\sigma_{\text{startcreep}} < \sigma_{\text{nominal}} < \sigma_{\text{rupture}} \quad B > 0 \quad m > 0$$

где σ_{nominal} – номинальное напряжение (нормальное растягивающее напряжение в момент нулевого удлинения); $\dot{u}_{\text{second}}^{\text{approx}}$ – скорость удлинения при установившейся ползучести из аппроксимации (1); $t_{\text{rupt}}^{\text{approx}}$ – время в момент разрушения из аппроксимации (2); A, B, n, m – материальные параметры при заданной высокой температуре (в данной статье рассматривается изотермическая ползучесть), а также два размерных параметра $[A] = \text{ч/мм}$ и $[B] = \text{ч}$. Зависимости (1) и (2) описывают соответствующие механические процессы (рис. 1–2).

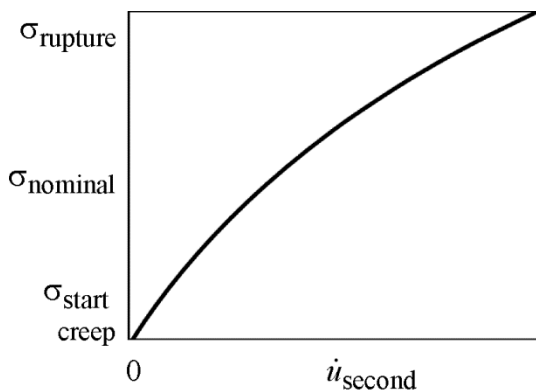


Рис. 1. Зависимость напряжения от скорости удлинения при установившейся ползучести $\sigma_{\text{nominal}}(\dot{u}_{\text{second}})$

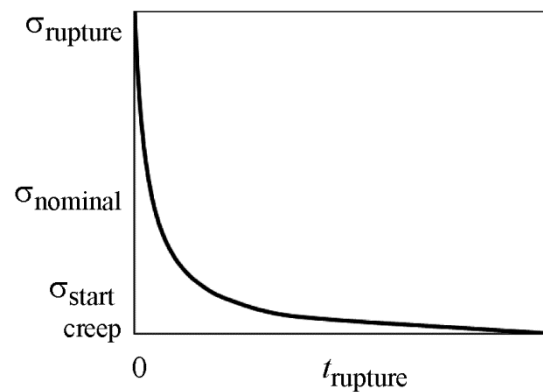


Рис. 2. Зависимость напряжения от времени в момент разрушения $\sigma_{\text{nominal}}(t_{\text{rupture}})$

Следует обратить внимание, что зависимости (1) и (2) ограничены напряжениями $\sigma_{\text{startcreep}}$ и σ_{rupture} . Между тем, степенные зависимости с двумя параметрами не имеют этих ограничений. Зависимости (1) и (2) предложены [4] с учетом того, что предельные напряжения $\sigma_{\text{startcreep}}$ и σ_{rupture} уже измерены в эксперименте и могут быть использованы в этих зависимостях. Остальные параметры подлежат вычислению одним из итерационных методов при условии минимальной суммарной погрешности расхождения опытных данных и аппроксимирующих значений. Новизна данной работы заключается в попытке вычислить все четыре параметра одновременно.

3. Способ сравнения двух моделей

Чтобы выяснить преимущество одной из двух моделей, следует вычислить погрешности суммарного расхождения опытных данных и их аппроксимирующих значений

$$\Delta_1 = \min \left(\sum_1^N \left| \lg \frac{\dot{\epsilon}_{\text{second}}^{\text{approx}}}{\dot{\epsilon}_{\text{second}}^{\text{exper}}} \right| \right); \quad (3)$$

$$\Delta_2 = \min \left(\sum_1^N \left| \lg \frac{t_{\text{rupture}}^{\text{approx}}}{t_{\text{rupture}}^{\text{exper}}} \right| \right), \quad (4)$$

где N – количество опытных точек; $\dot{\epsilon}_{\text{second}}^{\text{exper}}$ и $t_{\text{rupture}}^{\text{exper}}$ – скорость удлинения при установившейся ползучести и время в момент разрушения из эксперимента. Выражения (3) и (4) определяют сумму расстояний между соответствующими точками в логарифмических осях. Так как в логарифмических осях расстояние между точками меньше, чем в обычных осях координат, это позволяет более точно вычислить неизвестные параметры (Generalized Reduced Gradient Method inside Microsoft Excel). Сравнительный анализ значений погрешностей (3) и (4) позволит установить превосходство одной из двух моделей.

4. Анализ результатов

Результаты вычислений получены с учетом опытных данных [9]. Цилиндрические образцы (рис. 3) из титанового сплава ВТ6 (Grade-5) подвергались одноосному растяжению в условиях постоянства осевой силы.

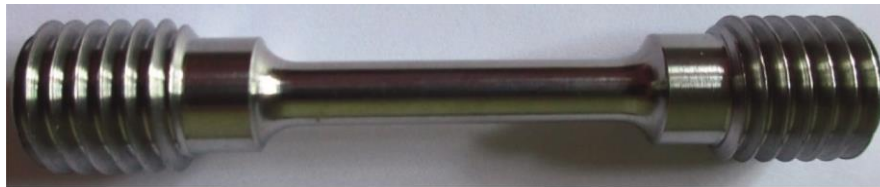


Рис. 3. Цилиндрический образец (диаметр 5 мм и базовая длина 25 мм) для механических испытаний при одноосном растяжении

Эти механические испытания проводились на самодельной установке [10]. Нагрев образцов производился внутри цилиндрической печи до температуры 650 °С. Контроль над температурой во времени осуществлялся специальным устройством «Протерм-100» вместе с термопарами по трем контрольным точкам. Измерительная система позволяла измерить текущее удлинение и время в момент разрушения. Параметры модели (1) вычислены с погрешностью $\Delta_1 = 1,00$ и принимают значения – $\sigma_{\text{startcreep}} = 13$ МПа; $\sigma_{\text{rupture}} = 273$ МПа; $A = 0,15$ ч/мм; $n = 1,1$. Параметры модели (2) вычислены с погрешностью $\Delta_2 = 1,36$ и принимают значения – $\sigma_{\text{startcreep}} = 21$ МПа; $\sigma_{\text{rupture}} = 21$ МПа; $B = 2,70$ ч; $m = 1,1$. Аппроксимации $\sigma_{\text{nominal}}(A\dot{\epsilon}_{\text{second}}^{\text{approx}})$ и $\sigma_{\text{nominal}}(t_{\text{rupture}}^{\text{approx}}/B)$ принимают различный характер монотонности (рис. 4), где $A\dot{\epsilon}_{\text{second}}^{\text{approx}}$ и $t_{\text{rupture}}^{\text{approx}}/B$ – безразмерная скорость удлинения при установившейся ползучести и безразмерное время в момент разрушения (табл.).

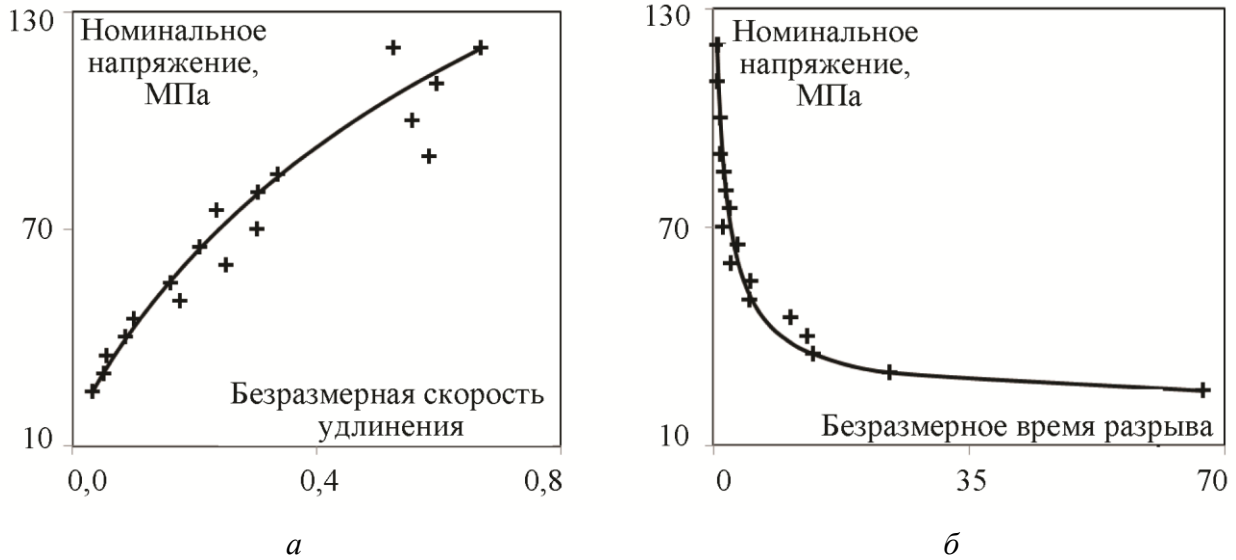


Рис. 4. Зависимости номинального напряжения от безразмерной скорости удлинения (а): 1 – экспериментальные данные $\sigma_{\text{nominal}}(A\dot{\epsilon}_{\text{second}}^{\text{exper}})$; 2 – аппроксимация $\sigma_{\text{nominal}}(A\dot{\epsilon}_{\text{second}}^{\text{approx}})$; от безразмерного времени разрыва (б): 1 – экспериментальные данные $\sigma_{\text{nominal}}(t_{\text{rupture}}^{\text{exper}}/B)$; 2 – аппроксимация $\sigma_{\text{nominal}}(t_{\text{rupture}}^{\text{approx}}/B)$

Диаграмма механического состояния титанового сплава ВТ6 при 650 °С не приводится в статье [9], что не позволяет провести сравнение вычисленных напряжений $\sigma_{\text{startcreep}}$ и σ_{rupture} с характерными точками $\sigma_{0,2}$ и σ_{strength} . Отношение погрешностей $\Delta_2/\Delta_1 = 1,36$. Различие этих погрешностей обусловлено лучшей стабильностью экспериментальных данных по установившейся ползучести чем по длительной прочности. Это означает, что несколько экспериментов при одних и тех же условиях приводят к мало отличающимся экспериментальным данным. Обе модели (1) и (2) могут быть использованы для расчета предельных напряжений ползучести. Однако для расчета предельных напряжений процесса ползучести модель (1) предпочтительнее модели (2).

В подтверждение этого имеются следующие два аргумента. Первый из них – хорошая стабильность экспериментальных данных $\dot{\epsilon}_{\text{second}}^{\text{exper}}(\sigma_{\text{nominal}})$ позволяет провести более точные вычисления (экспериментальные данные $t_{\text{rupture}}^{\text{exper}}(\sigma_{\text{nominal}})$ – менее стабильны). Второй – измерение зависимости $\dot{\epsilon}_{\text{second}}^{\text{exper}}(\sigma_{\text{nominal}})$ из эксперимента менее трудоемкий процесс, чем зависимости $t_{\text{rupture}}^{\text{exper}}(\sigma_{\text{nominal}})$.

Таблица 1 – Данные для рис. 4.

Рис. 4				
а			б	
σ_{nominal} МПа	$A\dot{\epsilon}_{\text{second}}^{\text{exper}}$	$A\dot{\epsilon}_{\text{second}}^{\text{approx}}$	$t_{\text{rupture}}^{\text{exper}}$ В	$t_{\text{rupture}}^{\text{approx}}$ В
25	0,03	0,04	67,2	53,9
30	0,05	0,05	24,2	21,3
35	0,06	0,07	13,8	12,6
40	0,09	0,09	13,0	8,6
45	0,10	0,12	10,6	6,4
50	0,17	0,14	5,0	5,0
55	0,16	0,16	5,2	4,0
60	0,25	0,19	2,5	3,3
65	0,21	0,22	3,3	2,7
70	0,30	0,25	1,4	2,3
75	0,23	0,28	2,4	2,0
80	0,30	0,31	1,8	1,7
85	0,33	0,35	1,5	1,5
90	0,58	0,39	0,9	1,3
100	0,55	0,47	0,9	0,9
110	0,59	0,56	0,6	0,7
120	0,52	0,67	0,8	0,5
120	0,66	0,67	0,5	0,5

Вычисленные предельные напряжения процесса ползучести $\sigma_{\text{startcreep}}$ и σ_{rupture} из аппроксимаций (1) and (2) располагаются вне диапазона $25 \text{ МПа} \leq \sigma_{\text{nominal}} \leq 120 \text{ МПа}$ экспериментальных данных [9], что не противоречит неравенству $\sigma_{\text{startcreep}} < \sigma_{\text{nominal}} < \sigma_{\text{rupture}}$. Достоверность предложенной методики основана на свойстве монотонности функций (1) и (2). Различие между предельными напряжениями, вычисленных с учетом аппроксимаций (1) и (2), объясняется лишь различной устойчивостью экспериментальных данных.

5. Выводы

Идея о том, что предельные напряжения процесса ползучести можно не только измерить в эксперименте, а также вычислить из аппроксимации опытных данных, позволила расширить возможности применения моделей (1) и (2).

Из анализа вычисленных погрешностей следует, что для вычисления предельных напряжений процесса ползучести следует использовать модель (1).

Литература

1. Наприенко С. А., Орлов М. Р. Разрушение монокристаллических лопаток турбины наземных ГТУ // Труды ВИАМ. – 2016. – Т. 38, № 2. – С. 20–31. – DOI: 10.18577/2307-6046-2016-0-2-3-3.
2. Ильин С. И., Корягин Ю. Д., Лапина Е. В. Ползучесть ультралегких магниевых сплавов при низких температурах // Вестник ЮУрГУ. – 2012. – Вып. 18, № 15. – С. 105–107. – URL: <https://vestnik.susu.ru/metallurgy/article/viewFile/1371/1335>
3. Качанов Л. М. Основы механики разрушения. – М. : Наука, 1974. – 312 с.





4. Шестериков С. А., Юмашева М. А. Конкретизация уравнений состояния в теории ползучести // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. – 1984. – № 1. – С. 86–92.
5. Nazarov V. V., Lepeshkin A. R. A method of calculating creep limits // *Diagnostics, Resource and Mechanics of materials and structures*. – 2017. – Iss. 1. – P. 36–42. – DOI: 10.17804/2410-9908.2017.1.036-042. – URL: http://dream-journal.org/DREAM_Issue_1_2017_Nazarov_V.V._et_al._036_042.pdf
6. Локощенко А. М., Назаров В. В. Кинетический подход исследования длительной прочности металлов при двухосном растяжении // *Авиационно-космическая техника и технология*. – 2005. – Вып. 26, № 10. – С. 73–79.
7. Локощенко А. М., Агахи К. А., Фомин Л. В. Чистый изгиб балки в условиях ползучести из разно-сопротивляющегося материала // *Вестник Самарского государственного технического университета. Серия: Физико-математические науки*. – 2012. – Вып. 26, № 1. – С. 66–73. – DOI: <https://doi.org/10.14498/vsgtu1042>.
8. Фомин Л. В. Описание длительной прочности растягиваемых стержней прямоугольного и круглого поперечных сечений в высокотемпературной воздушной среде // *Вестник Самарского государственного технического университета. Серия: Физико-математические науки*. – 2013. – Вып. 32, № 3. – С. 87–97. – DOI: <https://doi.org/10.14498/vsgtu1228>.
9. Назаров В. В. Кратковременная ползучесть титановых сплавов ВТ5 и ВТ6 при высокой температуре // *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*. – 2015. – Т. 81, № 6. – С. 57–60.
10. Ковальков В. К., Назаров В. В., Новотный С. В. Методика проведения высокотемпературных испытаний при сложном напряженном состоянии // *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*. – 2006. – Т. 72, № 4. – С. 42–44.

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 $\rho_{отн} \approx 0,825 \pm 0,005$.

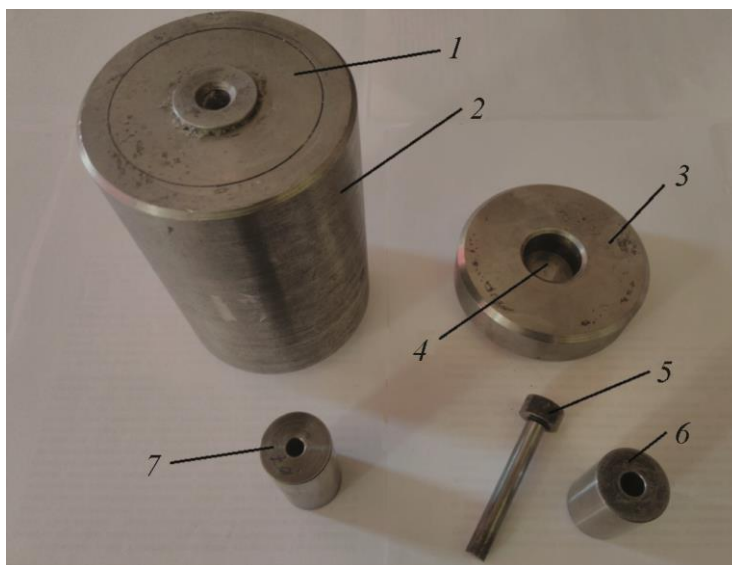


Рис. 1. Пресс-оснастка для компактирования и выдавливания: 1 – контейнер; 2 – корпус; 3 – плита; 4 – заглушка; 5 – пуансон; 6 – контейнер для компактирования; 7 – контейнер для выдавливания

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.

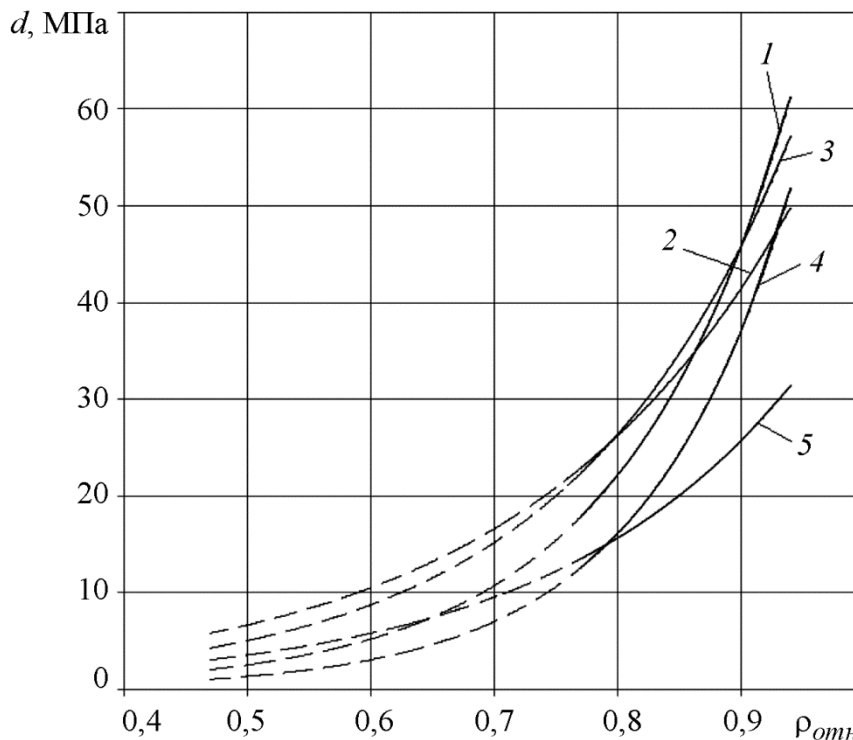


Рис. 2. Зависимость сцепления от плотности:
1 – Fe; 2 – Fe + Zn; 3 – Fe + Cu; 4 – Fe + (Fe + P); 5 – Fe + C

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.

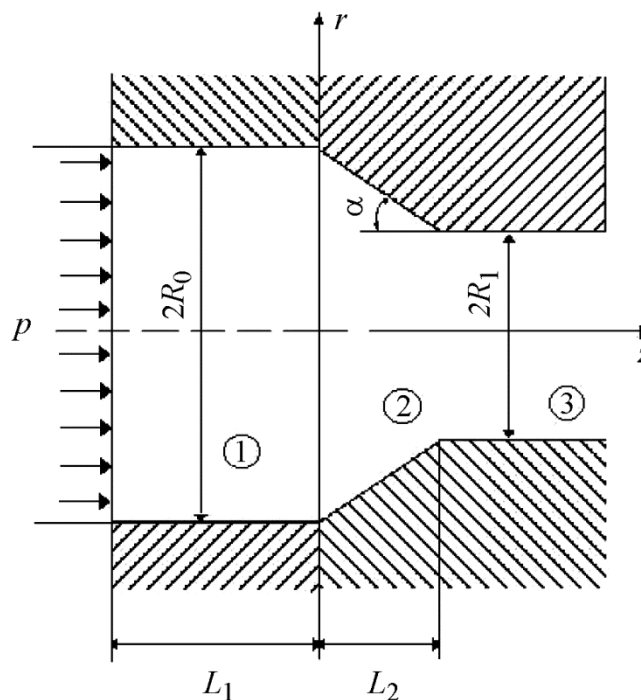


Рис. 3. Расчетная схема процесса выдавливания

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.

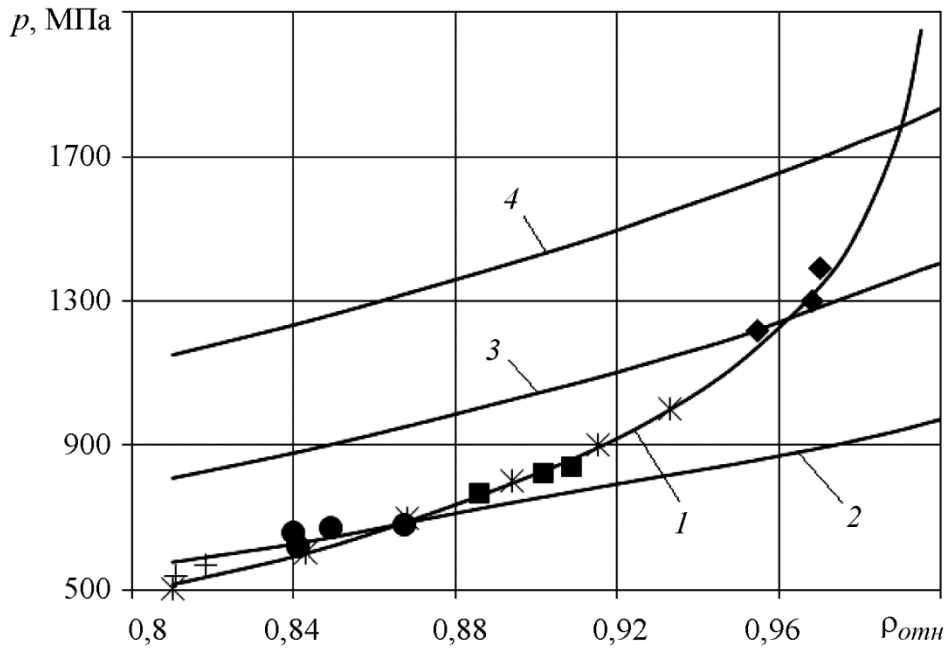


Рис. 4. Зависимости плотности брикетов и прутков от давления выдавливания и коэффициента вытяжки: 1–4 – расчет: 1 – уплотнение; 2–4 – выдавливание при $\mu = 2$; $\mu = 3$; $\mu = 5$ соответственно; *, +, ●, ■, ◆ – эксперимент: * – брикетирование; +, ●, ■, ◆ – выдавливание при $\mu = 1,8$; $\mu = 2,05$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

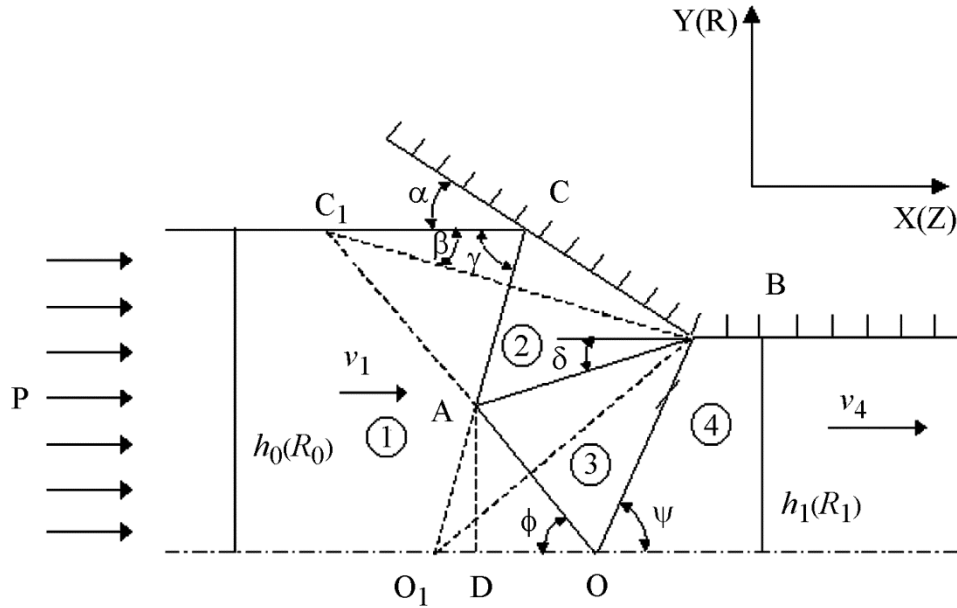


Рис. 5. Расчетная схема процесса выдавливания

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):

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

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:

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

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

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

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

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 %.

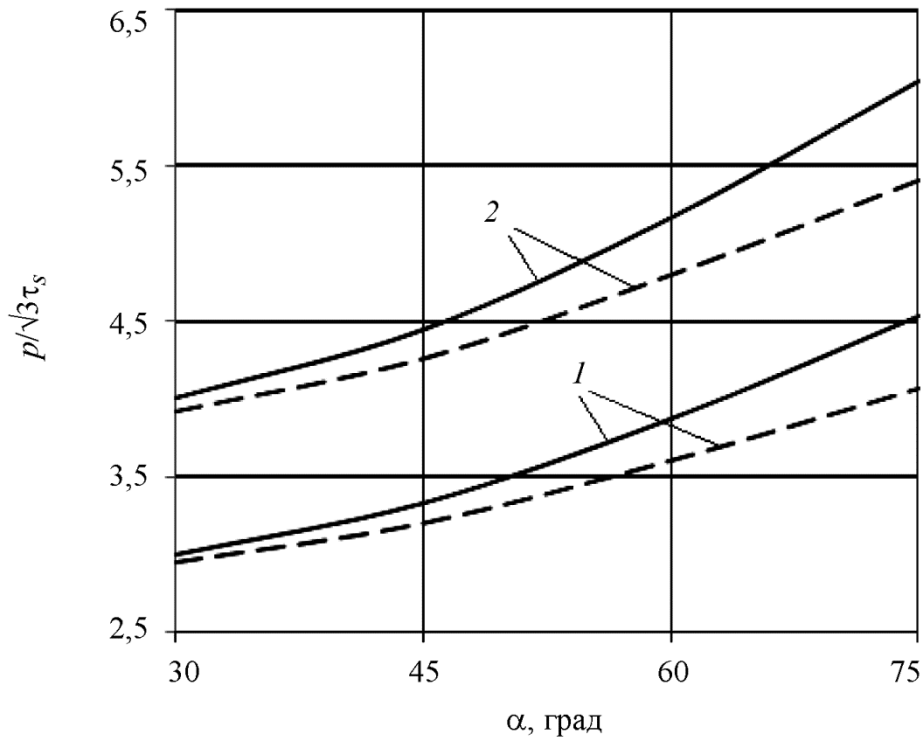


Рис. 6. Зависимость относительного давления выдавливания $p/\sqrt{3}\tau_s$ от угла α :
1 – $\mu = 3$; 2 – $\mu = 5$; сплошная линия – модель А. Г. Залазинского;
пунктирная линия – double triangle mode

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).

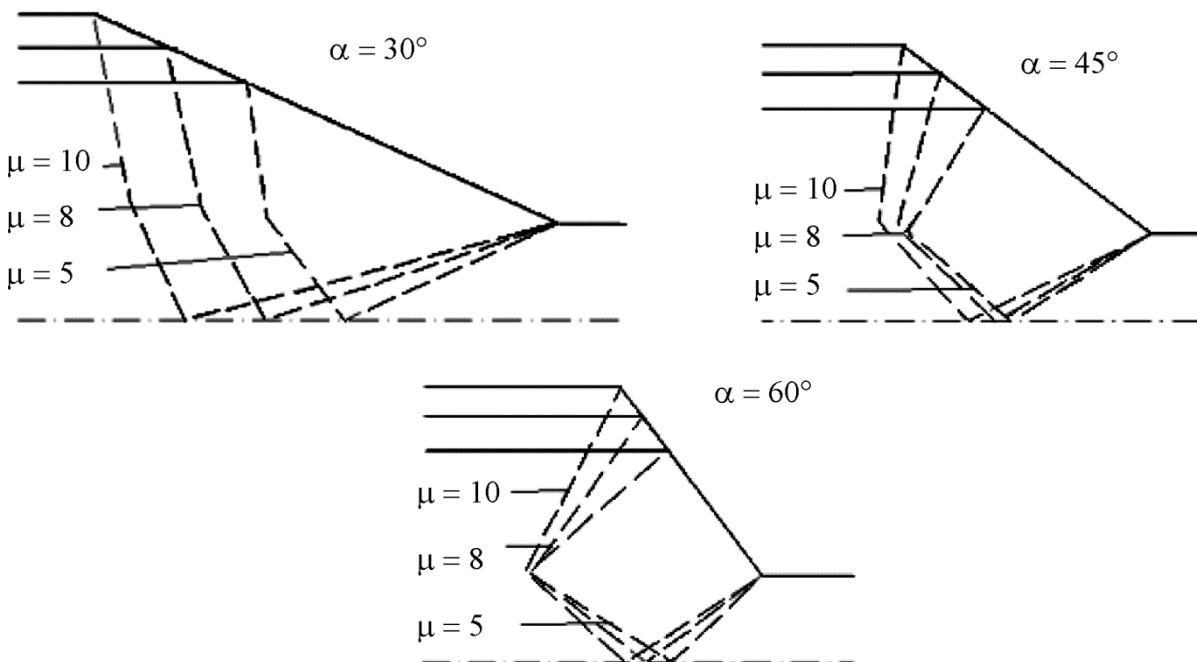


Рис. 7. Положение очага деформации при различных α и μ

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

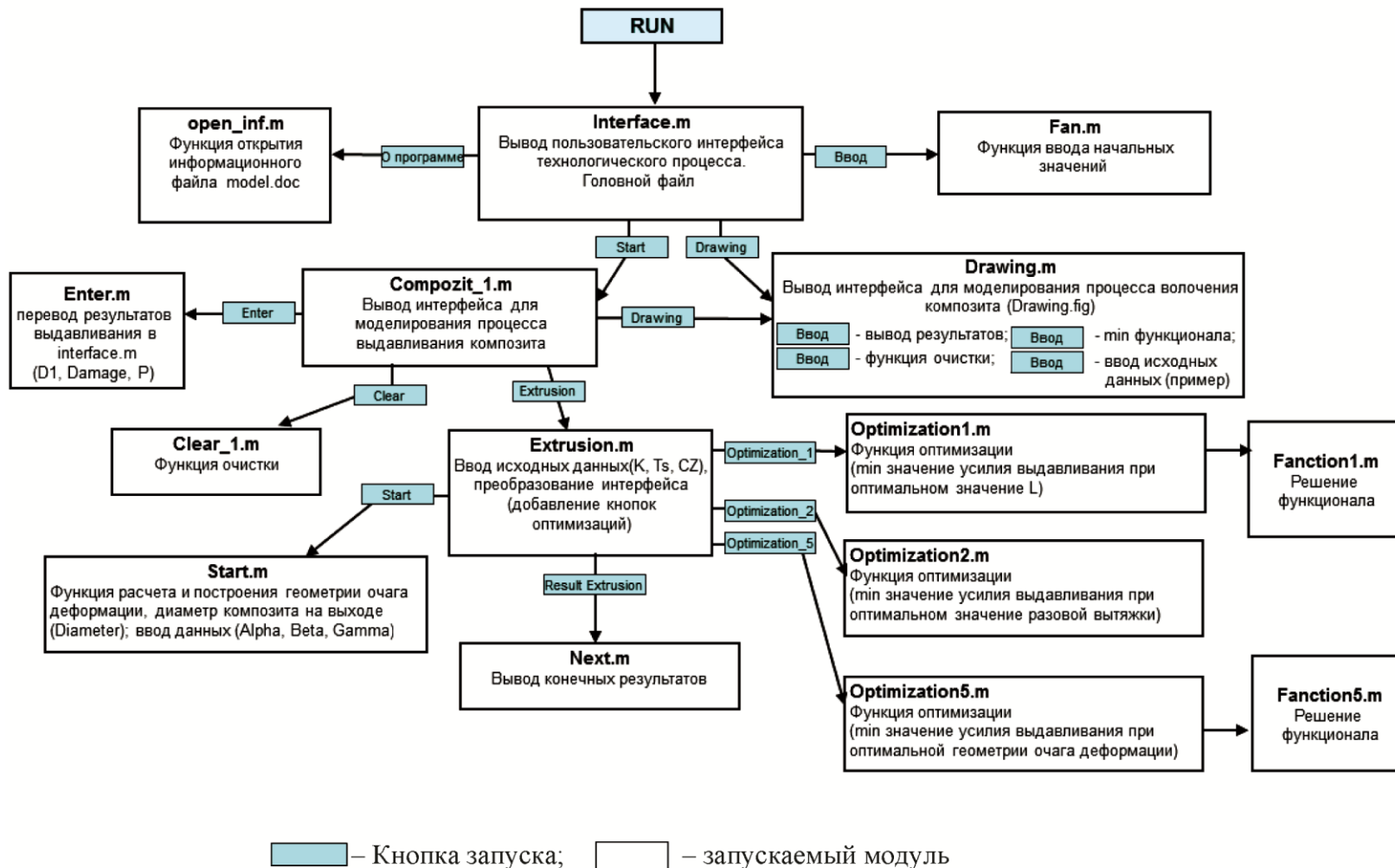


Рис. 9. Структура программного комплекса

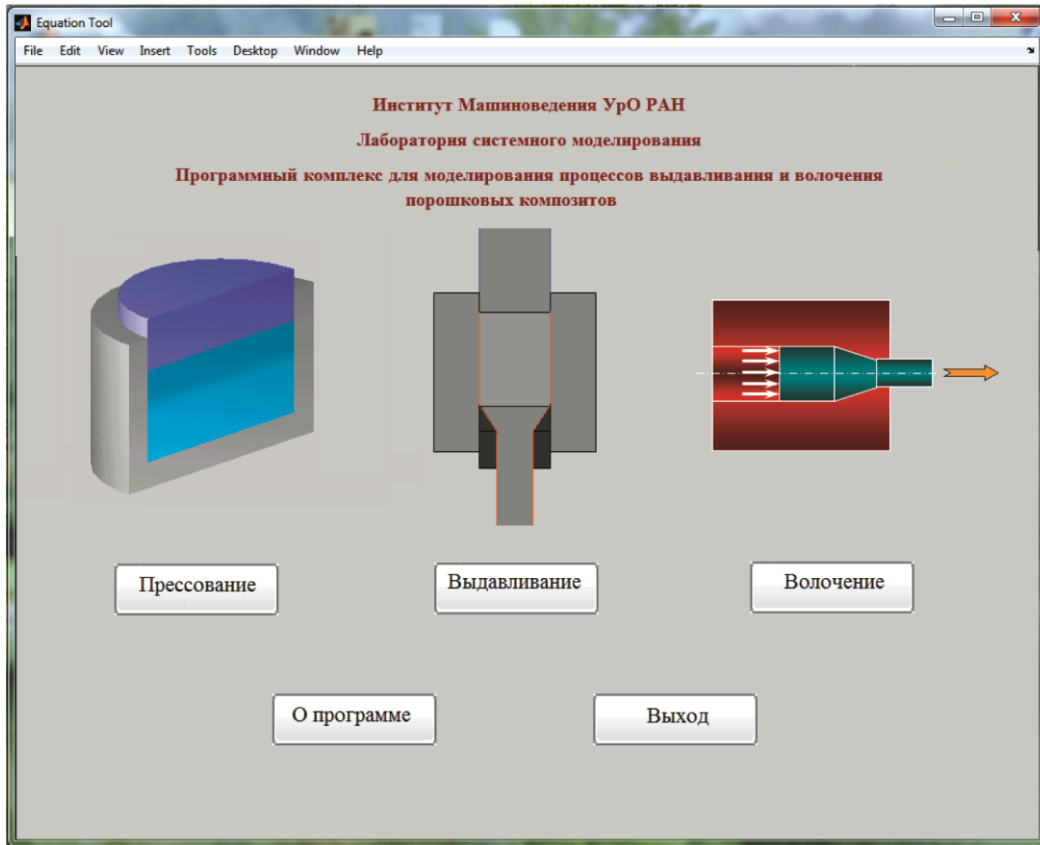


Рис. 10. Головное окно программного комплекса

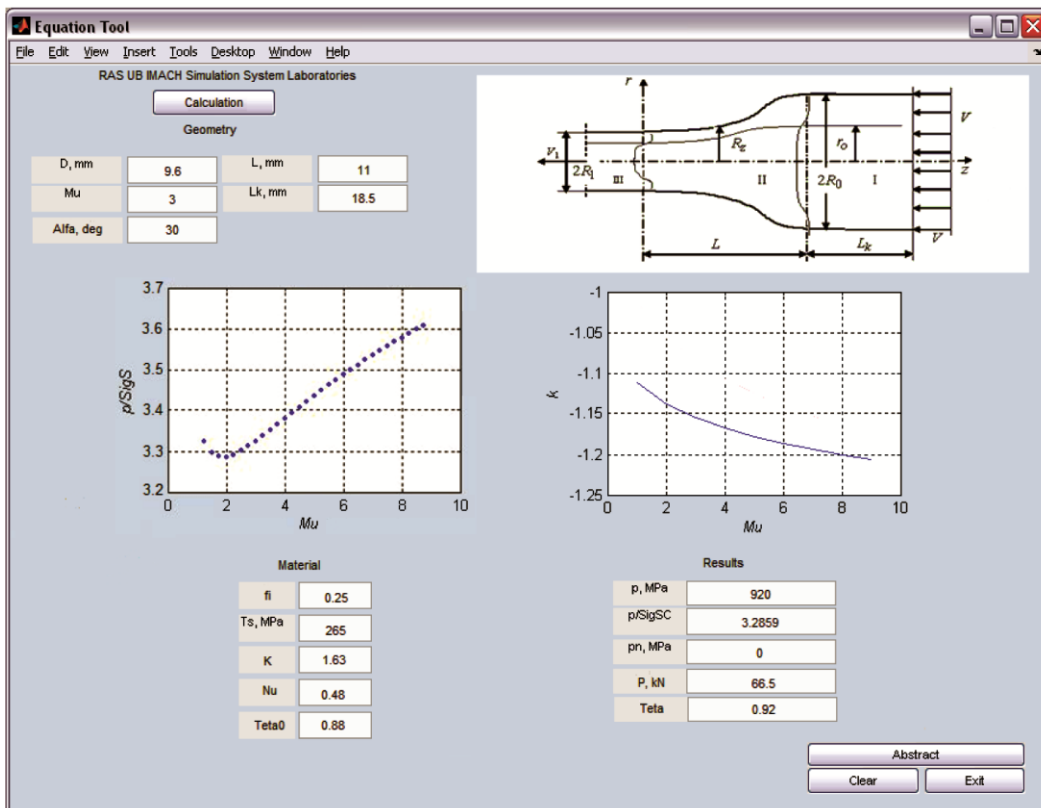


Рис. 11. Окно программного модуля Extrusion

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.

Received: 05.02.2019

Revised: 01.03.2019



Accepted: 22.03.2019



DOI: 10.17804/2410-9908.2019.2.057-070

VORTEX FLOWS OF A VISCOUS INCOMPRESSIBLE FLUID AT CONSTANT VERTICAL VELOCITY UNDER PERFECT SLIP CONDITIONS

V. V. Privalova^{a)*} and E. Yu. Prosviryakov^{b)}

*Institute of Engineering Science, Ural Branch of the Russian Academy of Sciences,
34 Komsomolskaya St., Ekaterinburg, 620049, Russian Federation*

^{a)}  <https://orcid.org/0000-0002-8648-0900>  valentprival@gmail.com;

^{b)}  <https://orcid.org/0000-0002-2349-7801>  evgen_pros@mail.ru

*Corresponding author. E-mail: valentprival@gmail.com

Address for correspondence: 34 Komsomolskaya St., Ekaterinburg, 620049, Russian Federation

Tel.: +7 (343) 375 35 76; fax: +7 (343) 374 53 30

In this paper, we study exact solutions of shear flows for a viscous incompressible fluid. The proposed solutions for the velocity components are linear functions of the longitudinal coordinates. Such solutions belong to the class of Lin–Sidorov–Aristov solutions for isobaric and isothermal processes. The obtained exact solution of the Navier–Stokes equation describes a new mechanism of momentum transfer in a medium and the flow of a vertically whirling fluid. A vertical twist in a fluid arises due to the allowance for inertial forces and a nonuniform distribution of velocities at the free boundary of the fluid layer. This solution allows us to describe the counterflow of incompressible fluid in a thin layer. The condition of perfect slip on the lower solid surface of the fluid layer is considered for the obtained exact general solution. The existence of points at which the velocity field vanishes inside the fluid layer is shown. It determines the existence of stagnant points and counterflows in the fluid.

Keywords: exact solution, vertical vortex, counterflow, stagnation point, perfect slip.

References

1. Ovsyannikov L.V. *Grupповой анализ дифференциальных уравнений* [Group Analysis of Differential Equations]. Moscow, Nauka Publ., 1978, 400 p. (In Russian).
2. Andreev V.K., Khapzov O.V., Pukhnachev V.V., Rodionov A.A. *Применение теоретико-групповых методов в гидродинамике* [Application of Group-Theoretical Methods in Hydrodynamics]. Novosibirsk, Nauka Publ., 1994, 320 p. (In Russian).
3. Aristov S.N., Knyazev D.V., Polyaniin A.D. Exact solutions of the Navier–Stokes equations with the linear dependence of velocity components on two space variables. *Theor. Found. Chem. Eng.*, 2009, vol. 43, no. 5, pp. 642–662. DOI: 10.1134/S0040579509050066.
4. Aristov S.N., Prosviryakov E.Yu. Inhomogeneous Couette Flows. *Nelin. Dyn.*, 2014, vol. 10, no. 2, pp. 177–182. DOI: 10.20537/nd1402004. (In Russian).
5. Aristov S.N., Prosviryakov E.Yu. Stokes waves in vortical fluid. *Nelin. Dyn.*, 2014, vol. 10, no. 3, pp. 309–318. DOI: 10.20537/nd1403005. (In Russian).
6. Aristov S.N., Prosviryakov E.Yu. A new class of exact solutions for three-dimensional thermal diffusion equations. *Theor. Found. Chem. Eng.*, 2016, vol. 50, no. 3, pp. 286–293. DOI: 10.1134/S0040579516030027.

7. Prosviryakov E.Yu. New Class of Exact Solutions of Navier–Stokes Equations with Exponential Dependence of Velocity on Two Spatial Coordinates. *Theor. Found. Chem. Eng.*, 2019, vol. 53, no. 1, pp. 107–114. DOI: 10.1134/S0040579518060088.
8. Lin C.C. Note on a class of exact solutions in magneto-hydrodynamics. *Arch. Rational Mech. Anal.*, 1957, vol. 1, pp. 391–395. DOI: 10.1007/BF00298016.
9. Sidorov A.F. One class of solutions of equations of gas dynamics and natural convection. In: *Numerical and Analytical Methods of Solving Problems of Mechanics of Continuous Media* (collected scientific papers), eds. A. F. Sidorov, Yu. N. Kondyurin, UNTs, AN SSSR Publ., Sverdlovsk, 1981, pp. 101–117. (In Russian).
10. Sidorov A.F. Two classes of solutions of the fluid and gas mechanics equations and their connection to traveling wave theory. *J. Appl. Mech. Tech. Phys.*, 1989, vol. 30, no. 2, pp. 197–203. DOI: 10.1007/BF00852164.
11. Aristov S.N., Shvarts K.G. *Vikhrevye techeniya advektivnoy prirody vo vrashchayushchemsya sloe zhidkosti* [Vortex Flows of Advective Nature in Rotating Liquid Layer]. Perm, Perm State Univ. Publ., 2006. (In Russian).
12. Aristov S.N., Shvarts K.G. *Vikhrevye Techeniya v Tonkikh Sloyakh Zhidkosti* [Vortical Flows in Thin Fluid Layers]. Kirov, Vyatka State Univ. Publ., 2011, 207 p. (In Russian).
13. Andreev V.K. *Resheniya Birikha uravneniy konveksii i nekotorye ego obobshcheniya*: Preprint no. 1–10 [Birikh Solutions to Convection Equations and Some of its Extensions]. IVM SO RAN Publ., Krasnoyarsk, 2010, 68 p. (In Russian).
14. Andreev V.K., Bekezhanova V.B. Stability of nonisothermal fluids (Review). *J. Appl. Mech. Tech. Phys.*, 2013, vol. 54, no. 2, pp. 171–184. DOI: 10.1134/S0021894413020016.
15. Andreev V.K., Stepanova I.V. Unidirectional flows of binary mixtures within the framework of the Oberbeck–Boussinesq model. *Fluid Dyn.*, 2016, vol. 51, no. 2, pp. 136–147. DOI: 10.1134/S0015462816020022.
16. Goncharova O.N., Hennenberg M., Rezanova E.V., Kabov O.A. Modening of the convective fluid flows with evaporation in the two-layer system. *Interfacial Phenomena and Heat Transfer*, 2013, vol. 1, no. 4, pp. 317–338. DOI: 10.1615/InterfacPhenomHeatTransfer.v1.i4.20.
17. Aristov S.N., Knyazev D.V., Polyanin A.D. Exact solutions of the Navier–Stokes equations with the linear dependence of velocity components on two space variables. *Theor. Found. Chem. Eng.*, 2009, vol. 43, no. 5, pp. 642–662. DOI: 10.1134/S0040579509050066.
18. Betyaev V.K. *Asimptoticheskie metody klassicheskoy dinamiki zhidkosti* [Asymptotic Methods of Classical Fluid Dynamics]. Izhevsk, Institut Kompyuternykh Issledovaniy Publ., 2014, 516 p. (In Russian).
19. Andreev V.K. Influence of the interfacial internal energy on the thermocapillary steady flow. *Journal of Siberian Federal University. Mathematics & Physics*, 2017, vol. 10, no. 4, pp. 537–547. DOI: 10.17516/1997-1397-2017-10-4-537-547.
20. Andreev V.K., Bekezhanova V.B., Efimova M.V., Ryzhkov I.I., Stepanova I.V. Non-classical convection models: exact solutions and their stability. *Computational Technologies*, 2009, vol. 14, no. 6, pp. 5–18.
21. Bekezhanova V.B., Shefer I.A., Goncharova O.N., Rezanova E.B. Stability of two-layer fluid flows with evaporation at the interface. *Fluid Dynamics*, 2017, vol. 52, no. 2, pp. 189–200. DOI: 10.1134/S001546281702003X.
22. Goncharova O.N., Rezanova E.V., Lyulin Y.V., Kabov O.A. Analysis of a convective fluid flow with a concurrent gas flow with allowance for evaporation. *High Temperature*, 2017, vol. 55, no. 6, pp. 887–897. DOI: 10.1134/S0018151X17060074.
23. Aristov S.N., Prosviryakov E.Y. Large-scale flows of viscous incompressible vortical fluid. *Russian Aeronautics (Iz. VUZ)*, 2015, vol. 58, no. 4, pp. 413–418. DOI: 10.3103/S1068799815040091.
24. Aristov S.N., Prosviryakov E.Y. Unsteady layered vertical fluid flows. *Fluid Dynamics*, 2016, vol. 51, no. 2, pp. 148–154. DOI: 10.1134/S0040579516030027.

25. Aristov S.N., Privalova V.V., Prosviryakov E.Yu. Stationary nonisothermal Couette flow. Quadratic heating of the upper boundary of the fluid layer. *Nonlin. Dyn.*, 2016, vol. 12, no. 2, pp. 167–178. DOI: 10.20537/nd1602001. (In Russian).
26. Privalova V.V., Prosviryakov E.Yu. Steady convective Couette flow for quadratic heating of the lower boundary fluid layer. *Nonlin. Dyn.*, 2018, vol. 14, no. 1, pp. 69–79. DOI: 10.20537/nd1801007. (In Russian).
27. Privalova V.V., Prosviryakov E.Yu. Couette–Hiemenz exact solutions for the steady creeping convective flow of a viscous incompressible fluid, with allowance made for heat recovery. *Vestn. Samar. Gos. Tekhn. Univ., Ser. Fiz.-Mat. Nauki*, 2018, vol. 22, no. 3, pp. 532–548. DOI: <https://doi.org/10.14498/vsgtu1638>. (In Russian).
28. Vinogradova O.I., Belyaev A.V. Wetting, roughness and flow boundary conditions. *J. Phys.: Condens. Matter*, 2011, vol. 23, p. 184104. DOI: 10.1088/0953-8984/23/18/184104.
29. Stone H., Stroock A., Ajdari A. Engineering flows in small devices: Microfluidics toward a lab-on-a-chip. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 2004, vol. 36, pp. 381–411. DOI: 10.1146/annurev.fluid.36.050802.122124.
30. Quere D. Wetting and roughness. *Annual Review of Materials Research*, 2008, vol. 38, pp. 71–99. DOI: 10.1146/annurev.matsci.38.060407.132434.
31. Whitesides G.M. The origins and the future of microfluidics. *Nature*, 2006, vol. 442, pp. 368–373. DOI: 10.1038/nature05058.
32. Belyaev A.V., Vinogradova O.I. Effective slip in pressure-driven flow past superhydrophobic stripes. *J. Fluid Mech.*, 2010, vol. 652, pp. 489–499. DOI: 10.1017/S0022112010000741.
33. Landau L.D., Lifshitz E.M. *Fluid Mechanics*. Pergamon Press, Oxford, 1987.
34. Pedlosky J. *Geophysical Fluid Dynamics*. Springer-Verlag, New York Inc., 1982.
35. Vinogradova O.I. Drainage of a thin liquid film confined between hydrophobic surfaces. *Langmuir*, 1995, vol. 11, iss. 6, pp. 2213–2220. DOI: 10.1021/la00006a059.
36. Mehdizadeh A., Oberlack M. Analytical and numerical investigations of laminar and turbulent Poiseuille–Ekman flow at different rotation rates. *Physics of Fluids*, vol. 22, no. 10, pp. 105104. DOI: 10.1063/1.3488039.
37. Korotaev G.K., Mikhailova E.N., Shapiro N.B. *Teoriya ekvatorialnykh protivotecheniy v Mirovom okeane* [Theory for the Equatorial Countercurrents in the World's Ocean]. Kiev, Naukova Dumka Publ., 1986. (In Russian).

Подана в журнал: 05.02.2019



УДК 532.51



DOI: 10.17804/2410-9908.2019.2.057-070

ВИХРЕВЫЕ ТЕЧЕНИЯ ВЯЗКОЙ НЕСЖИМАЕМОЙ ЖИДКОСТИ С УЧЕТОМ ПОСТОЯННОЙ ВЕРТИКАЛЬНОЙ СКОРОСТИ И УСЛОВИЯ ИДЕАЛЬНОГО СКОЛЬЖЕНИЯ

В. В. Привалова^{а)*}, Е. Ю. Просвиряков^{б)}

*Институт машиноведения Уральского отделения Российской академии наук,
ул. Комсомольская, 34, Екатеринбург, Российская Федерация*

^{а)}  <https://orcid.org/0000-0002-8648-0900>  valentprival@gmail.com;

^{б)}  <https://orcid.org/0000-0002-2349-7801>  evgen_pros@mail.ru

* Ответственный автор. Электронная почта: valentprival@gmail.com

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

Тел.: +7 (343) 375–35–76; факс: +7 (343) 374–53–30

В работе исследуются точные решения сдвиговых течений вязкой несжимаемой жидкости. Предложенные решения для компонент скоростей представляют собой линейные функции продольных координат. Такие решения относятся к классу решений Линя–Сидорова–Аристова для изобарических и изотермических процессов. Полученное точное решение уравнения Навье–Стокса описывает новый механизм переноса импульса в сплошной среде – течение вертикально завихренной жидкости без учета вращения. Вертикальная закрутка в жидкости возникает из-за учета сил инерции и неоднородного распределения скоростей на свободной границе слоя жидкости. Это решение позволяет описывать противотечения несжимаемой жидкости в тонком слое. Для полученного точного общего решения было рассмотрено условие идеального скольжения на нижней твердой поверхности слоя жидкости. Показано существование точек, в которых поле скоростей обращается в нуль внутри слоя жидкости, что определяет существование застойных точек и противотечений в жидкости.

Ключевые слова: точное решение, вертикальное завихрение, противотечение, застойная точка, идеальное скольжение.

1. Введение

Одним из важнейших уравнений в гидродинамике, применяющихся при математическом моделировании многих природных явлений и технических задач, являются уравнения Навье–Стокса. Нахождение точного общего решения уравнения Навье–Стокса для различных потоков осложняется тем, что оно нелинейное и сильно зависит от начальных и граничных условий. Проблема описания механизма переноса импульса в жидкости остается нерешенной в общем случае. Известно несколько методик нахождения точных решений, таких как групповой анализ [1, 2] и классы точных решений [3–7]. Под классом решений подразумевается специальная структура гидродинамических полей, определяющаяся непосредственно уравнениями Навье–Стокса.

Важную роль при исследовании изотермических течений вязких несжимаемых жидкостей сыграл класс точных решений, характеризующийся линейной зависимостью скоростей от продольных координат, описывающих поток. Этот класс решений впервые был описан Линем применительно к решению задач магнитной гидродинамики [8]. В дальнейшем этот класс решений был применен для решений задач естественной конвекции, теории бегущих волн, вихревых течений адвективного и конвективного характера и др. [9–15] Многие известные решения уравнения Навье–Стокса относятся именно к этому классу. Интерес

к использованию этой методики нахождения точных решений уравнения Навье–Стокса продолжает расти и в настоящее время [16–22].

Благодаря этому классу можно построить точные решения уравнений Навье–Стокса [4, 5, 23–27], которые описывают появление вихрей в жидкости и образование противотечений в изотермических потоках. Анализ точных решений позволяет определять расслоение гидродинамических полей в рассматриваемом слое жидкости, в частности условия существования противотечений и усиление скоростей в горизонтальном направлении.

При выборе граничных условий на твердой поверхности течения жидкости в предложенной работе была рассмотрена модель идеального скольжения. Такой выбор обусловлен тем, что в последнее время в области механики жидкости и газа возникают вопросы о возможном большом эффективном скольжении жидкости по поверхностям, называемым супергидрофобными. На таких поверхностях предполагается значительное снижение сопротивления течения. Такие возможности делают супергидрофобные поверхности крайне перспективными для использования в микрофлюидике [28–32] – области науки, затрагивающей различные разделы химического синтеза и биологического анализа и основанной на управляемом течении жидкости в очень тонких каналах.

В настоящей работе предложено точное решение краевой задачи изотермического вихревого сдвигового течения вязкой несжимаемой жидкости в горизонтальном слое с проницаемыми границами и заданием условия идеального скольжения на твердой поверхности.

2. Постановка задачи

Для описания рассматриваемого процесса записываем уравнение Навье–Стокса для установившегося движения вязкой жидкости и уравнение несжимаемости. Уравнения спроецированы на оси прямоугольной декартовой системы координат. Стационарная система нелинейных уравнений в частных производных имеет следующий вид [33]:

$$\begin{aligned}
 V_x \frac{\partial V_x}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_x}{\partial y} + V_z \frac{\partial V_x}{\partial z} &= -\frac{\partial P}{\partial x} + \nu \left(\frac{\partial^2 V_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 V_x}{\partial z^2} \right); \\
 V_x \frac{\partial V_y}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_y}{\partial y} + V_z \frac{\partial V_y}{\partial z} &= -\frac{\partial P}{\partial y} + \nu \left(\frac{\partial^2 V_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 V_y}{\partial z^2} \right); \\
 V_x \frac{\partial V_z}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_z}{\partial y} + V_z \frac{\partial V_z}{\partial z} &= -\frac{\partial P}{\partial z} + \nu \left(\frac{\partial^2 V_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_z}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 V_z}{\partial z^2} \right); \\
 \frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{\partial V_z}{\partial z} &= 0.
 \end{aligned} \tag{1}$$

Здесь в V_x , V_y , V_z – компоненты вектора скорости; P – отклонение давления от гидростатического, отнесенное к постоянной средней плотности ρ ; ν – кинематическая (молекулярная или турбулентная) вязкость [34]. Точное решение системы (1) будем искать в виде [4, 5, 23, 24]:

$$\begin{aligned}
 V_x &= U(z) + yu(z); \\
 V_y &= V(z); \\
 V_z &= w(z);
 \end{aligned} \tag{2}$$

$$P = P_0(z).$$

Подставляем класс точных решений (2) в нелинейную систему (1). Система уравнений приобретает следующий вид:

$$\begin{aligned} Vu + w \left(\frac{\partial U}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial z} y \right) &= v \left(\frac{\partial^2 U}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} y \right); \\ w \frac{\partial V}{\partial z} &= v \frac{\partial^2 V}{\partial z^2}; \\ w \frac{\partial w}{\partial z} &= - \frac{\partial P_0}{\partial z} + v \frac{\partial^2 w}{\partial z^2}; \\ \frac{\partial w}{\partial z} &= 0. \end{aligned} \tag{3}$$

Из полученных выражений следует, что при таком выборе вида решений (2) вертикальная компонента скорости и давление являются постоянными функциями, заданными, например, на границе слоя жидкости. Можно принять давление равным атмосферному, заданному на верхней свободной поверхности. Таким образом, в системе (3) автоматически удовлетворяются последние два уравнения, определяемые граничными условиями. Решаем далее только первые два уравнения системы (3). Проведя преобразования в полученной системе (3), получаем выражения вида:

$$A_k + B_k y = 0.$$

Здесь $k = \overline{1,4}$ – номер уравнения. Уравнения при $k = 1$, $k = 2$ и $k = 3$ – уравнения распространения импульсов, спроецированные на осях Ox , Oy , Oz соответственно; при $k = 4$ – уравнение несжимаемости. Получаем коэффициенты следующего вида:

$$\begin{aligned} A_1 &= vU'' - wU' - Vu; \\ B_1 &= vu'' - wu'; \\ A_2 &= vV'' - wV'. \end{aligned}$$

Приравниваем нулю коэффициент B_1 при переменной y и свободные члены A_1 , A_2 в полиномиальных выражениях (3). Обозначаем частные производные в уравнениях системы (3) штрихом, так как все искомые функции зависят только от переменной z . Получаем следующую систему, состоящую из трех нелинейных уравнений, для определения трех неизвестных функций:

$$\begin{aligned} vU'' - wU' - Vu &= 0; \\ vu'' - wu' &= 0; \\ vV'' - wV' &= 0. \end{aligned} \tag{4}$$

3. Общее решение системы уравнений

Приводим систему полученных уравнений (4) к безразмерному виду. Для этого выбираем следующие масштабные переменные: горизонтальные координаты x и y характеризуются масштабом l , а вертикальная координата z – толщиной слоя жидкости h . Масштаб горизонтальных скоростей V_x и V_y обозначим $[U]$. Условие введения двух масштабных переменных длины существенно расширяет классические методы приведения к безразмерным переменным.

Далее безразмерные переменные x , y и z обозначаем теми же буквами. После приведения системы (4) к безразмерному виду уравнения принимают следующий вид:

$$U'' - \text{Re}_w U' - \delta^2 \text{Re}_U V u = 0; \quad (5)$$

$$u'' - \text{Re}_w u' = 0; \quad (6)$$

$$V'' - \text{Re}_w V' = 0. \quad (7)$$

Здесь $\text{Re}_U = \frac{[U]l}{\nu}$, $\text{Re}_w = \frac{wh}{\nu}$ – числа Рейнольдса, нижний индекс у которых обозначает, относительно какой скорости введен безразмерный комплекс; $\delta = \frac{h}{l}$ отношение вертикального и горизонтального характерных размеров.

Заметим, что система уравнений (5)–(7) является слабосвязанной, поскольку скорость U вычисляется из уравнения (5) после интегрирования изолированных уравнений (6) и (7) для определения функции u и V соответственно.

Общее решение системы уравнений (5)–(7), записанное в порядке интегрирования, имеет вид:

$$\begin{aligned} u &= \frac{\exp(\text{Re}_w z)}{\text{Re}_w} C_1 + C_2; \\ V &= \frac{\exp(\text{Re}_w z)}{\text{Re}_w} C_3 + C_4; \\ U &= \frac{\text{Re}_U \delta^2}{2\text{Re}_w^4} C_1 C_3 \exp(2\text{Re}_w z) - \frac{\text{Re}_U \delta^2}{\text{Re}_w} C_2 C_4 z + \\ &+ \frac{\exp(\text{Re}_w z)}{\text{Re}_w^3} \text{Re}_U \delta^2 (\text{Re}_w z - 1) (C_2 C_3 + C_1 C_4) + \frac{\exp(\text{Re}_w z)}{\text{Re}_w} C_5 + C_6. \end{aligned} \quad (8)$$

4. Краевая задача с условием идеального скольжения на нижней границе слоя жидкости

Рассмотрим частный случай краевой задачи для полученного общего решения (8) системы уравнений (5)–(7) с условием идеального скольжения на нижней твердой границе слоя жидкости. Краевая задача описывает течение вязкой несжимаемой жидкости в бесконечно протяженном горизонтальном слое толщиной h в размерных переменных.

При выполнении условия идеального скольжения на нижней границе компоненты скорости удовлетворяют следующим тождествам [33, 35]:

$$\left. \frac{\partial V_x}{\partial z} \right|_{z=0} = 0; \quad (9)$$

$$\left. \frac{\partial V_y}{\partial z} \right|_{z=0} = 0.$$

На верхней границе задаем компоненты скоростей следующим образом [4]:

$$V_x(1) = \cos \varphi + \frac{\text{Ta}}{2\text{Re}_U} y; \quad (10)$$

$$V_y(1) = \sin \varphi.$$

Здесь φ – произвольный угол; $\text{Ta} = 2\Omega l^2/\nu$ – модифицированное число Тейлора [36]; Ω – вертикальная компонента завихренности. Подставляем вид решений (2) в граничные условия (9) и (10). Таким образом, граничные условия на нижней границе, задаваемой уравнением плоскости $z = 0$, имеют вид:

$$\left. \frac{\partial U}{\partial z} \right|_{z=0} = 0;$$

$$\left. \frac{\partial u}{\partial z} \right|_{z=0} = 0; \quad (11)$$

$$\left. \frac{\partial V}{\partial z} \right|_{z=0} = 0.$$

На верхней границе $z = 1$ выполняются следующие условия, характеризующие параболический ветер [37] на свободной поверхности слоя жидкости:

$$U(1) = \cos \varphi;$$

$$u(1) = \frac{\text{Ta}}{2\text{Re}_U}; \quad (12)$$

$$V(1) = \sin \varphi.$$

Значения постоянных интегрирования вычисляются при подстановке краевых условий (11), (12) в общее решение (8):

$$C_1 = 0; \quad C_2 = \frac{\text{Ta}}{2\text{Re}_U}; \quad C_3 = 0; \quad C_4 = \sin \varphi; \quad (13)$$

$$C_5 = \frac{\delta^2 \text{Ta} \sin \varphi}{2\text{Re}_w}; \quad C_6 = \cos \varphi + \frac{\delta^2 \text{Ta} \sin \varphi}{2\text{Re}_w^2} [\text{Re}_w - \exp(\text{Re}_w)].$$

Подставляем полученные постоянные интегрирования (13) в общее решение (8) и получаем частное решение краевой задачи (5)–(7), (11), (12)

$$u = \frac{Ta}{2Re_w};$$

$$V = \sin \varphi; \tag{14}$$

$$U = \cos \varphi - \frac{\delta^2 Ta \sin \varphi}{2Re_w^2} [\exp(Re_w) - \exp(Re_w z) + Re_w(z-1)].$$

Как видно из полученных решений (14), компоненты скорости u и V являются постоянными функциями.

Исследуем функцию U на существование нулей на рассматриваемом промежутке $z \in [0; 1]$. Функция U может принимать нулевое значение на нижней поверхности, заданной уравнением $z = 0$, при выполнении следующего равенства, связывающего параметры граничных условий:

$$\frac{2Re_w^2 \operatorname{ctg} \varphi}{Ta \delta^2} - \exp(Re_w) + Re_w = -1.$$

На верхней поверхности компонента скорости U принимает нулевое значение при $\varphi = \pi/2 + \pi n$ (n – целое число).

Для исследования функции на интервале $z \in (0; 1)$ записываем уравнение:

$$U = \cos \varphi - \frac{Ta \delta^2 \sin \varphi}{2Re_w^2} [\exp(Re_w) - \exp(Re_w z) + Re_w(z-1)] = 0. \tag{15}$$

Преобразуем равенство (15), разделив все его слагаемые на коэффициент $\frac{Ta \delta^2 \sin \varphi}{2Re_w^2}$, получим следующее уравнение:

$$\exp(Re_w z) - Re_w z + \frac{2Re_w^2 \cos \varphi}{Ta \delta^2 \sin \varphi} - \exp(Re_w) + Re_w = 0.$$

Исследование количества корней уравнения $U = 0$ на интервале $(0; 1)$ сведем к исследованию равенства некоторых функций f_1 и f_2 :

$$\exp(A_1 z) = A_1 z + A_2,$$

где $f_1 = \exp(A_1 z)$ (кривая 1, рис. 1), $f_2 = A_1 z + A_2$ (кривые 2–5, рис. 1), $A_1 = Re_w$, $A_2 = \exp(Re_w) - \frac{2Re_w^2 \cos \varphi}{Ta \delta^2 \sin \varphi} - Re_w$. Заметим, что $f_1' \Big|_{z=0} = f_2' \Big|_{z=0}$, т. е. угол наклона касательной функции f_1 в начале рассматриваемого отрезка $[0; 1]$ совпадает с функцией f_2 с точностью до константы. Как видно на графике (рис. 1), функции f_1 и f_2 могут пересекаться в одной

точке или не иметь общих точек на рассматриваемом отрезке. Вторая точка пересечения ни в каком случае не будет принадлежать рассматриваемому отрезку.

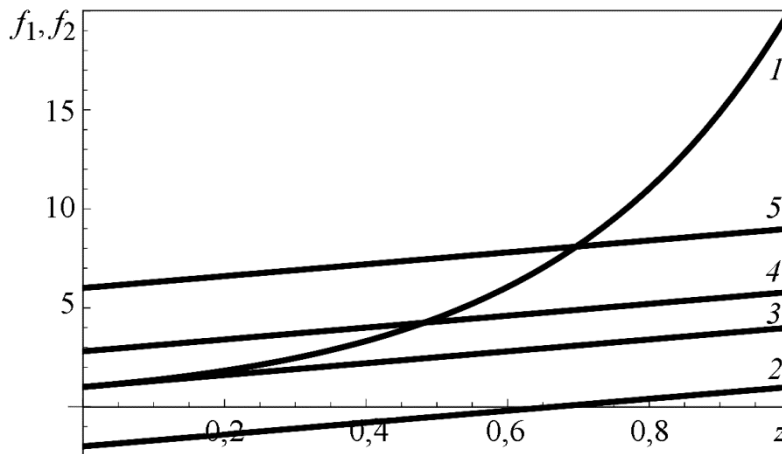


Рис. 1. Графическая интерпретация корней уравнения $U = 0$ при условии идеального скольжения на нижней границе

Можно сделать заключение, что на интервале $z \in (0;1)$ у функции U может существовать не более одного корня при выполнении граничных условий (11), (12). А с учетом того, что остальные компоненты скорости u и V в данном случае являются постоянными функциями, можно сделать заключение, что при выполнении условия идеального скольжения на нижней границе и условий (12) на верхней границе в рассматриваемом слое вязкой несжимаемой жидкости может существовать не более одной застойной точки.

На рис. 2 изображены линии тока для случая задания условия идеального скольжения на нижней границе. Изменение направления движения жидкости наглядно показывает существование застойных точек.

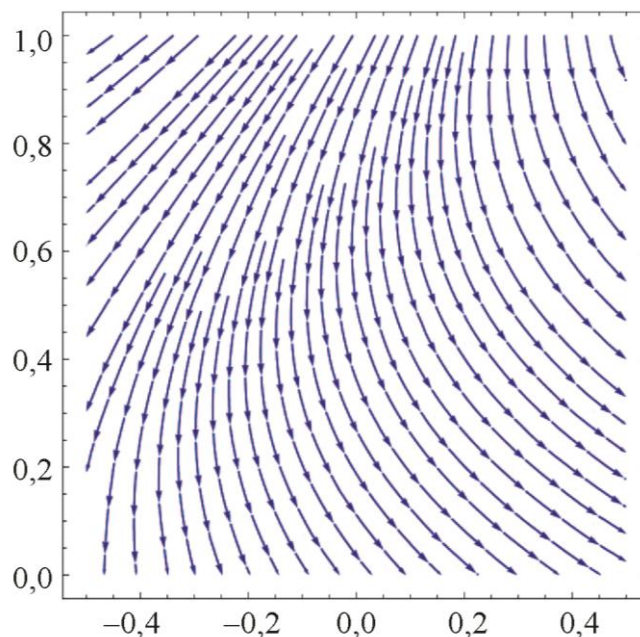


Рис. 2. Линии тока при $\delta = 0,01$; $\varphi = -2\pi/3$; $Re_U = 1 \cdot 10^5$; $Re_w = -10$; $Ta = 3 \cdot 10^5$

На рис. 3 показана локализация корней функции U на интервале $z \in (0;1)$ при различных значениях модифицированного числа Тейлора Ta . По физическому смыслу числа Тейлора получаем, что при значительном возрастании центробежных сил по сравнению с силами вязкого трения, нулевое значение функции U будет локализоваться вблизи верхней границы.

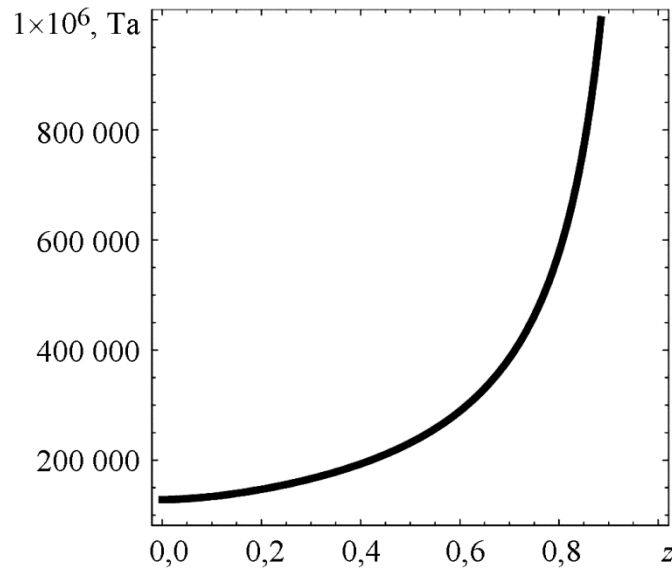


Рис. 3. Локализация корней U для значений модифицированного числа Тейлора $Ta \in [10^5; 10^6]$ при $\delta = 0,01$; $\varphi = -2\pi/3$; $Re_w = -10$

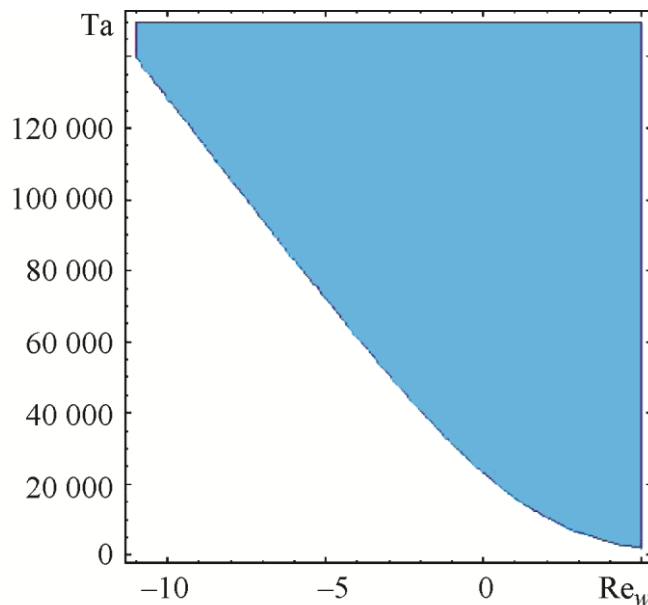


Рис. 4. Область существования точек противотечения функции U при фиксированном $\varphi = -\frac{2\pi}{3}$ и значениях параметров $Re_w \in [-11; 5]$ и $Ta \in [10^3; 15 \cdot 10^4]$

Дополнительное исследование показывает существование точек противотечения компоненты скорости U при различных значениях угла φ и параметров подобия Re_w и Ta . Например, при заданном значении угла $\varphi = -2\pi/3$ получаем область существования корней, изображенную на рис. 4. Рассматривались следующие значения параметров подобия: $Re_w \in [-11; 5]$; $Ta \in [1000; 150\,000]$. На рис. 5 изображены области существования точек противотечения компоненты скорости U при фиксированном числе Рейнольдса $Re_w = -1$ и различных углах $\varphi \in [0; 2\pi]$ и модифицированного числа Тэйлора $Ta \in [1000; 200\,000]$.

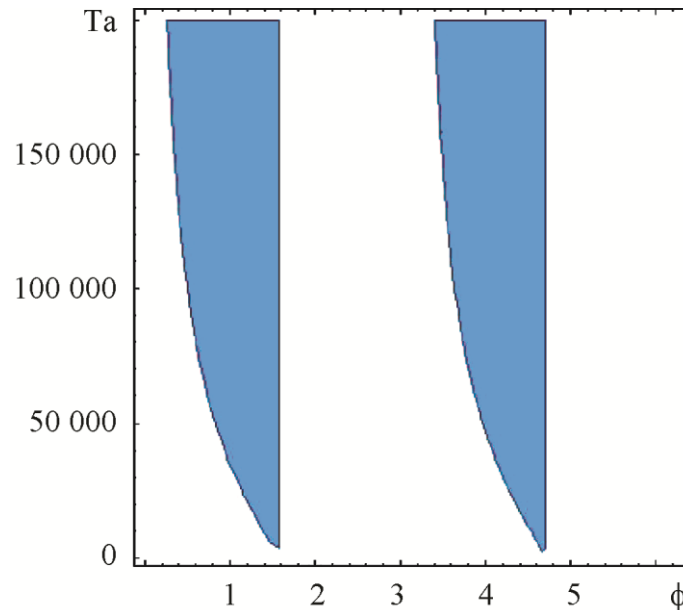


Рис. 5. Существование точек противотечения функции U при фиксированном $Re_w = -1$ и значениях $\varphi \in [0; 2\pi]$ и $Ta \in [10^3; 2 \cdot 10^5]$

5. Заключение

В статье получено обобщение установившегося классического течения Куэтта для трехмерных нелинейных вязких несжимаемых жидкостей. Показано, что в изобарическом течении при рассмотрении точных решений из класса линейно растущих скоростей по горизонтальным координатам с учетом граничного условия идеального скольжения возможно возникновение противотечения в слое жидкости. Показана локализация расслоения в приграничных слоях течения жидкости. Проведенный анализ решений применим для крупномасштабных течений Мирового океана.

Литература

1. Овсянников Л. В. Групповой анализ дифференциальных уравнений. – М. : Наука, 1978. – 400 с.
2. Применение теоретико-групповых методов в гидродинамике / В. К. Андреев, О. В. Капцов, В. В. Пухначев, А. А. Родионов. – Новосибирск : Наука, 1994. – 320 с.
3. Aristov S. N., Knyazev D. V., Polyanin A. D. Exact solutions of the Navier–Stokes equations with the linear dependence of velocity components on two space variables // Theor. Found. Chem. Eng. – 2009. – Vol. 43, no. 5. – P. 642–662. – DOI: 10.1134/S0040579509050066.
4. Аристов С. Н., Просвирыков Е. Ю. Неоднородные течения Куэтта // Нелинейная динамика. – 2014. – Т. 10, № 2. – С. 177–182. – DOI: 10.20537/nd1402004.

5. Аристов С. Н., Просвирыков Е. Ю. Волны Стокса в завихренной жидкости // Нелинейная динамика. – 2014. – Т. 10, № 3. – С. 309–318. – DOI: 10.20537/nd1403005.
6. Aristov S. N., Prosviryakov E. Yu. A new class of exact solutions for three-dimensional thermal diffusion equations // Theor. Found. Chem. Eng. – 2016. – Vol. 50, no. 3. – P. 286–293. – DOI: 10.1134/S0040579516030027.
7. Prosviryakov E. Yu. New Class of Exact Solutions of Navier–Stokes Equations with Exponential Dependence of Velocity on Two Spatial Coordinates // Theor. Found. Chem. Eng. – 2019. – Vol. 53, no. 1. – P. 107–114. – DOI: 10.1134/S0040579518060088.
8. Lin C. C. Note on a class of exact solutions in magneto-hydrodynamics // Arch. Rational Mech. Anal. – 1957. – Vol. 1. – P. 391–395. – DOI: 10.1007/BF00298016.
9. Сидоров А. Ф. Об одном классе решений уравнений газовой динамики и естественной конвекции // Численные и аналитические методы решения задач механики сплошной среды. – Свердловск : УНЦ АН СССР, 1981. – С. 101–117.
10. Sidorov A. F. Two classes of solutions of the fluid and gas mechanics equations and their connection to traveling wave theory // J. Appl. Mech. Tech. Phys. – 1989. – Vol. 30, no. 2. – P. 197–203. – DOI: 10.1007/BF00852164.
11. Аристов С. Н., Шварц К. Г. Вихревые течения адвективной природы во вращающемся слое жидкости. – Пермь, 2006. – 155 с.
12. Аристов С. Н., Шварц К. Г. Вихревые течения в тонких слоях жидкости. – Киров : ВятГУ, 2011. – 207 с.
13. Андреев В. К. Решения Бириха уравнений конвекции и некоторые его обобщения : препринт № 1–10. – Красноярск : ИВМ СО РАН, 2010. – 68 с.
14. Andreev V. K., Bekezhanova V. B. Stability of nonisothermal fluids (Review) // J. Appl. Mech. Tech. Phys. – 2013. – Vol. 54, no. 2. – P. 171–184. – DOI: 10.1134/S0021894413020016.
15. Andreev V. K., Stepanova I. V. Unidirectional flows of binary mixtures within the framework of the Oberbeck–Boussinesq model // Fluid Dyn. – 2016. – Vol. 51, no. 2. – P. 136–147. – DOI: 10.1134/S0015462816020022.
16. Modening of the convective fluid flows with evaporation in the two-layer system / O. N. Goncharova, M. Hennenberg, E. V. Rezanova, O. A. Kabov // Interfacial Phenomena and Heat Transfer. – 2013. – Vol. 1, no. 4. – P. 317–338. – DOI: 10.1615/InterfacPhenomHeatTransfer.v1.i4.20.
17. Aristov S. N., Knyazev D. V., Polyaniin A. D. Exact solutions of the Navier–Stokes equations with the linear dependence of velocity components on two space variables // Theor. Found. Chem. Eng. – 2009. – Vol. 43, no. 5. – P. 642–662. – DOI: 10.1134/S0040579509050066.
18. Бетяев С. К. Асимптотические методы классической динамики жидкости. – Москва–Ижевск : Институт компьютерных исследований, 2014. – 516 с.
19. Andreev V. K. Influence of the interfacial internal energy on the thermocapillary steady flow // Журнал Сибирского федерального университета. Серия : Математика и физика. – 2017. – Т. 10, № 4. – С. 537–547. – DOI: 10.17516/1997-1397-2017-10-4-537-547.
20. Неклассические модели конвекции: точные решения и их устойчивость / В. К. Андреев, В. Б. Бекежанова, М. В. Ефимова, И. И. Рыжков, И. В. Степанова // Вычислительные технологии. – 2009. – Т. 14, № 6. – С. 5–18.
21. Устойчивость двухслойных течений жидкости с испарением на границе раздела / В. Б. Бекежанова, О. Н. Гончарова, Е. В. Резанова, И. А. Шефер // Известия Российской академии наук. Механика жидкости и газа. – 2017. – № 2. – С. 23–35. – DOI: 10.7868/S0568528117020062.
22. Изучение конвективных течений жидкости и спутного потока газа с учетом испарения / О. Н. Гончарова, Е. В. Резанова, Ю. В. Люлин, О. А. Кабов // Теплофизика высоких температур. – 2017. – Т. 55, № 6. – С. 720–732. – DOI: 10.7868/S0040364417060072.
23. Аристов С. Н., Просвирыков Е. Ю. Крупномасштабные течения завихренной вязкой несжимаемой жидкости // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. – 2015. – № 4. – С. 50.

24. Аристов С. Н., Просвирыков Е. Ю. Нестационарные слоистые течения завихренной жидкости // Известия Российской академии наук. Механика жидкости и газа. – 2016. – № 2. – С. 25.
25. Аристов С. Н., Привалова В. В., Просвирыков Е. Ю. Стационарное неизотермическое течение Куэтта. Квадратичный нагрев верхней границы слоя жидкости // Нелинейная динамика. – 2016. – Т. 12, № 2. – С. 167–178. – DOI: 10.20537/nd1602001.
26. Привалова В. В., Просвирыков Е. Ю. Стационарное конвективное течение Куэтта–Хименца при квадратичном нагреве нижней границы слоя жидкости // Нелинейная динамика. – 2018. – Т. 14, № 1. – С. 69–79. – DOI: 10.20537/nd1801007.
27. Привалова В. В., Просвирыков Е. Ю. Точные решения Куэтта–Хименца для описания установившегося ползущего конвективного течения вязкой несжимаемой жидкости с учетом теплообмена // Вестник Самарского государственного технического университета. Серия Физико-математические науки. – 2018. – Т. 22, № 3. – С. 532–548. – DOI: 10.14498/vsgtu1638.
28. Vinogradova O. I., Belyaev A. V. Wetting, roughness and flow boundary conditions // J. Phys.: Condens. Matter. – 2011. – Vol. 23. – P. 184104. – DOI: 10.1088/0953-8984/23/18/184104.
29. Stone H., Stroock A., Ajdari A. Engineering flows in small devices: Microfluidics toward a lab-on-a-chip // Annual Review of Fluid Mechanics. – 2004. – Vol. 36. – P. 381–411. – DOI: 10.1146/annurev.fluid.36.050802.122124.
30. Quere D. Wetting and roughness // Annu. Rev. Mater. Res. – 2008. – Vol. 38. – P. 71–99.
31. Whitesides G. M. The origins and the future of microfluidics // Nature. – 2006. – Vol. 442. – P. 368–373. – DOI: 10.1038/nature05058.
32. Belyaev A. V., Vinogradova O. I. Effective slip in pressure-driven flow past superhydrophobic stripes // J. Fluid Mech. – 2010. – Vol. 652. – P. 489–499. – DOI: 10.1017/S0022112010000741.
33. Ландау Л. Д., Лифшиц Е. М. Гидродинамика. – 6-е изд. – Москва : Физматлит, 2006. – 736 с.
34. Педлоски Дж. Геофизическая гидродинамика : в 2 т. – М. : Мир, 1984.
35. Vinogradova O. I. Drainage of a thin liquid film confined between hydrophobic surfaces // Langmuir. – 1995. – Vol. 11, iss. 6. – P. 2213–2220. – DOI: 10.1021/la00006a059.
36. Mehdizadeh A., Oberlack M. Analytical and numerical investigations of laminar and turbulent Poiseuille–Ekman flow at different rotation rates // Physics of Fluids. – Vol. 22, no. 10. – P. 105104. – DOI: 10.1063/1.3488039.
37. Кортаев Г. К., Михайлова Э. Н., Шапиро Н. Б. Теория экваториальных противотечений в Мировом океане. – Киев : Наук. думка, 1986. – 208 с.