
Diagnostics, Resource and Mechanics
of materials and structures

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)
Sergey G. Psakhye (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)
Alexander A. Bogatov (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. Kononov (Ekaterinburg)
Vladimir N. Kostin (Ekaterinburg)
Aleksey V. Makarov (Ekaterinburg)
Radik R. Mulyukov (Ufa)
Vitaly V. Muravyov (Izhevsk)
Aleksandr P. Nichipuruk (Ekaterinburg)
Oleg A. Plekhov (Perm)
Anna M. Povolotskaya (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)
Псахье Сергей Григорьевич, член-корр. РАН, д.ф.-м.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)
Богатов Александр Александрович, 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)
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)
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

| | |
|---|----|
| Starostin N. P., Ammosova O. A. Estimated determination of heat-affected zones for welding of polyethylene pipes at low temperatures..... | 6 |
| Semenov A. A. Analysis of the strength of shell structures, made from modern materials, according to various strength criteria..... | 16 |
| Rogozhin M. V., Rogalin V. E., Krymsky M. I., Kaplunov I. A. On the possibility of increasing the service life of high-power laser optics through the use of polycrystalline diamond windows with a central monocrystalline area | 34 |
| Starostin N. P., Vasilieva M. A. Substantiation of technological operations of welding a saddle branch to polyethylene pipes at temperatures below available | 41 |
| Gerasimov A. I., Danzanova E. V., Botvin G. V. Determination of the fracture toughness limit of polypropylene pipes | 50 |

СОДЕРЖАНИЕ

| | |
|--|----|
| Старостин Н. П., Аммосова О. А. Расчетное определение границ зон термического влияния при сварке полиэтиленовых труб в условиях низких температур | 6 |
| Семенов А. А. Анализ прочности оболочечных конструкций из современных материалов в соответствии с различными критериями прочности | 16 |
| Рогожин М. В., Роголин В. Е., Крымский М. И., Каплунов И. А. О возможности повышения ресурса оптики высокомоощных лазеров за счет использования поликристаллических алмазных окон с центральной монокристаллической областью..... | 34 |
| Старостин Н. П., Васильева М. А. Обоснование технологических операций приварки седловых отводов к полиэтиленовым трубам при температурах ниже допустимых..... | 41 |
| Герасимов А. И., Данзанова Е. В., Ботвин Г. В. Определение предела трещиностойкости полипропиленовых труб | 50 |

Received: 04.12.2017

Revised: 29.12.2017

Accepted: 26.01.2018

DOI: 10.17804/2410-9908.2018.1.006-015

ESTIMATED DETERMINATION OF HEAT-AFFECTED ZONES FOR WELDING OF POLYETHYLENE PIPES AT LOW TEMPERATURES

N. P. Starostin^{a)}, O. A. Ammosova^{b)*}

*Institute of Oil and Gas Problems, Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences,
1 Oktyabrskaya St., Yakutsk, 677891, Russian Federation*

a)  <https://orcid.org/0000-0002-5686-1817>; b)  <https://orcid.org/0000-0003-3551-0417>  ammosova_o@mail.ru

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

Address for correspondence: 677007, Yakutsk, ul. Avtodorozhnaya, 20, Russian Federation

Tel.: +7(4112) 35 72 93

The boundaries of heat-affected zones (HAZ) are determined by mathematical modeling of the thermal process of butt welding of polyethylene pipes for gas pipelines. When choosing the process conditions for welding of polyethylene pipes, as well as when investigating the quality of the welded joint, determination of the boundary of the heat-affected zone is of great importance, since structural changes of the welded materials occur in this zone. The mathematical model used takes into account the heat of the phase transition in the temperature range, as well as the thermal effect of burr formed during upsetting. The adequacy of the proposed mathematical model is shown by comparing the experimental and calculated temperature data. The temperature was recorded using a multichannel temperature programmer with a Thermodat-17E3 graphical display. The problem was solved numerically by the finite difference method. The developed algorithms are implemented as a set of programs in the Delphi environment. Numerical simulation was carried out for a 63×5.8 PE 100 GAZ SDR11 pipe. The admissible area of heat-affected zones is defined. It is formed at admissible air temperatures. The computational experiments have shown the possibility of controlling the temperature regime for welding under conditions of low ambient temperatures and providing the same temperature field variation in the HAZ as at permissible air temperatures. The time of its formation is fixed. By preheating the ends of a welded pipe and using a thermal enclosure weld during cooling at low temperatures, the desired location of the HAZ boundary is achieved.

Keywords: butt welding of polyethylene pipes, gas pipelines, mathematical modeling of thermal process, heat-affected zones, thermal enclosure.

References

1. Kuliczowska E., Gierczak M. Buckling failure numerical analysis of HDPE pipes used for the trenchless rehabilitation of a reinforced concrete sewer. *Engineering Failure Analysis*, 2013, no. 32, pp. 106–112. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2013.03.007
2. Luo X., Lu S., Shi J., Li X., Zheng J. Numerical simulation of strength failure of buried polyethylene pipe under foundation settlement. *Engineering Failure Analysis*, 2015, no. 48, pp. 144–152. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2014.11.014
3. Gould S.J.F., Davis P., Beale D.J., Marlow D.R. Failure analysis of a PVC sewer pipeline by fractography and materials characterization. *Engineering Failure Analysis*, 2013, no. 34, pp. 41–50. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2013.07.009
4. Borovsky B.I., Kunsy M.O. Optimization of gas supply systems in residential city districts. *Stroitelstvo i Tekhnogennaya Bezopasnost*, 2014, no. 50, pp. 29–33. (In Russian).

5. Petrishin A. K voprosu ispolzovaniya polietilena v truboprovodakh. In: Materialy mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii “*Nauka segodnya: zadachi i puti ikh resheniya*”, Russia, Vologda, 31 May, 2017 [Science Today: Problems and Ways of Solving Them: Proceedings of the International Scientific and Practical Conference]. Tyumen, Marker LLC Publ., 2017, pp. 31–32. ISBN: 978–5–906850–51–5. (In Russian).
6. Lee B.Y., Kim Y.K., Hwnag W.G., Kim J.S., Lee S.Y. Improvement of butt-welding characteristics of double wall polyethylene pipes. *Metals and Materials International*, 2012, vol. 18, no. 5, pp. 851–856. DOI: 10.1007/s12540-012-5016-5
7. Panaskar N., Terkar R. Study of joining different types of polymers by friction stir welding. In: Mandal D.K., Syan C.S., eds. *CAD/CAM, Robotics and Factories of the Future*, Ser. Lecture Notes in Mechanical Engineering, Springer, New Delhi, 2016, pp. 731–739. DOI: 10.1007/978-81-322-2740-3_70
8. *SP 40–102–2000. Svod pravil po proektirovaniyu i stroitelstvu*. Proektirovanie i montazh truboprovodov system vodosnabzheniya i kanalizatsii iz polimernykh materialov. Obshchie trebovaniya [Design and Assembly of Polymer Pipelines for Water-Supply and Sewage Systems. General Requirements: Handbook of Instructions]. (In Russian).
9. Starostin N.P., Ammosova O.A. Simulation of the Thermal Process of Butt Welding of Polyethylene Pipes at Low Temperatures. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2016, vol. 89, iss. 3, pp. 714–720. DOI: 10.1007/s10891-016-1430-8
10. Rodionov A.K., Babenko F.I., Kovalenko N.A. Crack resistance of welded butt joints in polyethylene pipes. *Materialy. Tekhnologii. Instrumenty*, 2003, vol. 8, no. 3, pp. 19–20. (In Russian).
11. Lai H.S., Tun N.N., Kil S.H., Yoon K.B. Effect of defects on the burst failure of butt fusion welded polyethylene pipes. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2016, vol. 30, no. 5, pp. 1973–1981. DOI: 10.1007/s12206-016-0403-3
12. Tariq F., Naz N., Khan M.A., Baloch R.A. Failure analysis of high density polyethylene butt weld joint. *Journal of Failure Analysis and Prevention*, 2012, vol. 12, no. 2, pp. 168–180. DOI: 10.1007/s11668-011-9536-y
13. Zakar F., Budinski M. Fracture of a saddle fusion (weld) joint in high density polyethylene (HDPE) pipe. *Engineering Failure Analysis*, 2017, vol. 82 pp. 481–492. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2017.03.009
14. Avdonin N.A. *Matematicheskoe opisaniye protsessov kristallizatsii* [Mathematical Description of Crystallization Processes]. Riga, Zinatne Publ., 1980, 180 p. (In Russian).
15. Vabishchevich P.N. *Chislennyye metody resheniya zadach so svobodnoy granitsey* [Numerical Methods for Solving Problems with a Free Boundary]. Moscow, MGU Publ., 1987, 164 p. (In Russian).
16. Babichev A.P., Babushkina N.A., Bratkovsky A.M., etc. *Fizicheskie velichiny: spravochnik* [Physical Quantities: Reference Book, I.S. Grigoriev, E.Z. Meylikhov, eds.]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1991, 1232 p. (In Russian).

Подана в журнал: 04.12.2017
УДК 621.791.461
DOI: 10.17804/2410-9908.2018.1.006-015

РАСЧЕТНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГРАНИЦ ЗОН ТЕРМИЧЕСКОГО ВЛИЯНИЯ ПРИ СВАРКЕ ПОЛИЭТИЛЕНОВЫХ ТРУБ В УСЛОВИЯХ НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУР

Н. П. Старостин^{а)}, О. А. Аммосова^{б)*}

*ФГБУН Институт проблем нефти и газа СО РАН,
ул. Октябрьская, 1, Якутск, Российская Федерация*

^{а)}  <https://orcid.org/0000-0002-5686-1817>; ^{б)}  <https://orcid.org/0000-0003-3551-0417>  ammosova_o@mail.ru

*Ответственный автор. Электронная почта: ammosova_o@mail.ru
Адрес для переписки: 677007, г. Якутск, ул. Автоторожная, 20, Российская Федерация
Тел.: +7 (4112) 35–72–93

На основе математического моделирования теплового процесса при сварке полиэтиленовых труб встык для газопроводов определяют границы зон термического влияния (ЗТВ). При выборе технологических режимов сварки полиэтиленовых труб, а также при исследовании качества сварного соединения большую роль имеет определение границы зоны термического влияния, поскольку в ней происходят структурные изменения свариваемых материалов. Используемая математическая модель учитывает теплоту фазового перехода в интервале температур, а также тепловое влияние образующегося при осадке грата. Показана адекватность предлагаемой математической модели путем сопоставления экспериментальных и расчетных температурных данных. Регистрация температур производилась с помощью многоканального программного регулятора температуры с графическим дисплеем ТЕРМОДАТ–17ЕЗ. Поставленная задача решалась численно методом конечных разностей. Разработанные алгоритмы реализованы в виде комплекса программ в среде «Delphi». Численное моделирование проводилось для трубы марки ПЭ 100 ГАЗ SDR11 63×5,8. Определяется допустимая область ЗТВ, сформированная при допустимых температурах воздуха, и время ее формирования. Вычислительными экспериментами показана возможность регулирования температурным режимом при сварке в условиях низких температур окружающего воздуха и обеспечения в зоне термического влияния такого же изменения температурного поля, что и при допустимых температурах воздуха. Проведение сварки полиэтиленовых труб с предварительным подогревом и выравниванием температуры, а также проведение этапа осадки свариваемых труб в теплоизоляционной камере с расчетными размерами, приводят к допустимому темпу охлаждения и формированию границы ЗТВ в пределах допустимой области.

Ключевые слова: сварка полиэтиленовых труб встык, газопровод, моделирование теплового процесса, зона термического влияние, теплоизоляционная камера.

1. Введение

Полиэтиленовые трубы наиболее часто используются для распределительных систем газоснабжения и в других объектах [1–3]. Это связано с главными преимуществами этих труб (прочность, гибкость и химическая инертность) по сравнению с металлическими материалами, такими как, например, стали [4, 5]. Существуют различные способы соединения полиэтиленовых труб: стыковая, раструбная, электромуфтовая, сварка вибрацией и трением [6, 7].

При этом с ростом протяженности газопроводов из полиэтиленовых труб крайне важным становится решение проблемы их оперативного ремонта при аварийных ситуациях, особенно в зимний период в северных регионах России. Действующие нормативные документы позволяют проводить сварочные работы при монтаже и ремонте при температуре атмосферного воздуха не ниже $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$ [8]. Назовем интервал температур от -15 до $+40$ допустимым диапазоном. При более низких температурах воздуха сварочные работы рекомендуется проводить в легких отопляемых конструкциях с поддержанием температуры из допустимого диапазона. Между тем, такая сварка обусловлена большими энергетическими, непроизводительными затратами и длительной подготовкой, что неприемлемо в аварийных ситуациях.

Исследование теплового процесса сварки полиэтиленовых труб встык для газопроводов при температурах воздуха ниже нормативных приведено в работе [9]. Вычислительными экспериментами показана возможность регулирования температурным режимом при сварке в условиях низких температурах окружающего воздуха и обеспечения в зоне термического влияния такого же изменения температурного поля, что и при допустимых температурах воздуха. Это возможно при проведении предварительного подогрева свариваемых торцов труб, выравнивания температуры, которые предшествуют этапу нагрева (оплавления), как при допустимых температурах воздуха и охлаждении сварного соединения в теплоизоляционной камере. Продолжительности предварительного подогрева, выравнивания и размеры камеры определяются расчетным путем.

2. Постановка задачи и методы решения

При выборе технологических режимов сварки полиэтиленовых труб, а также при исследовании качества сварного соединения большую роль имеет определение границы зоны термического влияния (ЗТВ), в которой происходят структурные изменения свариваемых материалов. Обычно ЗТВ определяется экспериментально путем исследования структурных показателей. Принимая часто используемое предположение о том, что структурные изменения происходят при температурах выше температуры размягчения материала [10], теоретически определяются границы зон термического влияния при различных режимах сварки. Несоблюдение технологии сварки и отсутствие достаточного технического обслуживания приводят к возникновению дефектов в зоне сварного соединения [11–13].

Поскольку в полиэтилене не существует четко выраженной границы фазового перехода (фазовый переход происходит в интервале температур), то в математической модели необходимо учитывать промежуточную фазу между твердым и жидким веществом, в которой вещество находится как в твердом, так и в жидком состоянии [14]. Границы промежуточной фазы определяются температурами солидуса T_S и ликвидуса T_L .

Температурное поле в стенке трубы в этом случае определяется из уравнения теплопроводности с эффективным коэффициентом теплоемкости [14, 15]:

$$\tilde{C}(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \chi(T) \frac{\partial T}{\partial r}) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right); \quad (1)$$

$$0 < t \leq t_m; \quad 0 < r < r_T; \quad 0 < z < l,$$

где $T(r, z, t)$ – температура в момент времени t ; $C(T)$ – удельная теплоемкость; t_m – время расчета; r, z – цилиндрические координаты; Γ – свободная поверхность грата и части трубы. $\Psi(T)$ – объемная доля твердой фазы; $\rho(T)$ – удельная плотность. Индекс $i = 1$ для твердой фазы материала трубы; $i = 2$ для жидкой фазы материала трубы.

Эффективный коэффициент теплоемкости вычислим по формуле:

$$\tilde{C}(T) = \begin{cases} C_1, & T \leq T_s \\ 0,5(C_1 + C_2) + \rho \frac{q(T)}{\Delta}, & T_s < T < T_L \\ C_2, & T \geq T_L \end{cases} \quad (2)$$

где $q(T)$ – зависимость теплового потока от температуры, регистрируемая дифференциальным сканирующим калориметром, отнесенная к единице массы вещества; $\Delta = \frac{(T_L - T_s)}{(t_2 - t_1)}$ – скорость нагрева, варьируемая в ДСК; t_1, t_2 – время начала и окончания фазового перехода.

На одном торце задается температура нагретого инструмента:

$$T(r, 0, t) = T_H \quad (3)$$

Учитывая низкую теплопроводность полиэтилена, примем, что на некотором удалении $z = l$ от зоны сварки температура трубы не изменяется на протяжении всего времени протекания процесса. Таким образом, на другом торце трубы задается условие:

$$T(r, l, t) = T_{окр} \quad (4)$$

На внешней и внутренней поверхностях трубы происходит конвективный теплообмен с окружающей средой:

$$\lambda_i \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{\Gamma} = -\alpha (T|_{\Gamma} - T_{окр}) \quad (5)$$

Математически задача сводится к отысканию наиболее удаленной от стыка кривой, в каждой точке которой достигается максимальная температура, равная температуре размягчения материала 80 °С. Поскольку температура в стенке трубы в данном случае представляет функцию трех переменных – радиуса, длины и времени, искомая кривая определяется следующим образом.

Для каждого фиксированного значения радиуса определяется изолиния температуры размягчения, на которой определяется максимальное значение переменной по длине трубы и соответствующее значение времени. Таким образом, пространственная кривая находится в координатах: расстояние от стыка (z), радиус (r) и время (t). Граница ЗТВ определяется как проекция этой кривой на плоскость zOr , т. е. граница не зависит от времени, при которой достигнута температура размягчения. Тем не менее, построив проекции найденной кривой на плоскости zOt и rOt , можно получить данные о времени формирования границы ЗТВ.

Численное моделирование проводилось для трубы ПЭ 100 ГАЗ SDR11 63×5,8. Расчеты проводились при следующих данных: внутренний радиус $r_1 = 0,0257$; наружный радиус $r_2 = 0,0315$ м; $\lambda_1 = 0,38$; $\lambda_2 = 0,29$ Вт/(кг·°С); $\rho_1 = 954$; $\rho_2 = 700$ кг/м³; $c_1 = 1900$; $c_2 = 1900$ Дж/(кг·°С) [16]. Длина подогреваемой области нагревательного инструмента равнялась 3 см. Температура окружающего воздуха 20, минус 15 и минус 40 °С. Шаги по r и z неравномерные, сетка 62×200, шаг по времени $\tau = 1$ с.

Задача определения нестационарного температурного поля в сварном соединении с учетом фазового перехода в интервале температур решалась численно методом конечных разностей.

Алгоритм сквозного счета строился с использованием чисто неявных схем. Коэффициент теплопроводности в интервале фазового перехода аппроксимировали линейно. Полу-

чающиеся при этом нелинейные трехточечные уравнения решались методом итераций, решения на каждой итерации находились методом прогонки. Разработанные алгоритмы реализованы в виде комплекса программ в среде «Delphi».

3. Адекватность модели

Для подтверждения адекватности математической модели реальному тепловому процессу произведена сварка труб SDR11 63×5,8 при температурах ОВ ниже нормативных, в ходе которой измерялись температуры в различных точках. Регистрация температур производилась медь-константановыми термопарами Ø0,1 мм с помощью многоканального программного регулятора температуры с графическим дисплеем ТЕРМОДАТ–17ЕЗ. Замеры температуры проводились на этапе охлаждения, на котором принята большая часть основных допущений при моделировании теплового процесса.

На рис. 1 приведены результаты сопоставления расчетных и экспериментальных температур в стенке трубы и в камере при сварке полиэтиленовых труб при температуре воздуха –37 °С. Реальные температуры воздуха в теплоизоляционной камере ниже расчетных. Максимальное отклонение экспериментальных и расчетных зависимостей температуры, составляющее примерно 10 °С, получено в конце рассматриваемого временного интервала. Характер отклонения расчетных и экспериментальных кривых свидетельствует о том, что погрешности расчета температуры воздуха в камере обусловлены недостаточной герметичностью камеры. В начальный период времени расчетные температуры воздуха в камере превышают реальные. Это связано с тем, что в расчетах не учитывается технологическая пауза, составляющая 2–3 с. В то же время эти погрешности также не приводят к высокой погрешности в расчете основного исследуемого параметра – динамики температурного поля в стенке трубы. Результаты сопоставления экспериментальных и расчетных температур показывают адекватность предлагаемой математической модели процесса охлаждения стенки свариваемой трубы с учетом теплового воздействия грата реальному. Таким образом, предлагаемая модель достаточно эффективно может быть использована для регулирования процесса охлаждения.

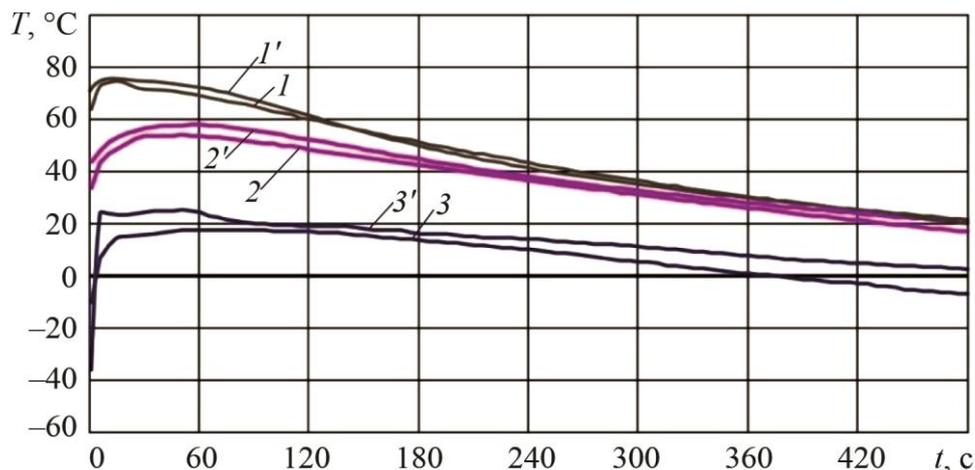


Рис. 1. Зависимости температур по времени в стенке трубы и в камере в следующих точках:
1, 1' – (0,0283; 0,001); 2, 2' – (0,0299; 0,003); 3, 3' – температура в камере;
(1–3) – экспериментальные; (1'–3') – расчетные

4. Результаты и обсуждение

При минимально и максимально допустимых температурах воздуха рассчитаны границы ЗТВ, ограничивающие область допустимого местоположения границы (рис. 2 и 3). При этом определено минимальное время ее формирования, которое составляет 30 с после начала этапа осадки, которое назовем допустимым.

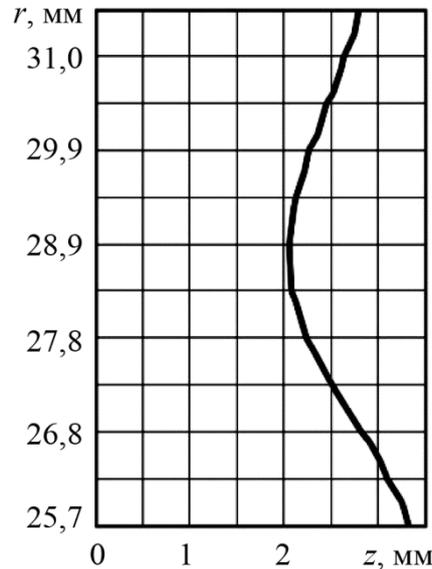


Рис. 2. Зона термического влияния при температуре ОВ 20 °С, период формирования ЗТВ 70 с

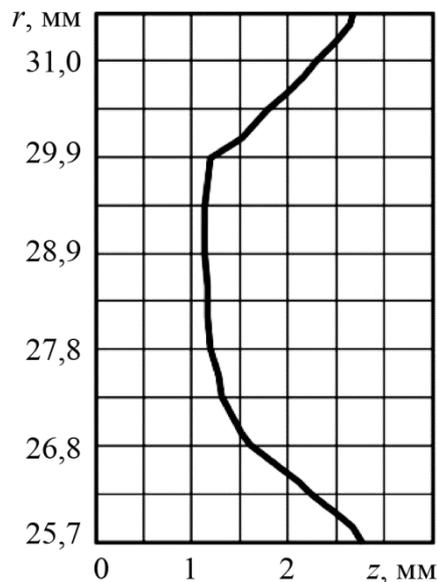


Рис. 3. Зона термического влияния при температуре ОВ –15 °С, время формирования ЗТВ 30 с

Определена граница зоны термического влияния, сформированная после нагрева с продолжительностью согласно нормативным документам при температуре воздуха –40 °С (рис. 4). При температурах среды ниже нормативных нагрев торцов с продолжительностью, рекомендуемой при минимальной допустимой температуре воздуха, приводит к формированию границы ЗТВ за пределами допустимой области местоположения (рис. 4), при этом пе-

риод времени ее формирования значительно сокращается. Такое быстрое формирование ЗТВ может оказать влияние на прочность сварного соединения.

Исследования показывают, что при обеспечении одинакового местоположения границы проплавления при низких температурах окружающего воздуха (ОВ) и охлаждении сварного соединения в теплоизоляционной камере и без нее границы зон термического влияния отличаются незначительно (рис. 5 и 6).

Это свидетельствует о том, что местоположение границы зоны термического влияния в этом случае мало зависит от температуры ОВ. Существенно отличаются периоды времени формирования зон термического влияния, что подтверждает различие темпов охлаждения. Например, время формирования ЗТВ при охлаждении без теплоизоляционной камеры составляет 15 с, что в два раза превышает необходимый темп формирования. В то же время, формирование границы ЗТВ при температуре ОВ $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ с применением теплоизоляционной камеры на этапе осадки происходит за 50 с.

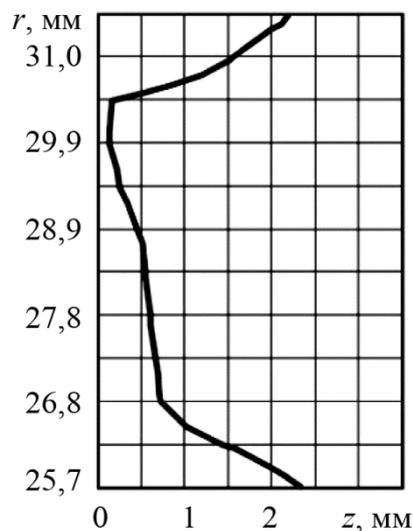


Рис. 4. ЗТВ при сварке ПЭ труб при температуре ОВ $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$, период формирования ЗТВ 5 с

Следовательно, отличаться будут также и структуры, и длительные прочностные материалы сварного соединения. А это в свою очередь влияет на качество сварного соединения. Поэтому на основании полученных результатов можно предположить, что качество сварного соединения зависит не только от обеспечения необходимой глубины проплавления при нагреве и скорости охлаждения сварного соединения, но и от местоположения границы зоны термического влияния и периода времени ее формирования.

Определение местоположения зоны термического влияния и минимального времени ее формирования при допустимых температурах ОВ позволяет предположить, что соблюдением границы ЗТВ и периода ее формирования при сварке ПЭ труб при температурах ОВ ниже нормативных обеспечивается требуемая прочность сварных соединений.

Проведение сварки полиэтиленовых труб с предварительным подогревом и выравниванием температуры, предложенной в работе, и охлаждение сварного соединения в теплоизоляционной камере с размерами, рассчитанными по методике [9], приводят к допустимому темпу охлаждения и формированию границы ЗТВ в пределах допустимой области.

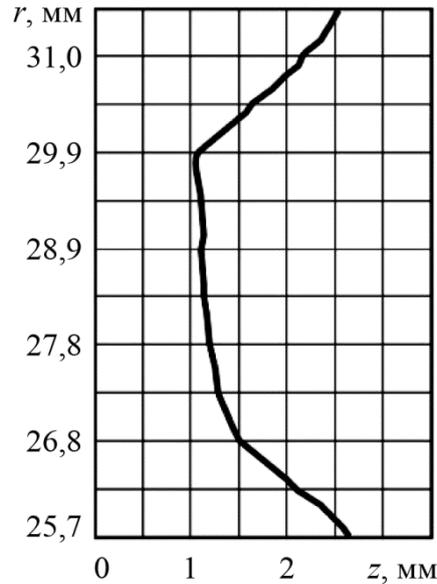


Рис. 5. ЗТВ при сварке ПЭ труб при температуре ОВ $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$, продолжительность нагрева 96 с. Охлаждение без камеры. Период формирования ЗТВ 15 с

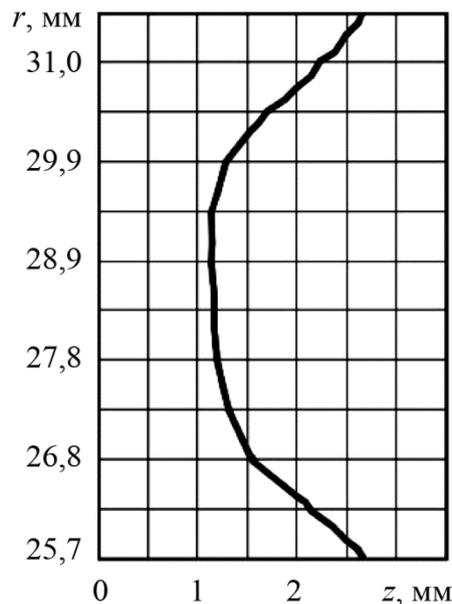


Рис. 6. ЗТВ при сварке ПЭ труб при температуре ОВ $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$, продолжительность нагрева 96 с. Охлаждение в теплоизоляционной камере. Период формирования ЗТВ 50 с

5. Заключение

Расчетами найдены допустимая граница местоположения зоны термического влияния, сформированная при допустимых температурах воздуха, и время ее формирования. Расчетами показана возможность обеспечения допустимой скорости охлаждения сварного соединения и формирования ЗТВ в требуемых пределах при температурах ОВ ниже нормативных с использованием теплоизоляционной камеры на этапе осадки полиэтиленовых труб.

Литература

1. Kuliczowska E., Gierczak M. Buckling failure numerical analysis of HDPE pipes used for the trenchless rehabilitation of a reinforced concrete sewer. *Engineering Failure Analysis*. – 2013. – No. 32. – P. 106–112. – DOI: 10.1016/j.engfailanal.2013.03.007
2. Numerical simulation of strength failure of buried polyethylene pipe under foundation settlement / X. Luo, S. Lu, J. Shi, X. Li, J. Zheng // *Engineering Failure Analysis*. – 2015. – No. 48. – P. 144–152. – DOI: 10.1016/j.engfailanal.2014.11.014
3. Failure analysis of a PVC sewer pipeline by fractography and materials characterization / S. J. F. Gould, P. Davis, D. J. Beale, D. R. Marlow // *Engineering Failure Analysis*. – 2013. – No. 34. – P. 41–50. – DOI: 10.1016/j.engfailanal.2013.07.009
4. Боровский Б. И., Кунский М. О. Оптимизация систем газоснабжения городских микрорайонов // *Строительство и техногенная безопасность*. – 2014. – № 50. – С. 29–33.
5. Петришин А. К вопросу использования полиэтилена в трубопроводах // *Наука сегодня: задачи и пути их решения : материалы научно-практической конференции*, Вологда, 31 мая 2017 г. : сб. науч. тр. – Тюмень : ООО «Маркер», 2017. – С. 31–32. – ISBN: 978–5–906850–51–5.
6. Improvement of butt-welding characteristics of double wall polyethylene pipes / B. Y. Lee, Y. K. Kim, W. G. Hwnag, J. S. Kim, S. Y. Lee // *Metals and Materials International*. – Vol. 18, no. 5. – P. 851–856. – DOI: 10.1007/s12540-012-5016-5
7. Panaskar N., Terkar R. Study of joining different types of polymers by friction stir welding // *CAD/CAM, Robotics and Factories of the Future. Ser. Lecture Notes in Mechanical Engineering* / ed. by D. K. Mandal, C. S. Syan. – Springer, New Delhi, 2016. – P. 731–739. – DOI: 10.1007/978-81-322-2740-3_70
8. СП 40–102–2000. Свод правил по проектированию и строительству. Проектирование и монтаж трубопроводов систем водоснабжения и канализации из полимерных материалов. Общие требования.
9. Starostin N. P., Ammosova O. A. Simulation of the Thermal Process of Butt Welding of Polyethylene Pipes at Low Temperatures // *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*. – 2016. – Vol. 89, iss. 3. – P. 714–720. – DOI: 10.1007/s10891-016-1430-8
10. Родионов А. К., Бабенко Ф. И., Коваленко Н. А. Трещиностойкость сварных стыковых соединений полиэтиленовых труб // *Материалы. Технологии. Инструменты*. – 2003. – Т. 8, № 3. – С. 19–20.
11. Effect of defects on the burst failure of butt fusion welded polyethylene pipes / H. S. Lai, N. N. Tun, S. H. Kil, K. B. Yoon // *Journal of Mechanical Science and Technology*. – 2016. – Vol. 30, no. 5. – P. 1973–1981. – DOI: 10.1007/s12206-016-0403-3
12. Failure analysis of high density polyethylene butt weld joint / F. Tariq, N. Naz, M. A. Khan, R. A. Baloch // *Journal of Failure Analysis and Prevention*. – 2012. – Vol. 12, no. 2. – P. 168–180. – DOI: 10.1007/s11668-011-9536-y
13. Zakar F., Budinski M. Fracture of a saddle fusion (weld) joint in high density polyethylene (HDPE) pipe // *Engineering Failure Analysis*. – 2017. – Vol. 82. – P. 481–492. – DOI: 10.1016/j.engfailanal.2017.03.009
14. Авдонин Н. А. Математическое описание процессов кристаллизации. – Рига : Зинатне, 1980. – 180 с.
15. Вабищевич П. Н. Численные методы решения задач со свободной границей. – Москва : Изд-во МГУ, 1987. – 164 с.
16. Физические величины : справочник / А. П. Бабичев, Н. А. Бабушкина, А. М. Братковский и др. / под ред. И. С. Григорьева, Е. З. Мейлихова. – М. : Энергоатомиздат, 1991. – 1232 с.

Received: 09.01.2018**Revised:** 26.01.2018**Accepted:** 16.02.2018**DOI:** 10.17804/2410-9908.2018.1.016-033

ANALYSIS OF THE STRENGTH OF SHELL STRUCTURES, MADE FROM MODERN MATERIALS, ACCORDING TO VARIOUS STRENGTH CRITERIA

A. A. Semenov

*Saint-Petersburg State University of Architecture and Civil Engineering,
4, 2-ya Krasnoarmeyskaya st., Saint-Petersburg, 190005, Russian Federation*✉ sw.semenov@gmail.com;  <https://orcid.org/0000-0001-9490-7364>Corresponding author. E-mail: sw.semenov@gmail.com

Address for correspondence: ul. 2-ya Krasnoarmeyskaya, 4, 190005, Saint-Petersburg, Russian Federation

The paper analyzes the possibility of applying five different strength criteria (maximum stress criterion, Mises-Hill, Pisarenko-Lebedev, Fisher, Goldenblat-Kopnov) to calculating the strength of orthotropic shell structures. We consider shallow shells of double curvature, square in plan, panels of cylindrical and conical shells. A geometrically nonlinear mathematical model of their deformation, taking into account transverse shearing, is used. For calculations, the characteristics of modern orthotropic materials are used, such as fiberglass and CFRP. An increase in the areas of the failure of strength conditions with increasing load is shown.

Keywords: strength, strength criterion, theory of strength, shell, CFRP.

Funding

The study was supported by the RF Ministry of Education and Science within the framework of the state order, project No. 9.5605.2017/8.9.

References

1. Goldenblat I.I., Kopnov V.A. Strength criterion for anisotropic materials. *Izv. AN SSSR. Mekhanika*, 1965, no. 6, pp. 77–83. (In Russian).
2. Bazhanov V.L., Goldenblat I.I., Kopnov V.A., Pospelov A.D., Sinyukov A.M. *Plastinki i Obolochki iz Stekloplastikov* [Fiberglass Plates and Shells]. M, Vysshaya Shkola Publ., 1970, 408 p. (In Russian).
3. Kopnov V.A., Belov G.P. Evaluating the strength of composite materials and other media with different types of anisotropy. *Izvestiya RAN. MTT*, 2014, no. 2 (32), pp. 73–80. (In Russian).
4. Giginjak F.F., Kovalchuk B.I., Lamashevsky V.P., Lebedev A.A. Handbook of Mechanical Properties of Structural Materials at a Complex Stress State. Begell House Inc. Publ., 2001, 504 p.
5. Pisarenko G.S., Lebedev A.A. Deformation and strength of materials at a complex stress state. *Prikladnaya Mekhanika*, 1968, no. 4, iss. 3, pp. 45–50. (In Russian).
6. Fisher L. How to predict structural behavior of R.P. Laminates. *Modern Plastics*, 1960, no. 6
7. Zakharov K.V. Strength criterion for layered masses. *Plasticheskie Massy*, 1961, no. 8. (In Russian).
8. Malmeyster A.K. Geometry of strength theories. *Mekhanika Polimerov*, 1966, no. 4. (In Russian).
9. Alikin V.N., Litvin I.E., Sesyunin S.G., Sokolovsky M.I., Ushin N.V. *Kriterii Prochnosti i Nadezhnost Konstruktsiy*, pod red. chl.-kor. RAN M.I. Sokolovskogo [Criteria for the Strength and Reliability of Structures, M.I. Sokolovskiy, cor. memb. RAS, ed.]. Moscow, Nedra-Biznestsentr Publ., 2005, 164 p. (In Russian).

10. Aliev M.M., Shafieva S.V., Karimova N.G. Criteria for the strength and fracture of various materials with due regard for the effect of comprehensive pressure. *Vestnik CHGPU im. I.Ya. Yakovleva. Ser. Mekhanika predelnogo sostoyaniya*, 2012, no. 3 (13), pp. 64–71. (In Russian).
11. Aliev M.M., Bayburova M.M. Anisotropic materials short-time strength criteria and their application to limit state problems. *Vestnik SamGU – Estestvennonauchnaya seriya*, 2007, no. 6 (56), pp. 22–29. (In Russian).
12. Bendyukov V.V., Osyayev O.G. Strength criteria for anisotropic composite materials. *Nauchnyy vestnik MGTU GA*, 2011, no. 163, pp. 151–156. (In Russian).
13. Makovenko S.Ya. The Comparative Analysis of two Criteria of Anisotropic Material Strength. *Stroitel'naya Mekhanika Inzhenernykh Konstruktsiy i Sooruzheniy*, 2005, no. 1, pp. 65–70. (In Russian).
14. Nekliudova E.A., Semenov A.S., Melnikov B.E., Semenov S.G. Experimental research and finite element analysis of elastic and strength properties of fiberglass composite material. *Magazine of Civil Engineering*, 2014, no. 3, pp. 25–39. DOI: 10.5862/MCE.47.3
15. Polilov A.N., Tatus N.A. Experimental substantiation of strength criteria for FRP showing directional type of fracture. *Vestnik PNIPU, Mekhanika*, 2012, no. 2, pp. 140–166. (In Russian).
16. Grebenyuk S.N., Melashchenko O.P. The use of various criteria for calculating the strength of fibrous composites. *Zbirnyk Naukovykh Prats Kharkivskogo Universitetu Povitryanykh Sil*, 2012, no. 3(32), pp. 134–136. (In Russian).
17. Galicki J., Czech M. A new approach to formulate the general strength theories for anisotropic discontinuous materials. Part A: The experimental base for a new approach to formulate the general strength theories for anisotropic materials on the basis of wood. *Applied Mathematical Modelling*, 2013, vol. 37, no. 3, pp. 815–827. DOI: 10.1016/j.apm.2012.03.004
18. Niu J., Liu G., Tian J., Zhang Y., Meng L. Comparison of yield strength theories with experimental results. *Engineering Mechanics*, 2014, vol. 31, no. 1, pp. 181–187. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2012.09.0622
19. Liu G. A novel limiting strain energy strength theory. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2009, vol. 19, no. 6, pp. 1651–1662. DOI: 10.1016/S1003-6326(09)60084-4
20. Zhang S., Song B., Wang X., Zhao D., Chen X. Deduction of geometrical approximation yield criterion and its application. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2014, vol. 28, no. 6, pp. 2263–2271. DOI: 10.1007/s12206-014-0515-6
21. Zhu X.-K., Leis B.N. Average shear stress yield criterion and its application to plastic collapse analysis of pipelines. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2006, vol. 83, no. 9, pp. 663–671. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2006.06.001
22. Kalnins A., Updike D.P. Limit Pressures of Cylindrical and Spherical Shells. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 2001, vol. 123, no. 3, pp. 288–292. DOI: 10.1115/1.1367273
23. Zezin Y.P. Experimental investigation of the strength properties of particulate polymeric composites, 2016, vol. 1785, pp. 030036. DOI: 10.1063/1.4967057
24. Yan L., Junhai Z., Ergang X., Xueye C. Research on burst pressure for thin-walled elbow and spherical shell made of strength differential materials. *Materials Research Innovations*, 2015, vol. 19, no. 5, pp. 80–87. DOI: 10.1179/1432891715Z.0000000001340
25. Shroff S., Kassapoglou C. Progressive failure modelling of impacted composite panels under compression. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2015, vol. 34, no. 19, pp. 1603–1614. DOI: 10.1177/0731684415592485
26. Sengupta J., Ghosh A., Chakravorty D. Progressive Failure Analysis of Laminated Composite Cylindrical Shell Roofs. *Journal of Failure Analysis and Prevention*, 2015, vol. 15, no. 3, pp. 390–400. DOI: 10.1007/s11668-015-9951-6
27. Shokrieh M.M., Karamnejad A. Investigation of Strain Rate Effects on the Dynamic Response of a Glass/Epoxy Composite Plate under Blast Loading by Using the Finite-Difference

- Method. *Mechanics of Composite Materials*, 2014, vol. 50, no. 3, pp. 295–310. DOI: 10.1007/s11029-014-9415-1
28. Günel M., Kayran A. Non-linear progressive failure analysis of open-hole composite laminates under combined loading. *Journal of Sandwich Structures & Materials*, 2013, vol. 15, no. 3, pp. 309–339. DOI: 10.1177/1099636213483651
29. Van der Meer F.P., Sluys L.J., Hallett S.R., Wisnom M.R. Computational modeling of complex failure mechanisms in laminates. *Journal of Composite Materials*, 2012, vol. 46, no. 5, pp. 603–623. DOI: 10.1177/0021998311410473
30. Pietropaoli E. Progressive Failure Analysis of Composite Structures Using a Constitutive Material Model (USERMAT) Developed and Implemented in ANSYS ©. *Applied Composite Materials*, 2012, vol. 19, no. 3–4, pp. 657–668. DOI: 10.1007/s10443-011-9220-0
31. Garnich M.R., Akula V.M. Review of Degradation Models for Progressive Failure Analysis of Fiber Reinforced Polymer Composites. *Applied Mechanics Reviews*, 2009, vol. 62, no. 1, pp. 010801. DOI: 10.1115/1.3013822
32. Bleyer J., de Buhan P. A numerical approach to the yield strength of shell structures. *European Journal of Mechanics – A/Solids*, 2016, vol. 59, pp. 178–194. DOI: 10.1016/j.euromechsol.2016.03.002
33. Sun H.-H., Tan P.-L. Background of ABS Buckling Strength Assessment Criteria for Cylindrical Shells in Offshore Structures. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 2008, vol. 130, no. 2, pp. 021012. DOI: 10.1115/1.2913349
34. Mellor P.B. The ultimate strength of thin-walled shells and circular diaphragms subjected to hydrostatic pressure. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1960, vol. 1, nos. 2–3, pp. 216–228. DOI: 10.1016/0020-7403(60)90041-2
35. Noh H.C. Ultimate strength of large scale reinforced concrete thin shell structures. *Thin-Walled Structures*, 2005, vol. 43, no. 9, pp. 1418–1443. DOI: 10.1016/j.tws.2005.04.004
36. Zhang B., Sun Q. The Ultimate Strength of Stiffened Panel with Overall Buckling. *Advanced Materials Research*, 2011, vol. 308–310, pp. 1297–1301. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.308-310.1297
37. Ueda Y., Rashed S.M.H., Paik J.K. Buckling and ultimate strength interaction in plates and stiffened panels under combined inplane biaxial and shearing forces. *Marine Structures*, 1995, vol. 8, no. 1, pp. 1–36. DOI: 10.1016/0951-8339(95)90663-F
38. Abrosimov N.A., Elesin A.V. Numerical analysis of dynamic strength of composite cylindrical shells under multiple-pulse exposures. *PNRPU Mechanics Bulletin*, 2016, no. 4, pp. 7–19. DOI: 10.15593/perm.mech/2016.4.01
39. Karpov V.V., Semenov A.A. Strength criteria for thin orthotropic shells. Part 2: Calculation and analysis. *Vestnik Grazhdanskikh Inzhenerov*, 2015, no. 1 (48), pp. 60–70. (In Russian).
40. Tsvetkov S.V., Kulish G.G. Strength Criteria of Unidirectional Organic Plastic in Three-Axis Stress State. *Vestnik MGTU im. N.E. Bauman. Seriya: Mashinostroe*, 2011, no. SP, pp. 19–28. (In Russian).
41. Yu M.-H. Advances in strength theories for materials under complex stress state the 20th century. *Appl. Mech. Rev.*, 2002, vol. 55, no. 3, pp. 169–218. DOI: 10.1115/1.1472455
42. Yu M.-H., Li J.-C. *Computational plasticity: with emphasis on the application of the unified strength theory*. Hangzhou, Zhejiang Univ. Press, 2012, 529 p.
43. Kolupaev V.A., Yu M.-H., Altenbach H. Visualization of the Unified Strength Theory. *Archive of Applied Mechanics*, 2013, vol. 83, no. 7, pp. 1061–1085. DOI: 10.1007/s00419-013-0735-8
44. Tsvetkov S.V. Strength criteria for transversely isotropic materials of different symmetry classes of structure. *Vestnik MGTU im. N.E. Bauman. Seriya: Mashinostroenie*, 2009, no. 1, pp. 86–99. (In Russian).
45. Karpov V.V., Semenov A.A. Strength criteria for thin orthotropic shells. Part 1: Analysis of the basic strength criteria for isotropic and orthotropic materials. *Vestnik Grazhdanskikh Inzhenerov*, 2014, no. 6 (47), pp. 43–51. (In Russian).

46. Smerdov A.A., Buyanov I.A., Chudnov I.V. Analysis of optimal combinations of requirements to developed CFRP for large space-rocket designs. *Izvestiya Vuzov. Mashinostroenie*, 2012, no. 8, pp. 70–77. (In Russian).
47. Tyshkevich V.N. The choice of strength criteria for pipes made of reinforced plastics. *Izvestiya Volgogradskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta*, 2011, no. 5 (78), pp. 76–79. (In Russian).
48. Karpov V.V., Semenov A.A. Mathematical models and algorithms for studying strength and stability of shell structures. *Journal of Applied and Industrial Mathematics*, 2017, vol. 11, no. 1, pp. 70–81. DOI: 10.1134/S1990478917010082
49. Kuznetsov E.B. Continuation of solutions in multiparameter approximation of curves and surfaces. *Computational Mathematics and Mathematical Physics*, 2012, vol. 52, no. 8, pp. 1149–1162. DOI: 10.1134/S0965542512080076

Подана в журнал: 09.01.2018

УДК 539.3, 539.4

DOI: 10.17804/2410-9908.2018.1.016-033

АНАЛИЗ ПРОЧНОСТИ ОБОЛОЧЕЧНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ СОВРЕМЕННЫХ МАТЕРИАЛОВ В СООТВЕТСТВИИ С РАЗЛИЧНЫМИ КРИТЕРИЯМИ ПРОЧНОСТИ

А. А. Семенов

*Санкт-Петербургский государственный архитектурно-строительный университет,
190005, 2-я Красноармейская ул., 4, Санкт-Петербург, Российская Федерация*

✉ sw.semenov@gmail.com;  <https://orcid.org/0000-0001-9490-7364>

Ответственный автор. Электронная почта: sw.semenov@gmail.com

Адрес для переписки: 190005, г. Санкт-Петербург, ул. 2-я Красноармейская, д. 4, Российская Федерация

В работе проанализирована возможность применения пяти различных критериев прочности (критерий максимальных напряжений, Мизеса – Хилла, Писаренко – Лебедева, Фишера, Гольденблата – Копнова) к расчетам прочности ортотропных оболочечных конструкций.

Рассмотрены пологие оболочки двойкой кривизны, квадратные в плане, панели цилиндрических и конических оболочек. Использована геометрически нелинейная математическая модель их деформирования, учитывающая поперечные сдвиги. Для расчетов использованы характеристики современных ортотропных материалов – стеклопластика и углепластика. Показано развитие областей невыполнения условий прочности при увеличении нагрузки.

Ключевые слова: прочность, критерий прочности, теория прочности, оболочки, углепластик.

1. Введение

Прочность конструкций, подверженных воздействию внешних нагрузок, анализируется по предельному состоянию материалов, из которых эти конструкции изготовлены.

Для изотропных материалов основные критерии прочности были разработаны в конце 19-го века (Г. Галилей, Г. Ламе, А. Клебша, Ф. Мариотт, М. Навье, Ш. О. Кулон, И. Баушингер, И. Максвелл, М. Т. Губер, Р. Мизес, Н. Генки и др.).

Критерии прочности анизотропных материалов можно найти в работах И. И. Гольденблата [1–2], В. А. Копнова [1–3], Б. И. Ковальчука [4], А. А. Лебедева [4–5], Г. С. Писаренко [5], Л. Фишера [6], Р. Хилла и др.

Из анализа критериев прочности, применимых для ортотропных материалов [1–37], следует, что не существует одного универсального критерия прочности, поэтому приходится использовать несколько критериев с последующим анализом полученных результатов. Результаты таких сравнений можно найти в работах [16, 18, 26, 38, 39].

В исследованиях, посвященных прочности материалов и конструкций, достаточно часто встречаются критерий максимальных напряжений [26, 38], критерий Гольденблата – Копнова [12, 13], критерий Цая-Ву [26, 28, 31, 40], критерий Хоффмана [17, 26, 38], критерий Хашина [25, 27, 28, 30].

Среди недавних работ по развитию и применению теорий прочности следует отметить работы Мао-Нонг Ю [41–43], С. В. Цветкова [40, 44], Н. А. Абросимова и А. В. Елесина [38].

Сравнительно мало работ посвящено применению различных теорий прочности к расчету оболочечных конструкций [22, 24, 26, 32–35, 38].

2. Постановка задачи и методы решения

Цель данной работы – проведение анализа прочности различных по геометрии оболочечных конструкций, выполненных из современных ортотропных материалов, на основе различных критериев прочности.

Рассмотрим пять критериев для случая плоского напряженного состояния, которые в единых обозначениях могут быть представлены следующим образом [39, 45]:

- Критерий 1 – критерий максимальных напряжений

$$F_1^- \leq \sigma_{11} \leq F_1^+, \quad F_2^- \leq \sigma_{22} \leq F_2^+, \quad |\tau_{12}| \leq F_{12}.$$

- Критерий 2 – критерий Мизеса – Хилла

$$\frac{\sigma_{11}^2}{F_1^2} - \frac{\sigma_{11}\sigma_{22}}{F_1F_2} + \frac{\sigma_{22}^2}{F_2^2} + \frac{\tau_{12}^2}{F_{12}^2} \leq 1.$$

- Критерий 3 – критерий Писаренко – Лебедева

$$\sqrt{(A+C)\sigma_{11}^2 - 2A\sigma_{11}\sigma_{22} + (A+B)\sigma_{22}^2} + D_1\sigma_{11} + D_2\sigma_{22} \leq 1.$$

Здесь

$$A = \frac{1}{2} \left(K^2 - \frac{1}{(F_1^-)^2} - \frac{1}{(F_2^-)^2} \right), \quad B = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{(F_1^-)^2} + \frac{3}{(F_2^-)^2} - K^2 \right),$$

$$C = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{(F_2^-)^2} + \frac{3}{(F_1^-)^2} - K^2 \right), \quad D_1 = \frac{1}{F_1^+} + \frac{1}{F_1^-}, \quad D_2 = \frac{1}{F_2^+} + \frac{1}{F_2^-}, \quad K = -\frac{1}{F_{12,45}^-} - \frac{1}{F_2^+} - \frac{1}{F_2^-}.$$

- Критерий 4 – критерий Фишера

$$\frac{\sigma_{11}^2}{F_1^2} - K_f \frac{\sigma_{11}\sigma_{22}}{F_1F_2} + \frac{\sigma_{22}^2}{F_2^2} + \frac{\tau_{12}^2}{F_{12}^2} \leq 1, \quad \text{где } K_f = \frac{E_1(1+\mu_{21}) + E_2(1+\mu_{12})}{2\sqrt{E_1E_2(1+\mu_{21})(1+\mu_{12})}}.$$

- Критерий 5 – критерий Гольденבלата – Копнова

$$\frac{1}{2} \left(\frac{1}{F_1^+} + \frac{1}{F_1^-} \right) \sigma_{11} + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{F_2^+} + \frac{1}{F_2^-} \right) \sigma_{22} + \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{F_1^+ - F_1^-}{F_1^+ F_1^-} \right)^2 \sigma_{11}^2 + \left(\frac{F_2^+ - F_2^-}{F_2^+ F_2^-} \right)^2 \sigma_{22}^2 + \left[\left(\frac{F_1^+ - F_1^-}{F_1^+ F_1^-} \right)^2 + \left(\frac{F_2^+ - F_2^-}{F_2^+ F_2^-} \right)^2 - \left(\frac{F_{12,45}^+ - F_{12,45}^-}{F_{12,45}^+ F_{12,45}^-} \right)^2 \right] \sigma_{11}\sigma_{22} + \frac{4\tau_{12}^2}{F_{12}^2} \right\}^{\frac{1}{2}} \leq 1.$$

Для критериев 2 и 4 имеет место условие:

$$F_1 = \begin{cases} F_1^+ & \text{при } \sigma_{11} \geq 0, \\ F_1^- & \text{при } \sigma_{11} < 0, \end{cases} \quad F_2 = \begin{cases} F_2^+ & \text{при } \sigma_{22} \geq 0, \\ F_2^- & \text{при } \sigma_{22} < 0. \end{cases}$$

Необходимо учитывать, что перед использованием критериев Писаренко – Лебедева и Гольденבלата – Копнова необходимо проверить условие совместности прочностных характеристик материала (с учетом принятых обозначений):

$$\left(\frac{1}{F_1^+} + \frac{1}{F_1^-} \right) - \left(\frac{1}{F_2^+} + \frac{1}{F_2^-} \right) - \left(\frac{1}{F_{12,45}^+} + \frac{1}{F_{12,45}^-} \right) = 0.$$

Следует отметить, что в некоторых источниках в предельных значениях сжимающих напряжений знак «←» не показан. Для единообразия и согласованности записи критериев с вычисляемыми значениями предполагается, что значения сжимающих напряжений, а также их предельные значения, имеют знак «←».

В формулировках критериев приняты следующие обозначения:

1, 2, 3 – ортогональная система координат, соответствующая осям ортотропии материала;

E_1, E_2 – модули упругости в направлениях ортотропии 1, 2 [МПа];

μ_{12}, μ_{21} – коэффициенты Пуассона;

F_1^+, F_2^+ – предел прочности при растяжении в направлениях ортотропии 1, 2 [МПа];

F_1^-, F_2^- – предел прочности при сжатии в направлениях ортотропии 1, 2 [МПа];

F_{12} – предел прочности при сдвиге в плоскости ортотропии [МПа];

$F_{12,45}^+, F_{12,45}^-$ – пределы прочности на сдвиг по площадкам, наклоненным к основным под углом 45° [МПа];

$\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$ – нормальные напряжения в направлении осей ортотропии 1, 2, 3 [МПа];

$\tau_{12}, \tau_{13}, \tau_{23}$ – касательные напряжения в плоскостях 102, 103, 203 [МПа].

Если оси ортотропии материала 1, 2 не совпадают с осями координат конструкции x, y , то напряжения в конструкции $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ необходимо привести к направлениям осей ортотропии 1, 2, используя формулы поворота системы координат. В таком случае в формулах критериев прочности можно будет использовать известные значения пределов прочности материала.

В дальнейшем будем считать, что оси ортотропии 1, 2 совпадают с осями принятой локальной системы координат x, y соответственно (x, y, z – ортогональная система координат в срединной поверхности оболочной конструкции; x, y – криволинейные координаты, направленные по линиям главных кривизн, z – координата, направленная в сторону вогнутости оболочки, перпендикулярно срединной поверхности).

3. Результаты и обсуждение

Механические характеристики материалов рассматриваемых конструкций представлены в табл. 1.

Будем рассматривать пологие ортотропные оболочечные конструкции двойкой кривизны, прямоугольные в плане (рис. 1 а), а также цилиндрические (рис. 1 б) и конические панели, шарнирно-неподвижно закрепленные по контуру и находящиеся под действием

внешней равномерно распределенной поперечной нагрузки q . Нагрузка направлена по нормали к срединной поверхности.

Таблица 1 – Механические характеристики материалов рассматриваемых конструкций

| Характеристика | Углепластик [46] | | Стеклопластик [47] |
|---------------------------|-------------------|-------------------|----------------------|
| | <i>ЛУ-П/ЭНФБ</i> | <i>M60J/Ероху</i> | <i>T-10/УПЭ22-27</i> |
| $E_1, \text{МПа}$ | $1,4 \cdot 10^5$ | $3,3 \cdot 10^5$ | $0,294 \cdot 10^5$ |
| μ_{12} | 0,3 | 0,32 | 0,123 |
| $E_2, \text{МПа}$ | $0,97 \cdot 10^4$ | $0,59 \cdot 10^4$ | $1,78 \cdot 10^4$ |
| $G_{12}, \text{МПа}$ | $0,46 \cdot 10^4$ | $0,39 \cdot 10^4$ | $0,301 \cdot 10^4$ |
| $G_{13}, \text{МПа}$ | $0,46 \cdot 10^4$ | $0,39 \cdot 10^4$ | $0,301 \cdot 10^4$ |
| $G_{23}, \text{МПа}$ | $0,46 \cdot 10^4$ | $0,39 \cdot 10^4$ | $0,301 \cdot 10^4$ |
| $F_1^+, \text{МПа}$ | 700 | 1760 | 508 |
| $F_1^-, \text{МПа}$ | -600 | -780 | -209 |
| $F_2^+, \text{МПа}$ | 27 | 30 | 246 |
| $F_2^-, \text{МПа}$ | -184 | -168 | -117 |
| $F_{12}, \text{МПа}$ | 55 | 39 | 43 |
| $F_{12,45}^+, \text{МПа}$ | - | - | 130 |
| $F_{12,45}^-, \text{МПа}$ | - | - | -160 |

Здесь G_{12}, G_{13}, G_{23} – модули сдвига в плоскостях ортотропии.

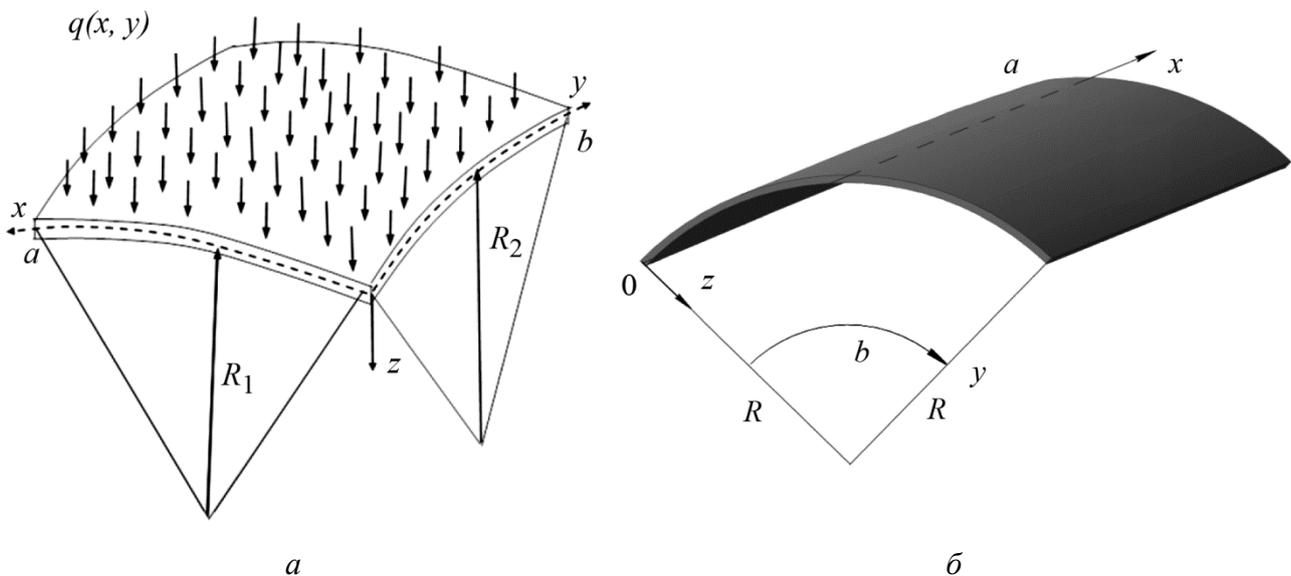


Рис. 1. Схематичное изображение пологой оболочки, прямоугольной в плане и цилиндрической панели

Математическая модель деформирования таких конструкций строится из трех групп соотношений: геометрических (связывающих перемещения и деформации), физических (связывающих напряжения и деформации) и функционала полной потенциальной энергии деформации.

Рассмотрим геометрически нелинейный вариант модели, также учитывающий ортотропию материала и поперечные сдвиги (модель типа Тимошенко). В таком случае, неизвестными функциями будут три функции перемещений $U = U(x, y)$; $V = V(x, y)$; $W = W(x, y)$ и две функции углов поворота нормали $\Psi_x = \Psi_x(x, y)$; $\Psi_y = \Psi_y(x, y)$. Подробно используемая математическая модель была рассмотрена в работе [48].

К модели был применен метод Рунге для сведения задачи нахождения минимума функционала к решению системы нелинейных алгебраических уравнений. Полученную систему решали методом продолжения решения по наилучшему параметру [49]. Программная реализация осуществлена в среде аналитических вычислений Maple 2016.

Анализ прочности материала конструкций проведем на примере следующих вариантов оболочек.

1. Пологая оболочка, квадратная в плане, с линейными размерами $a = b = 600h$, главными радиусами кривизны $R_1 = R_2 = 1510h$ и толщиной $h = 0,09$ м, выполненная из углепластика М60J/Ероху.

2. Панель цилиндрической оболочки с параметрами $a = 20$ м; $R = 5,4$ м; $h = 0,01$ м и углом разворота π рад, выполненная из углепластика ЛУ-П/ЭНФБ.

3. Панель конической оболочки с параметрами $a_1 = 50$ м; $a = 90$ м; $\theta = 0,78$ рад; $h = 0,01$ м, углом разворота π рад, выполненная из стеклопластика Т-10/УПЭ22-27.

Расчеты проводились при удержании 16 членов в разложении искомым функций в ряды в методе Рунге ($N = 16$). Для исследования прочности указанных оболочечных конструкций будем рассматривать следующие критерии:

- критерий максимальных напряжений (на графиках кривая Max , черный цвет);
- критерий Мизеса – Хилла (кривая $M - H$, зеленый цвет);
- критерий Фишера (кривая F , розовый цвет);
- критерий Гольденבלата – Копнова (кривая $G - K$, коричневый цвет);
- критерий Писаренко – Лебедева (кривая $P - L$, фиолетовый цвет).

Следует отметить, что из рассматриваемых вариантов оболочек критерии Гольденבלата – Копнова и Писаренко – Лебедева применимы только к варианту 3, так как для остальных рассматриваемых материалов не выполняется условие совместности прочностных характеристик из-за отсутствия данных о предельных значениях $\tau_{12,45}^+$, $\tau_{12,45}^-$.

На рис. 2–4 представлены графики зависимости значений выбранных критериев K_r от нагрузки q . Здесь K_r – левая часть критерия прочности, для критерия максимальных напряжений левую часть будем брать в виде $K_r = \max \left\{ \left| \frac{\sigma_{11}}{F_1} \right|, \left| \frac{\sigma_{22}}{F_2} \right|, \left| \frac{\tau_{12}}{F_{12}} \right| \right\}$. Момент перехода K_r через единицу (начало невыполнения условия прочности) на графиках отмечен кружком.

В табл. 2 приводятся значения предельных нагрузок начала невыполнения условий прочности, для рассматриваемых вариантов оболочек по выбранным критериям.

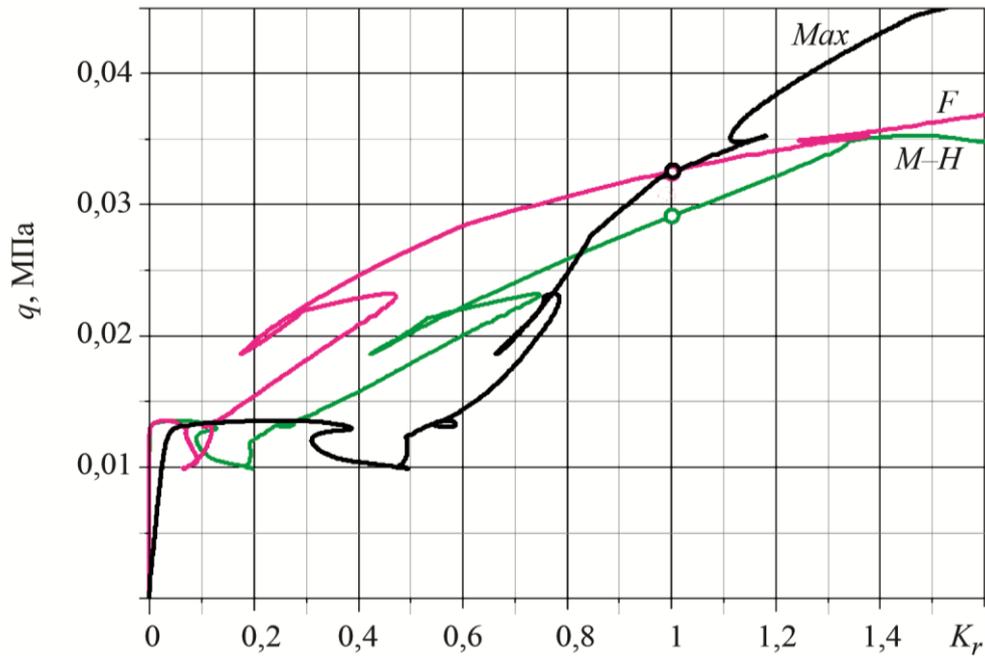


Рис. 2. Кривые зависимости значений выбранных критериев K_r от нагрузки q для конструкции варианта 1

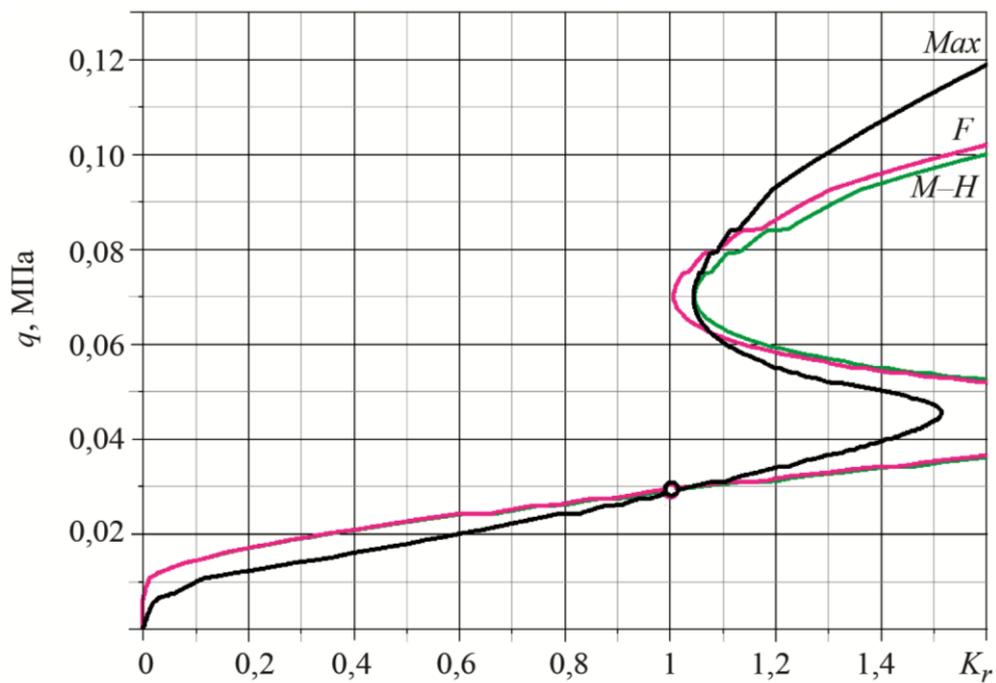


Рис. 3. Кривые зависимости значений выбранных критериев K_r от нагрузки q для конструкции варианта 2

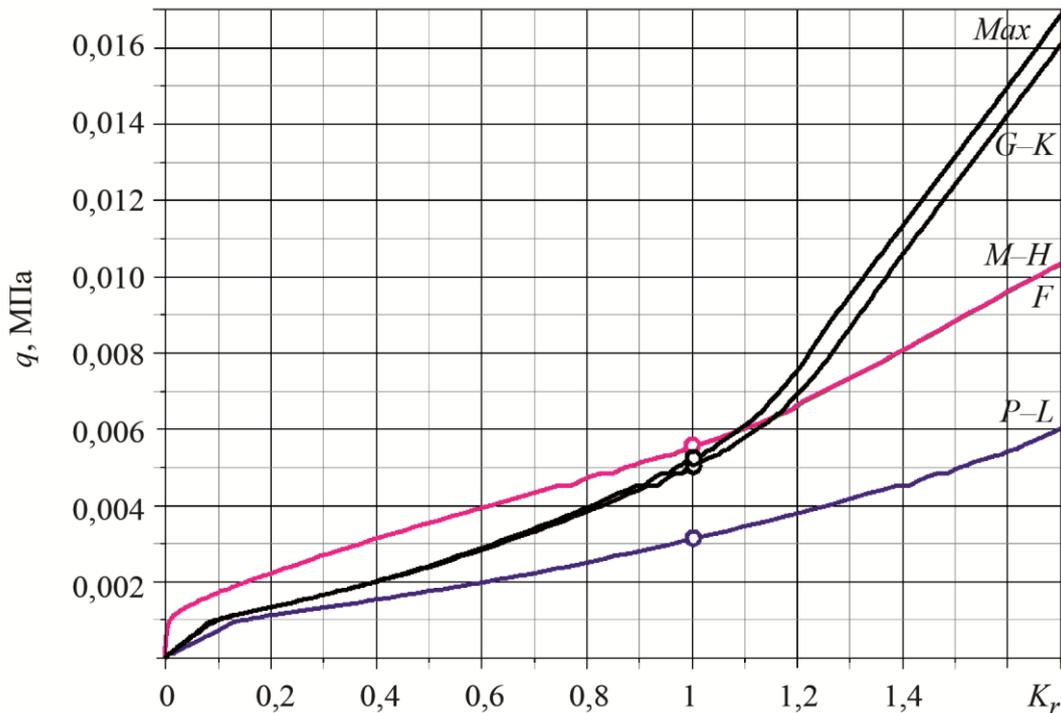


Рис. 4. Кривые зависимости значений выбранных критериев K_r от нагрузки q для конструкции варианта 3

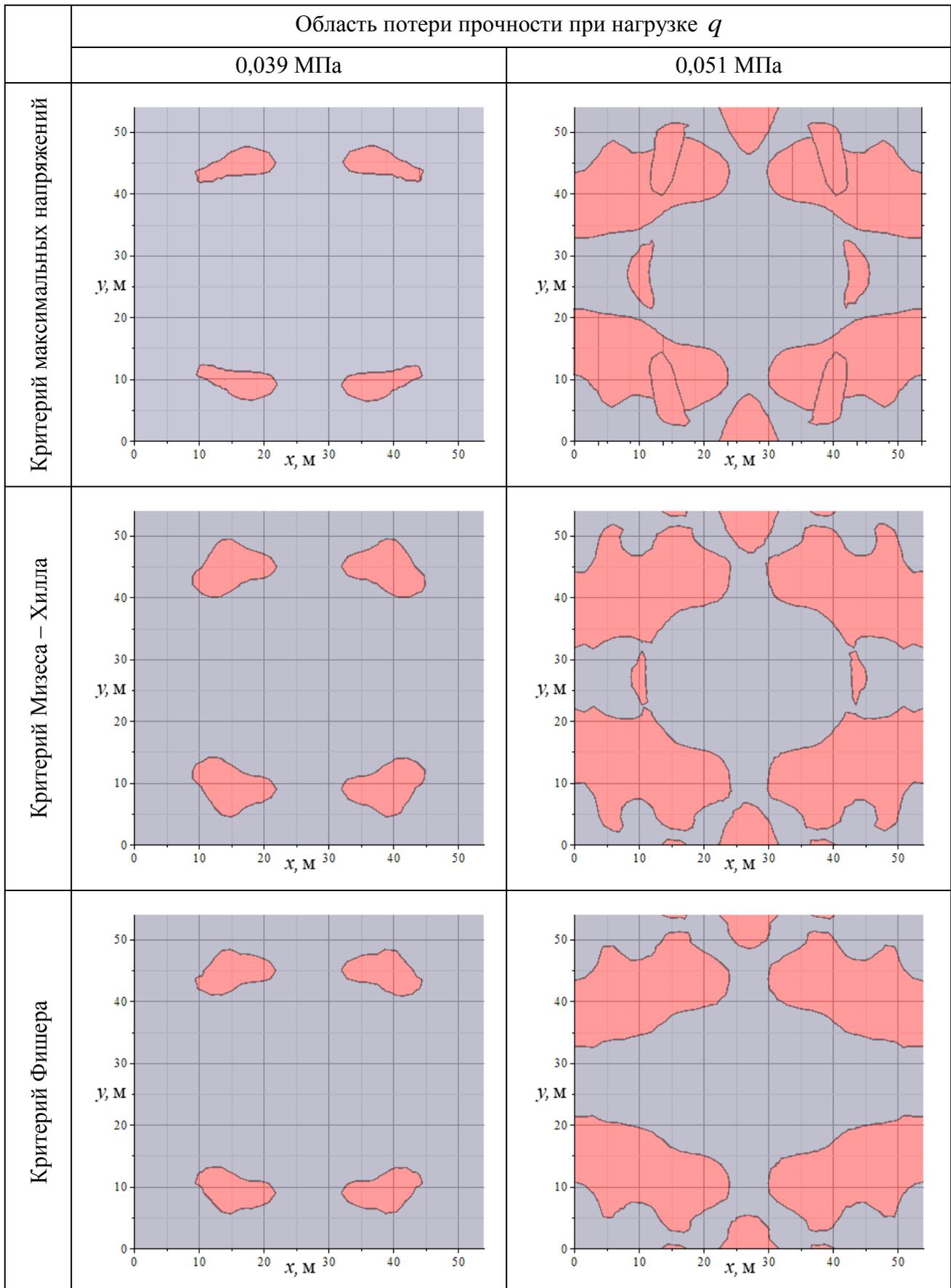
Таблица 2 – Значения предельно допустимых нагрузок для рассматриваемых вариантов оболочек в зависимости от критерия прочности

| Вариант | Предельно допустимая нагрузка q_{lin} по критерию | | | | |
|---------|---|----------------|--------|------------------------|----------------------|
| | Максимальных напряжений | Мизеса – Хилла | Фишера | Гольденבלата – Копнова | Писаренко – Лебедева |
| 1 | 0,032, F_{12} | 0,029 | 0,033 | – | – |
| 2 | 0,029, F_2^+ | 0,030 | 0,030 | – | – |
| 3 | 0,0052, F_2^- | 0,0055 | 0,0055 | 0,0051 | 0,0032 |

Как видно из рис. 2–4 и табл. 2, различные критерии дают близкие результаты.

В табл. 3 показано развитие областей потери прочности для оболочки варианта 1 при увеличении значения нагрузки уже после начального разрушения материала по критериям максимальных напряжений, Мизеса – Хилла и критерию Фишера. При построении областей для критерия максимальных напряжений учитываются предельные значения по всем трем компонентам напряжений (сделано наложение областей).

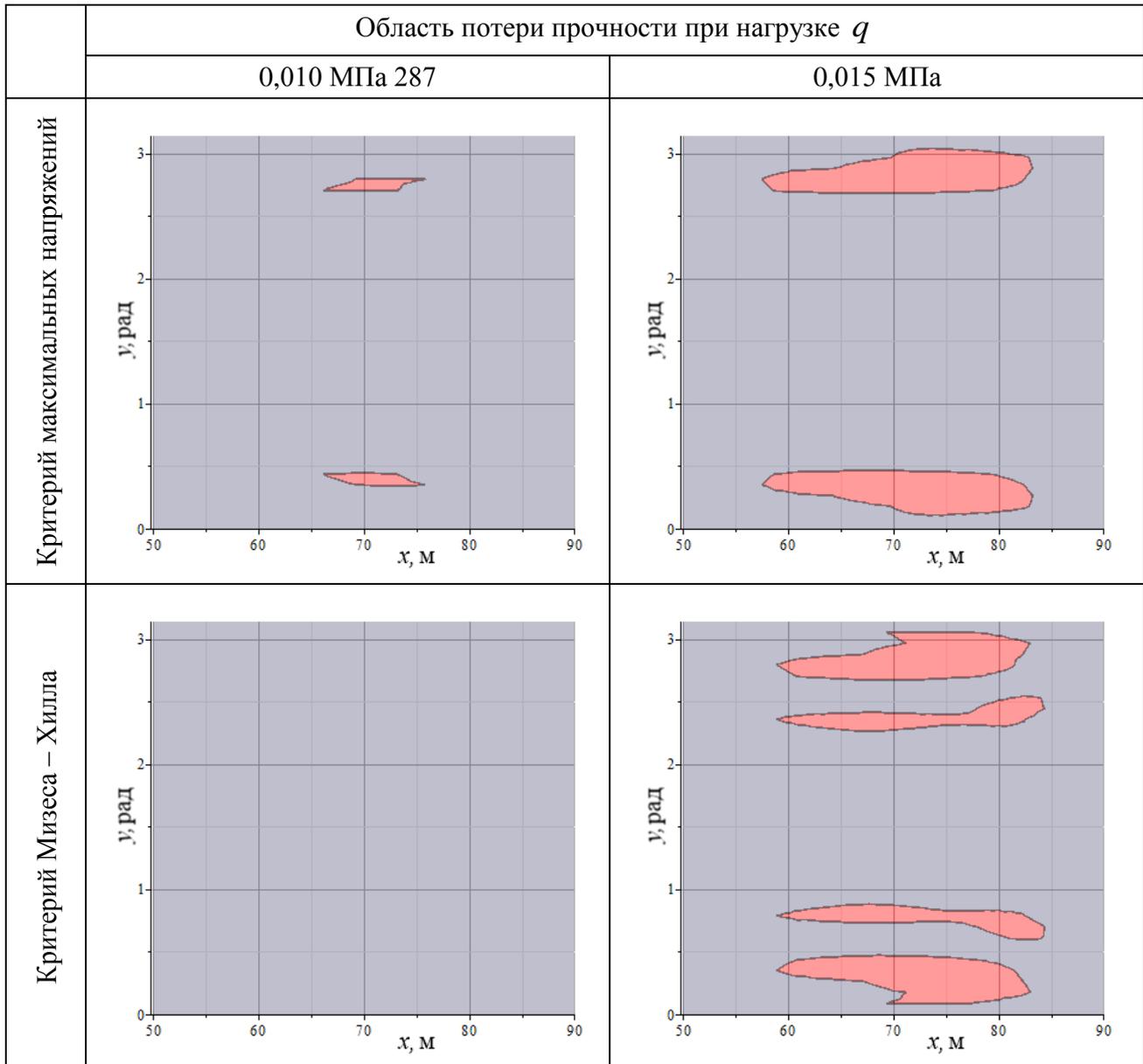
Таблица 3 – Развитие областей потери прочности для оболочки варианта 1

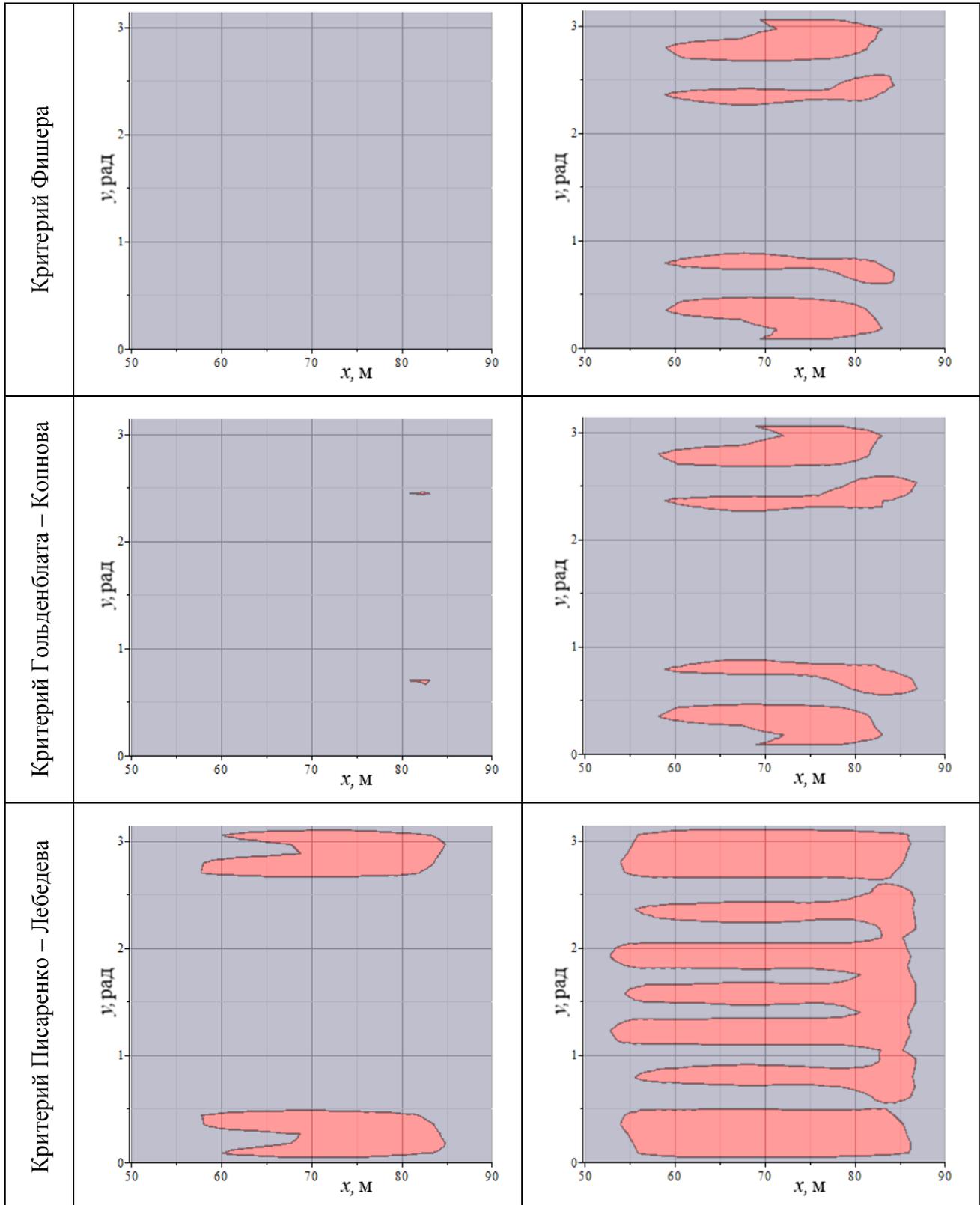


Как видно из табл. 3, развитие областей потери прочности для различных критериев имеет схожий характер.

В табл. 4 показано развитие областей потери прочности для оболочки варианта 3 при увеличении значения нагрузки уже после начального разрушения материала по критериям максимальных напряжений, Мизеса – Хилла, Фишера, Гольденבלата – Копнова и Писаренко – Лебедева.

Таблица 4 – Развитие областей потери прочности для оболочки варианта 3





Как видно из рисунков и значений в табл. 2, 3 и 4, критерии максимальных напряжений, Мизеса – Хилла и Фишера дают практически одинаковый результат. Критерий Гольденблата – Копнова дает также близкие к остальным критериям значения, но требует наличия дополнительных данных о материале и выполнения условия совместности. Для критерия

Писаренко – Лебедева это также необходимо, но он дает результат, сравнительно отличающийся от остальных критериев.

4. Заключение

Так как предельные нагрузки потери прочности, найденные по критерию максимальных напряжений, практически совпадают с аналогичными нагрузками, найденными по другим критериям, и, кроме того, в отличие от других критериев он еще указывает, по какому компоненту напряжений происходит потеря прочности, то в дальнейших исследованиях прочности оболочечных конструкций будем использовать именно его.

Проведен анализ развития областей невыполнения условий прочности при закритическом деформировании, который показал схожие результаты для разных критериев. Этот анализ дает информацию для оптимальной расстановки ребер жесткости для повышения прочности оболочечных конструкций.

Благодарность

Работа выполнена при поддержке Минобрнауки РФ в рамках государственного задания, проект № 9.5605.2017/8.9.

Литература

1. Гольденблат И. И., Копнов В. А. Критерий прочности анизотропных материалов // Изв. АН СССР. Механика. – 1965. – № 6. – С. 77–83.
2. Пластинки и оболочки из стеклопластиков / В. Л. Бажанов, И. И. Гольденблат, В. А. Копнов, А. Д. Поспелов, А. М. Синюков. – М. : Изд-во Высшая школа, 1970. – 408 с.
3. Копнов В. А., Белов Г. П. Оценка прочности композиционных материалов и других сред с различными видами анизотропии // Известия РАН. МТТ. – 2014. – № 2 (32). – С. 73–80.
4. Механические свойства конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии : справочник / А. А. Лебедев, Б. И. Ковальчук, Ф. Ф. Гигиняк, В. П. Ламашевский. – Киев: Наукова думка, 1983. – 366 с.
5. Писаренко Г. С., Лебедев А. А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии // Прикладная механика. – 1968. – № 4, вып. 3. – С. 45–50.
6. Fisher L. How to predict structural behavior of R.P. Laminates // Modern Plastics. – 1960. – № 6.
7. Захаров К. В. Критерий прочности для слоистых масс // Пластические массы. – 1961. – № 8.
8. Малмейстер А. К. Геометрия теорий прочности // Механика полимеров. – 1966. – № 4.
9. Критерии прочности и надежность конструкций / В. Н. Аликин, И. Е. Литвин, С. Г. Сесюнин, М. И. Соколовский, Н. В. Ушин / под ред. чл.-кор. РАН М. И. Соколовского. – М. : ООО «Недра-Бизнесцентр», 2005. – 164 с.
10. Алиев М. М., Шафиева С. В., Каримова Н. Г. Критерии прочности и разрушения разнопрочных материалов с учетом влияния всестороннего давления // Вестник ЧГПУ им. И. Я. Яковлева. Серия: Механика предельного состояния. – 2012. – № 3 (13). – С. 64–71.
11. Алиев М. М., Байбурова М. М. Критерии кратковременной прочности анизотропных материалов и применение их для решения задач предельного равновесия // Вестник СамГУ. Естественнонаучная серия. – 2007. – № 6 (56). – С. 22–29.
12. Бендюков В. В., Осяев О. Г. Критерии прочности анизотропных композитных материалов // Научный вестник МГТУ ГА. – 2011. – № 163. – С. 151–156.

13. Маковенко С. Я. О взаимности компонент тензоров прочности некоторых теорий прочности анизотропных материалов // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. – 2005. – № 1. – С. 65–70.
14. Experimental research and finite element analysis of elastic and strength properties of fiber-glass composite material / E. A. Nekliudova, A. S. Semenov, B. E. Melnikov, S. G. Semenov // Magazine of Civil Engineering. – 2014. – No. 3. – P. 25–39. – DOI: 10.5862/MCE.47.3
15. Полилов А. Н., Татусь Н. А. Экспериментальное обоснование критериев прочности волокнистых композитов, проявляющих направленный характер разрушения // Вестник ПНИПУ. Механика. – 2012. – № 2. – С. 140–166.
16. Гребенюк С. Н., Мелашенко О. П. Использование различных критериев для расчёта прочности волокнистых композитов // Збірник наукових праць Харківського університету Повітряних Сил. – 2012. – № 3(32). – С. 134–136.
17. Galicki J., Czech M. A new approach to formulate the general strength theories for anisotropic discontinuous materials. Part A: The experimental base for a new approach to formulate the general strength theories for anisotropic materials on the basis of wood // Applied Mathematical Modelling. – 2013. – Vol. 37, no. 3. – P. 815–827. – DOI: 10.1016/j.apm.2012.03.004
18. Comparison of yield strength theories with experimental results / J. Niu, G. Liu, J. Tian, Y. Zhang and L. Meng // Engineering Mechanics. – 2014. – Vol. 31, no. 1. – P. 181–187. – DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2012.09.0622
19. Liu G. A novel limiting strain energy strength theory // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. – 2009. – Vol. 19, no. 6. – P. 1651–1662. – DOI: 10.1016/S1003-6326(09)60084-4
20. Deduction of geometrical approximation yield criterion and its application / S. Zhang, B. Song, X. Wang, D. Zhao and X. Chen // Journal of Mechanical Science and Technology. – 2014. – Vol. 28, no. 6. – P. 2263–2271. – DOI: 10.1007/s12206-014-0515-6
21. Zhu X.-K., Leis B.N. Average shear stress yield criterion and its application to plastic collapse analysis of pipelines // International Journal of Pressure Vessels and Piping. – 2006. – Vol. 83, no. 9. – P. 663–671. – DOI: 10.1016/j.ijpvp.2006.06.001
22. Kalnins A., Updike D.P. Limit Pressures of Cylindrical and Spherical Shells // Journal of Pressure Vessel Technology. – 2001. – Vol. 123, no. 3. – P. 288–292. – DOI: 10.1115/1.1367273
23. Zezin Y. P. Experimental investigation of the strength properties of particulate polymeric composites. – 2016. – Vol. 1785. – P. 030036. – DOI: 10.1063/1.4967057
24. Research on burst pressure for thin-walled elbow and spherical shell made of strength differential materials / L. Yan, Z. Junhai, X. Ergang, C. Xueye // Materials Research Innovations. – 2015. – Vol. 19, no. 5. – P. 80–87. – DOI: 10.1179/1432891715Z.0000000001340
25. Shroff S., Kassapoglou C. Progressive failure modelling of impacted composite panels under compression // Journal of Reinforced Plastics and Composites. – 2015. – Vol. 34, no. 19. – P. 1603–1614. – DOI: 10.1177/0731684415592485
26. Sengupta J., Ghosh A., Chakravorty D. Progressive Failure Analysis of Laminated Composite Cylindrical Shell Roofs // Journal of Failure Analysis and Prevention. – 2015. – Vol. 15, no. 3. – P. 390–400. – DOI: 10.1007/s11668-015-9951-6
27. Shokrieh M. M., Karamnejad A. Investigation of Strain Rate Effects on the Dynamic Response of a Glass/Epoxy Composite Plate Under Blast Loading by Using the Finite-Difference Method // Mechanics of Composite Materials. – 2014. – Vol. 50, no. 3. – P. 295–310. – DOI: 10.1007/s11029-014-9415-1
28. Günel M., Kayran A. Non-linear progressive failure analysis of open-hole composite laminates under combined loading // Journal of Sandwich Structures & Materials. – 2013. – Vol. 15, no. 3. – P. 309–339. – DOI: 10.1177/1099636213483651
29. Computational modeling of complex failure mechanisms in laminates / F. P. Van der Meer, L. J. Sluys, S. R. Hallett, M. R. Wisnom // Journal of Composite Materials. – 2012. – Vol. 46, no. 5. – P. 603–623. – DOI: 10.1177/0021998311410473

30. Pietropaoli E. Progressive Failure Analysis of Composite Structures Using a Constitutive Material Model (USERMAT) Developed and Implemented in ANSYS © // Applied Composite Materials. – 2012. – Vol. 19, nos. 3–4. – P. 657–668. – DOI: 10.1007/s10443-011-9220-0
31. Garnich M. R., Akula V. M. Review of Degradation Models for Progressive Failure Analysis of Fiber Reinforced Polymer Composites // Applied Mechanics Reviews. – 2009. – Vol. 62, no. 1. – P. 010801. – DOI: 10.1115/1.3013822
32. Bleyer J., De Buhan P. A numerical approach to the yield strength of shell structures // European Journal of Mechanics – A/Solids. – 2016. – Vol. 59. – P. 178–194. – DOI: 10.1016/j.euromechsol.2016.03.002
33. Sun H.-H., Tan P.-L. Background of ABS Buckling Strength Assessment Criteria for Cylindrical Shells in Offshore Structures // Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering. – 2008. – Vol. 130, no. 2. – P. 021012. – DOI: 10.1115/1.2913349
34. Mellor P. B. The ultimate strength of thin-walled shells and circular diaphragms subjected to hydrostatic pressure // International Journal of Mechanical Sciences. – 1960. – Vol. 1, nos. 2–3. – P. 216–228. – DOI: 10.1016/0020-7403(60)90041-2
35. Noh H. C. Ultimate strength of large scale reinforced concrete thin shell structures // Thin-Walled Structures. – 2005. – Vol. 43, no. 9. – P. 1418–1443. – DOI: 10.1016/j.tws.2005.04.004
36. Zhang B., Sun Q. The Ultimate Strength of Stiffened Panel with Overall Buckling // Advanced Materials Research. – 2011. – Vol. 308–310. – P. 1297–1301. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.308-310.1297
37. Ueda Y., Rashed S. M. H., Paik J. K. Buckling and ultimate strength interaction in plates and stiffened panels under combined inplane biaxial and shearing forces // Marine Structures. – 1995. – Vol. 8, no. 1. – P. 1–36. – DOI: 10.1016/0951-8339(95)90663-F
38. Abrosimov N. A., Elesin A. V. Numerical analysis of dynamic strength of composite cylindrical shells under multiple-pulse exposures // PNRPU Mechanics Bulletin. – 2016. – No. 4. – P. 7–19. – DOI: 10.15593/perm.mech/2016.4.01
39. Карпов В. В., Семенов А. А. Критерии прочности для тонкостенных ортотропных оболочек. Ч. 2. Расчеты и анализ // Вестник гражданских инженеров. – 2015. – № 1 (48). – С. 60–70.
40. Цветков С. В., Кулиш Г. Г. Критерии прочности однонаправленного органопластика при трехосном напряженном состоянии // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Серия: Машиностроение. – 2011. – № SP. – С. 19–28.
41. Yu M.-H. Advances in strength theories for materials under complex stress state the 20th century // Appl. Mech. Rev. – 2002. – Vol. 55, no. 3. – P. 169–218. – DOI: 10.1115/1.1472455
42. Yu M.-H., Li J.-C. Computational plasticity: with emphasis on the application of the unified strength theory. – Hangzhou : Zhejiang Univ. Press, 2012. – 529 p.
43. Kolupaev V. A., Yu M.-H., Altenbach H. Visualization of the Unified Strength Theory // Archive of Applied Mechanics. – 2013. – Vol. 83, no. 7. – P. 1061–1085. – DOI: 10.1007/s00419-013-0735-8
44. Цветков С. В. Критерии прочности трансверсально-изотропных материалов различных классов симметрии структуры // Известия ВУЗов. Машиностроение. – 2009. – № 1. – С. 86–99.
45. Карпов В. В., Семенов А. А. Критерии прочности для тонкостенных ортотропных оболочек. Ч. 1. Анализ основных критериев прочности изотропных и ортотропных материалов // Вестник гражданских инженеров. – 2014. – № 6 (47). – С. 43–51.
46. Смердов А. А., Буянов И. А., Чуднов И. В. Анализ оптимальных сочетаний требований к разрабатываемым углепластикам для крупногабаритных ракетно-космических конструкций // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2012. – № 8. – С. 70–77.

47. Тышкевич В. Н. Выбор критерия прочности для труб из армированных пластиков // Известия Волгоградского государственного технического университета. – 2011. – № 5 (78). – С. 76–79.
48. Karpov V. V., Semenov A. A. Mathematical models and algorithms for studying strength and stability of shell structures // Journal of Applied and Industrial Mathematics. – 2017. – Vol. 11, no. 1. – P. 70–81. – DOI: 10.1134/S1990478917010082
49. Kuznetsov E. B. Continuation of solutions in multiparameter approximation of curves and surfaces // Computational Mathematics and Mathematical Physics. – 2012. – Vol. 52, no. 8. – P. 1149–1162. – DOI: 10.1134/S0965542512080076

Received: 13.11.2017
Revised: 25.12.2017
Accepted: 26.01.2018
DOI: 10.17804/2410-9908.2018.1.034-040

ON THE POSSIBILITY OF INCREASING THE SERVICE LIFE OF HIGH-POWER LASER OPTICS THROUGH THE USE OF POLYCRYSTALLINE DIAMOND WINDOWS WITH A CENTRAL MONOCRYSTALLINE AREA

M. V. Rogozhin^{1, a)}, V. E. Rogalin^{2, 3, b)}, M. I. Krymsky^{1, 2}, I. A. Kaplunov^{3, c)*}

¹Moscow Institute of Physics and Technology (State University), 9 Institutsky Lane, Dolgoprudny, Moscow Region, 141701, Russian Federation

²National Center of Laser Systems and Complexes JSC, 95 Volokolamskoe Hw., Moscow, 125424, Russian Federation

³Tver State University, 33 Zhelyabova St. Tver, 170100, Russian Federation

a)  <https://orcid.org/0000-0002-4886-7864>,  max.salavat@mail.ru;

b)  <https://orcid.org/0000-0002-2980-5385>,  v-rogalin@mail.ru;

c)  <https://orcid.org/0000-0002-1726-3451>,  Kaplunov.IA@tversu.rul.ru

*Corresponding author. E-mail: Kaplunov.IA@tversu.rul.ru

Address for correspondence: ul. Zhelyabova, 33, 170100, Tver, Russian Federation

Tel.: +7 4822 32 28 39; fax: +7 4822 32 28 39

For high-power CO₂ lasers operating at 10-μm wavelength there is a serious deficiency of transparent materials. Only expensive semiconductor and dielectric materials with poor mechanical and thermal characteristics are transparent in this spectral region. The construction of an output high-power laser window made of polycrystalline diamond with a single-crystalline central region is considered. Numerical modeling of an optical damage threshold is performed. The results are compared with those for a conventionally designed polycrystalline diamond window. An increase in maximum allowed output radiation power due to the use of a composite window is demonstrated.

Keywords: high-power CO₂ laser, output window, polycrystalline diamond, single-crystal diamond, optical damage.

References

1. Rogalin V.E. Transparent materials for high-power pulsed CO₂-lasers // *Izvestiya VUZov. Materialy elektronnoy tekhniki*, 2013, no. 2, pp. 11–18. (In Russian).
2. Rogalin V.E., Aranchiy S.A. Polycrystalline diamonds – new prospects for power optics and electronics. *Integral*, 2012, no. 5 (67), pp. 7–9. (In Russian).
3. Rogalin V.E., Ashkenazi E.E., Popovich A.F., Ral'chenko V.G., Konov V.I., Aranchii S.M., Ruzin M.V., Uspenskii S.A. Resistance of diamond optics to high-power fiber laser radiation. *Russian Microelectronics*, 2012, vol. 41, no. 8, pp. 464–468. DOI: 10.1134/S106373971208015X
4. Kaminskii A.A., Hemley R.J., Lai J., Yan C.S., Mao H.K., Ralchenko V.G., Eichler H.J., Rhee H. High-order stimulated Raman scattering in CVD single crystal diamond. *Laser Phys. Lett.*, 2007, vol. 4, iss. 5, pp. 350–353. DOI: 10.1002/lapl.200610127
5. Friel I., Geoghegan S.L., Twitchen D.J., Scarsbrook G.A. Development of high quality single crystal diamond for novel laser applications. In: *Proc. SPIE 7838: Optics and Photonics for Counterterrorism and Crime Fighting VI and Optical Materials in Defense Systems Technology VII*, 2010, 783819.

6. Webster S., Chen Y., Turri G., Bennett A., Wickham B., Bass M. Intrinsic and extrinsic absorption of chemical vapor deposition single-crystal diamond from the middle ultraviolet to the far infrared. *J. Opt. Soc. Am. B.*, 2015, vol. 32, no. 3, pp. 479–484. DOI: 10.1364/JOSAB.32.000479
7. Anoikin E., Muhr A., Bennett An., Twitchen D. J., H. de Wit Diamond optical components for high – power and high-energy laser applications. In: *Proc. of SPIE*, vol. 9346, 93460T, pp. 1–9. DOI: 10.1117/12.2079714
8. Bogachev A.V., Garanin S.G., Dudov A.M., Eroshenko V.A., Kulikov S.M., Mikaelyan G.T., Panarin V.A., Pautov V.O., Rus A.V., Sukharev S.A. Diode-pumped caesium vapour laser with closed-cycle laser-active medium circulation. *Quantum Electronics*, 2012, vol. 42, no. 2, pp. 95–98. DOI: 10.1070/QE2012v042n02ABEH014734
9. Ho S., Yan C.S., Liu Z., Mao H.K., Hemley R.J. Prospects for large single crystal CVD diamond. *Industrial Diamond Review*, 2006, vol. 66, pp. 28–32.
10. Yamada H., Chayahara A., Mokuno Y., Umezawa H., Shikata S., Fujimori N. Fabrication of 1 Inch Mosaic Crystal Diamond Wafers. *Applied Physics Express*, 2010, vol. 3, no. 5, pp. 051301. DOI: 10.1143/APEX.3.051301
11. Vikharev A.L., Gorbachev A.M., Dukhnovsky M.P., Muchnikov A.B., Ratnikova A.K., Fedorov Yu.Yu. Combined Single-crystalline and Polycrystalline CVD Diamond Substrates for Diamond Electronics. *Semiconductors*, 2012, vol. 46, no. 2, pp. 263–266. DOI: 10.1134/S1063782612020248
12. Rogozhin M.V., Krinsky M.I., Rogalin V.E., Filin S.A. Modeling the thermomechanical processes in the output window of a high-power CO2 laser. *Bulletin of the Russian Academy of Sciences: Physics*, 2016, vol. 80, no. 10, pp. 1260–1266. DOI: 10.3103/S1062873816100166
13. Rogozhin M.V., Rogalin V.E. and Krymskii M.I. Thermo-optical processes in the window of a high-power gas laser. *Optics and Spectroscopy*, 2017, vol. 122, no. 5, pp. 843–849. DOI: 10.1134/S0030400X17050186
14. Rogozhin M.V., Rogalin V.E., Krymskij M.I., Filin S.A., Rogalina N.A. High-power laser. *RF Patent 2608309*. (In Russian).

Подана в журнал: 13.11.2017

УДК 67.017

DOI: 10.17804/2410-9908.2018.1.034-040

О ВОЗМОЖНОСТИ ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА ОПТИКИ ВЫСОКОМОЩНЫХ ЛАЗЕРОВ ЗА СЧЕТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ПОЛИКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ АЛМАЗНЫХ ОКОН С ЦЕНТРАЛЬНОЙ МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ ОБЛАСТЬЮ

М. В. Рогожин^{1, а)}, В. Е. Роголин^{2, 3, б)}, М. И. Крымский^{1, 2}, И. А. Каплунов^{3, в)*}

¹Московский физико-технический институт

141701, Институтский переулок, д. 9, Долгопрудный, Российская Федерация

²АО «Национальный центр лазерных систем и комплексов «Астрофизика»

125424, Волоколамское ш., 95, Москва, Российская Федерация

³Тверской государственный университет

170100, ул. Желябова, 33, Тверь, Российская Федерация

а)  <https://orcid.org/0000-0002-4886-7864>,  max.salavat@mail.ru;

б)  <https://orcid.org/0000-0002-2980-5385>,  v-rogalin@mail.ru;

в)  <https://orcid.org/0000-0002-1726-3451>,  Kaplunov.IA@tversu.rul.ru

*Ответственный автор. Электронная почта: Kaplunov.IA@tversu.rul.ru

Адрес для переписки: ул. Желябова, 33, 170100, г. Тверь, Российская Федерация

Тел.: +7 4822 32–28–39; факс: +7 4822 32–28–39

Для мощных CO₂-лазеров, излучающих в диапазоне 10 мкм, существует острый дефицит прозрачных материалов. В этой области прозрачны лишь некоторые весьма дорогие полупроводниковые и диэлектрические монокристаллы, обладающие низкими механическими и теплофизическими свойствами. Для мощного CO₂-лазера рассмотрена конструкция выходного окна, изготовленного из поликристаллического алмаза с центральной областью, выполненной из монокристалла алмаза. Проведено численное моделирование оптической стойкости окна. Результаты сопоставлены с параметрами оптической стойкости окна традиционной конструкции из поликристаллического алмаза. Показано, что использование такого окна позволит вдвое увеличить выходную мощность лазера.

Ключевые слова: мощный CO₂-лазер, выходное окно, поликристаллический алмаз, монокристаллический алмаз, оптическая стойкость.

1. Введение

Окно для вывода излучения – наиболее уязвимый конструктивный элемент мощных газовых лазеров. Например, при осаждении на окно частиц пыли из окружающей среды оно начинает интенсивно поглощать излучение, что приводит к локальному нагреву материала окна. Для мощных CO₂-лазеров, излучающих в области 10,6 мкм, проблема вывода излучения является наиболее острой. В диапазоне 10 мкм существует острый дефицит прозрачных материалов [1]. В этой области прозрачны лишь некоторые полупроводниковые и диэлектрические монокристаллы, обладающие низкими механическими и теплофизическими свойствами [1]. Кроме того, эти кристаллы трудоёмки в изготовлении и весьма дороги. Попытки получения этих материалов в виде более дешёвых керамик или поликристаллов показали, что в большинстве случаев у них заметно возрастает коэффициент поглощения. Поэтому в мощных лазерах эти материалы (кроме ZnSe) не применяются.

Оценки показывают, что в окне мощных CO₂-лазеров выделяется в виде тепла 0,1–1 % выходной мощности, т. е. при мощности лазера 10–100 кВт эта величина может достигать 10–1000 Вт [2, 3].

В результате может происходить образование термолинзы, приводящей к увеличению расходимости исходящего излучения, и, возможно, разрушение окна. Поэтому именно выходное окно является конструктивным элементом лазера, ограничивающим его максимально возможную мощность генерируемого излучения и качество генерируемого излучения.

Поэтому проблема изготовления выходных окон и других прозрачных оптических элементов для мощных лазеров, позволяющих выдерживать длительное время лучевые нагрузки мультикиловаттной мощности при одновременном обеспечении минимально возможной расходимости исходящего излучения, в настоящее время встала достаточно остро.

Появление нового конструкционного материала – поликристаллического алмаза, обладающего неплохими оптическими свойствами и уникальными теплофизическими, механическими и химическими свойствами, вызвало весьма успешные эксперименты по применению их в мощных CO₂-лазерах [2]. Несмотря на значительную стоимость этого материала, его использование оказалось экономически выгодным, так как позволяет получить результаты, недостижимые с другими материалами.

Поликристаллический алмаз, будучи прозрачным материалом в диапазоне от ультрафиолетовых до сверхвысоких частот (за исключением области фононного поглощения 2–6 мкм) [2], обладает самым высоким коэффициентом теплопроводности из известных материалов – порядка 2000 (Вт/м) × К (для сравнения коэффициент теплопроводности меди – 380 (Вт/м) × К) и очень низким коэффициентом термического расширения, как у инвара. Причём, теплопроводность алмаза можно увеличить в ~ 1,5 раза путем использования изотопически чистого углерода для выращивания алмазной пластины, используемой для изготовления окна мощного лазера [4].

Поскольку возможно получение поликристаллических алмазов с коэффициентом поглощения на длине волны 1,06 мкм (0,003–0,03 см⁻¹ [5–7]), что в несколько раз ниже, чем на длине волны 10,6 мкм, открываются перспективы применения алмазной оптики и для твердотельных лазеров. При эксплуатации технологических непрерывных итербиевых волоконных лазеров с рабочей длиной волны 1,07 мкм, мощностью несколько десятков киловатт возникла проблема, связанная с частым выходом из строя защитного окна объектива. Та же проблема характерна и для активно развивающихся в настоящее время лазеров на парах щелочных металлов, излучающих в ближней ИК-области [8]. Однако проблемой для использования поликристаллических алмазов в ближней ИК области является рассеяние на границах монокристаллических зёрен, заметно возрастающее с уменьшением длины волны.

Применение алмазных окон во многом обусловлено широким развитием целевых CO₂-лазеров, для которых характерен компактный вывод излучения с высокой плотностью мощности.

Ведущие фирмы – производители CO₂-лазеров, например TRUMPF, ROFIN-SINAR, выпускают технологические целевые CO₂-лазеры мощностью 3–8 кВт только с алмазным охлаждаемым окном [2]. Технология получения поликристаллических алмазов в настоящее время развита настолько, что получаемый материал по своим оптико-физическим свойствам близок к монокристаллам высококачественного природного алмаза типа IIa. Однако монокристаллы, тем не менее, имеют меньший коэффициент поглощения, значительно меньший коэффициент рассеяния (вследствие отсутствия границ зёрен) и более высокий предел прочности [5–7]. К сожалению, стоимость искусственных монокристаллов алмаза крайне резко растёт с увеличением размеров, к тому же их технологически достижимые размеры, как правило, недостаточны для изготовления оптических элементов, реально применяемых в мощных CO₂-лазерах. Одним из основных факторов, сдерживающих широкое применение изделий из монокристаллического алмаза, является малый геометрический размер алмазных подложек, на которых происходит эпитаксиальный рост, при получении монокристаллов методом плазмохимического осаждения из газовой фазы в вакууме (CVD-метод). Метод позволяет получать достаточно крупные монокристаллы даже ювелирного качества [9]. В настоящее время монокристаллический алмаз выращивается на подложках (размером в основном до 5–10 мм) из ис-

кусственного алмаза, получаемого в аппаратах высокого давления и высокой температуры. Этот размер, как правило, недостаточен для применения в мощных лазерах. Наибольший (на сегодня) монокристалл алмаза, выращенный CVD-методом, имеет размер $25 \times 25 \text{ мм}^2$ [10].

Комбинированные пластины поликристаллического алмаза с монокристаллическими включениями получены в работах [11] и уже успешно применяются в микроэлектронике. Монокристалл используется по основной задаче, а поликристаллическая часть применяется как теплоотводящий элемент.

Цель исследования: разработать конструкцию выходного окна, изготовленного из поликристаллического алмаза с центральной монокристаллической областью; при помощи численного моделирования рассчитать его оптическую стойкость и сравнить ее с оптической стойкостью окна, целиком изготовленного из поликристалла.

2. Постановка задачи и методы решения

Для моделирования поведения окна под воздействием мощного лазерного излучения была применена математическая модель, ранее описанная в [12–14], скорректированная с учетом двухкомпонентной структуры окна. Монокристаллическая (1) и поликристаллическая (2) части окна считались находящимися в плотном тепловом и механическом контакте, чем обусловлен выбор соответствующих граничных условий в тепловой и механической частях расчетной модели.

$$Q(r, z) = \begin{cases} \frac{2P_0\alpha_1}{\pi W_0^2} e^{-\alpha_1 z} \zeta e^{-2\frac{r^2}{W_0^2}}, & 0 \leq r \leq R_1, \\ \frac{2P_0\alpha_2}{\pi W_0^2} e^{-\alpha_2 z} \zeta e^{-2\frac{r^2}{W_0^2}}, & R_1 \leq r \leq R_2 \end{cases}$$

$$\begin{cases} \rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda_1 r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \lambda_1 \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + Q(r, z), & 0 \leq r \leq R_1, \\ \rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda_2 r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \lambda_2 \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + Q(r, z), & R_1 \leq r \leq R_2, \\ -\lambda_1 \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{r=R_1-0} = -\lambda_2 \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{r=R_1+0}, \\ T(R_1 - 0, z) = T(R_1 + 0, z), \end{cases}$$

где ρ , c – плотность и удельная теплоемкость алмаза (были приняты одинаковыми для моно- и поликристалла), α_1 и α_2 , λ_1 и λ_2 – коэффициенты поглощения излучения и теплопроводности для моно- и поликристалла алмаза соответственно.

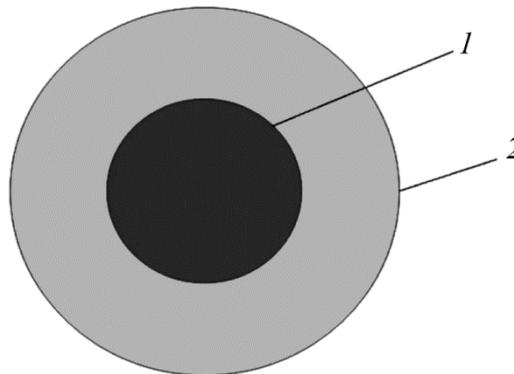


Рис. 1. Схематическое изображение комбинированного окна:

1 – монокристаллическая область; 2 – поликристаллическая область

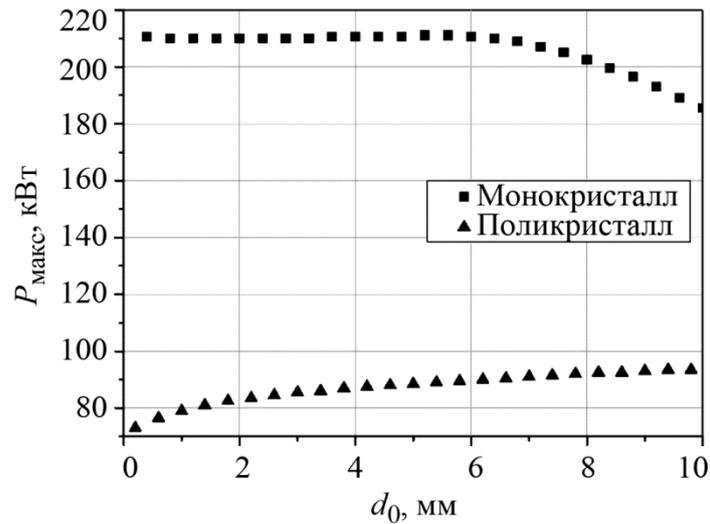


Рис. 2. Сравнение лучевой стойкости окон из поликристаллического и монокристалла алмаза

Проведен численный расчет, имеющий целью сравнение оптической стойкости окна из поликристаллического алмаза диаметром 20 мм и предложенного комбинированного окна аналогичного диаметра с центральной областью диаметром 5 мм, выполненной из монокристаллического алмаза (рис. 1). Для этого численно была смоделирована зависимость максимальной мощности $P_{\text{макс}}$, выдерживаемой таким окном, от диаметра гауссова пучка d_0 .

3. Результаты и обсуждение

На рис. 2 видно, что окно с центральной областью, выполненной из монокристаллического алмаза, разрушается при мощности порядка 210 кВт, причем максимальная мощность практически не зависит от размеров пучка. Падение максимальной мощности при $d_0 > 6$ мм (рис. 2) обусловлено выходом пятна лазерного излучения за пределы центральной области в поликристаллическую зону. При этом порог разрушения окна из поликристаллического алмаза аналогичного диаметра находится в диапазоне 80–100 кВт. Следует учесть, что в этих расчётах не учитываются другие возможные механизмы разрушения оптического элемента мощным лазерным излучением, в частности возможное разрушение алмаза при пробое в электрическом поле световой волны [1].

4. Заключение

Применение комбинированной алмазной пластины, рассмотренной выше конструкции позволяет повысить предел оптической стойкости выходного окна и, как следствие, максимальную мощность генерируемого излучения лазера не менее чем в 2 раза за счет увеличения предела механической прочности выходного окна и снижения количества поглощаемой в нем энергии вследствие снижения коэффициентов поглощения и рассеяния.

Литература

1. Рогалин В. Е. Прозрачные материалы для мощных импульсных CO₂-лазеров // Известия ВУЗОВ. Материалы электронной техники. – 2013. – № 2. – С. 11–18.
2. Рогалин В. Е., Аранчий С. А. Поликристаллические алмазы – новые перспективы силовой оптики и электроники // Интеграл. – 2012. – № 5 (67). – С. 7–9.

3. Resistance of diamond optics to high-power fiber laser radiation / V. E. Rogalin, E. E. Ashkenazi, A. F. Popovich, V. G. Ral'chenko, V. I. Konov, S. M. Aranchii, M. V. Ruzin, S. A. Uspenskii // *Russian Microelectronics*, 2012, vol. 41, no. 8, pp. 464–468. – DOI: 10.1134/S106373971208015X
4. High-order stimulated Raman scattering in CVD single crystal diamond / A. A. Kaminskii, R. J. Hemley, J. Lai, C. S. Yan, H. K. Mao, V. G. Ralchenko, H. J. Eichler, H. Rhee // *Laser Phys. Lett.* – 2007. – Vol. 4, iss. 5. – P. 350–353. – DOI: 10.1002/lapl.200610127
5. Development of high quality single crystal diamond for novel laser applications / I. Friel., S. L. Geoghegan, D. J. Twitchen, G. A. Scarsbrook // *Proc. SPIE 7838, Optics and Photonics for Counterterrorism and Crime Fighting VI and Optical Materials in Defense Systems Technology VII.* – 2010. – Vol. 783819.
6. Intrinsic and extrinsic absorption of chemical vapor deposition single-crystal diamond from the middle ultraviolet to the far infrared / S. Webster, Y. Chen, G. Turri, A. Bennett, B. Wickham, M. Bass // *J. Opt. Soc. Am. B.* – 2015. – Vol. 32, no. 3. – P. 479–484. – DOI: 10.1364/JOSAB.32.000479
7. Diamond optical components for high – power and high-energy laser applications / E. Anoikin, A. Muhr, An. Bennett, D. J. Twitchen, H. de Wit // *Proc. of SPIE LASE, San Francisco, California, United States, 20 February 2015.* – 2015. – Vol. 9346, 93460T. – P. 1–9. – DOI: 10.1117/12.2079714
8. Diode-pumped caesium vapour laser with closed-cycle laser-active medium circulation / A. V. Bogachev, S. G. Garanin, A. M. Dudov, V. A. Eroshenko, S. M. Kulikov, G. T. Mikaelyan, V. A. Panarin, V. O. Pautov, A. V. Rus, S. A. Sukharev. – *Quantum Electronics.* – 2012. – Vol. 42, no. 2. – P. 95–98. – DOI: 10.1070/QE2012v042n02ABEH014734
9. Prospects for large single crystal CVD diamond / S. Ho, C. S. Yan, Z. Liu, H. K. Mao, R. J. Hemley // *Industrial Diamond Review.* – 2006. – Vol. 66. – P. 28–32.
10. Fabrication of 1 Inch Mosaic Crystal Diamond Wafers / H. Yamada, A. Chayahara, Y. Mokuno, H. Umezawa, S. Shikata, N. Fujimori // *Applied Physics Express.* – 2010. – Vol. 3, no. 5. – P. 051301. – DOI: 10.1143/APEX.3.051301
11. Combined Single-crystalline and Polycrystalline CVD Diamond Substrates for Diamond Electronics / A. L. Vikharev, A. M. Gorbachev, M. P. Dukhnovsky, A. B. Muchnikov, A. K. Ratnikova, Yu. Yu. Fedorov // *Semiconductors.* – 2012. – Vol. 46, no. 2. – P. 263–266. – DOI: 10.1134/S1063782612020248
12. Modeling the thermomechanical processes in the output window of a high-power CO₂ laser / M. V. Rogozhin, M. I. Krinsky, V. E. Rogalin, S. A. Filin // *Bulletin of the Russian Academy of Sciences: Physics.* – 2016. – Vol. 80, no. 10. – P. 1260–1266. – DOI: 10.3103/S1062873816100166
13. Rogozhin M. V., Rogalin V. E. and Krymskii M. I. Thermo-optical processes in the window of a high-power gas laser // *Optics and Spectroscopy.* – 2017. – Vol. 122. – No. 5. – P. 843–849. – DOI: 10.1134/S0030400X17050186
14. Мощный лазер : пат. 2608309 Рос. Федерация / Рогожин М. В., Роголин В. Е., Крымский М. И., Филин С. А., Роголина Н. А. – № 2015131054 : заявл. 27.07.2015 ; опубл. 17.01.2017, Бюл. № 2.

Received: 25.12.2017

Revised: 26.01.2018

Accepted: 16.02.2018

DOI: 10.17804/2410-9908.2018.1.041-049

SUBSTANTIATION OF TECHNOLOGICAL OPERATIONS OF WELDING A SADDLE BRANCH TO POLYETHYLENE PIPES AT TEMPERATURES BELOW AVAILABLE

N. P. Starostin^{1, a)}, M. A. Vasilieva^{1, b)*}

*Institute of Oil and Gas Problems, Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences,
1 Oktyabrskaya St., Yakutsk, 677891, Russian Federation*

^{a)}  <https://orcid.org/0000-0002-5686-1817>; ^{b)}  <http://orcid.org/0000-0002-1805-1776>,  eowa@mail.ru

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

Address for correspondence: ul. Avtodorozhnaya, 20, 677007, Yakutsk, Russian Federation
Tel.: +7(4112) 35 72 93

Additional branches for gas supply systems are generally installed during the completion of the construction of a gas pipeline, often falling in the autumn or winter time, when the air temperature is below the maximum allowable for welding polyethylene pipes. At ambient temperatures below minus 15 °C, it is recommended to weld polyethylene pipes under a shelter, where the temperature is maintained in the permissible temperature range.

The paper proposes a mathematical model for the thermal process of welding a saddle branch to a polyethylene pipe taking into account the heat of phase transition. The corresponding three-dimensional non-linear heat equation is solved by the finite element method. As an example, calculations were made for a PE 100 SDR 11 polyethylene pipe and a 100/63 saddle tap. Comparison of the calculated and experimental temperature data establishes the adequacy of the proposed mathematical model to the actual thermal process of welding a saddle branch to a polyethylene pipe.

To obtain a high-quality welded joint, it is necessary to ensure that the temperature field changes according to a certain regularity in the heat-affected zone. Admissible regularity is ensured when welding is performed in the range of climatic air temperatures of above minus 15 °C. In this study, examples are considered for the definition of simple technological operations that ensure such regularity at ambient temperatures below normative ones. For comparison, the dynamics of temperature fields at ambient temperatures of 20 °C and minus 40 °C was calculated. Technological operations necessary to weld a saddle branch at the temperatures below the standard are determined from studying the dynamics of temperature profile during the welding of the saddle branch to a polyethylene pipe at various ambient temperatures.

Keywords: mathematical model, finite element method, temperature, calculation, thermal process, welding, phase change, crystallization.

References

1. *SP 42-103-2003*. Proektirovanie i stroitelstvo gazoprovodov iz polietilenovykh trub i rekonstruktsiya iznoshennykh gazoprovodov [Design and Construction of Polyethylene Gas Pipelines and Reconstruction of Decrepit Gas Pipelines: Handbook of Instructions]. (In Russian).
2. Starostin N.P., Ammosova O.A. Simulation of the Thermal Process of Butt Welding of Polyethylene Pipes at Low Temperatures. *J. Eng. Phys. Thermophys.*, 2016, vol. 89, no. 3, pp. 714–720. DOI: 10.1007/s10891-016-1430-8

3. Strang G. and Fix G.J. *An Analysis of the Finite Element Method*, Prentice–Hall, Englewood Cliffs, NJ, 1973.
4. Segerlind L.J. *Applied Finite Element Analysis*, 2nd edition, Wiley, New York, 1984, 427 p.
5. Chebbo Z, Vincent M., Boujlal A., Gueugnaut D., Tillier Y. Numerical and Experimental Study of the Electrofusion Welding Process of Polyethylene Pipes. *Polymer Engineering & Science*, 2015, vol. 55, iss. 1, pp. 123–131. DOI: 10.1002/pen.23878
6. Logg F., Mardal K.-A., Wells G.N., editors. *Automated Solution of Partial Differential Equations by Finite Element Method: The FEniCS Book* (Lecture Notes in Computational Science and Engineering), Springer, 2012, 731 p.
7. Software package FEniCS. Available at: <http://fenicsproject.org/>
8. Software package GMSH. Available at: <http://geuz.org/gmsh/>
9. Samarsky A.A., Vabishchevich P.N. *Vychislitel'naya teploperedacha* [Computational Heat Transfer]. Moscow, Librokom Publ., 2014, 784 p. (In Russian).
10. Ciarlet Ph.G. *The Finite Element Method for Elliptic Problems*, North-Holland Publishing Co., Amsterdam and New York, 1978, xvii-530 p.

Подана в журнал: 25.12.2017
УДК 621.791.461:678.029.43
DOI: 10.17804/2410-9908.2018.1.041-049

ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОПЕРАЦИЙ ПРИВАРКИ СЕДЛОВЫХ ОТВОДОВ К ПОЛИЭТИЛЕНОВЫМ ТРУБАМ ПРИ ТЕМПЕРАТУРАХ НИЖЕ ДОПУСТИМЫХ

Н. П. Старостин^{а)}, М. А. Васильева^{б)*}

*Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт проблем нефти и газа
Сибирского отделения Российской академии наук,
ул. Октябрьская, 1, Якутск, Российская Федерация*

^{а)}  <https://orcid.org/0000-0002-5686-1817>; ^{б)}  <http://orcid.org/0000-0002-1805-1776>,  eowa@mail.ru

*Ответственный автор. Электронная почта: eowa@mail.ru
Адрес для переписки: 677007, г. Якутск, ул. Автоторожная, 20, Российская Федерация
Тел.: +7 (4112) 35–72–93

Работы по монтажу дополнительных ответвлений для систем газоснабжения обычно проводят в период завершения строительства газопровода, часто попадающего на осенне-зимнее время, когда температура воздуха ниже предельно допустимой для проведения сварки полиэтиленовых труб. При температурах окружающего воздуха ниже $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$ сварку полиэтиленовых труб рекомендуется проводить под укрытием, в котором поддерживается температура из допустимого температурного интервала.

В статье предложена математическая модель теплового процесса приварки седлового отвода к полиэтиленовой трубе с учетом теплоты фазового перехода. Соответствующее трехмерное нелинейное уравнение теплопроводности решают методом конечных элементов. В качестве примера расчеты были сделаны для полиэтиленовой трубы ПЭ 100 SDR 11 и седлового отвода 100/63. Сопоставлением расчетных и экспериментальных температурных данных установлена адекватность предложенной математической модели реальному тепловому процессу приварки седлового отвода к полиэтиленовой трубе.

Для получения качественного сварного соединения необходимо обеспечить в зоне термического влияния изменение температурного поля по определенной закономерности. Допустимая закономерность обеспечивается при сварке в диапазоне климатических температур воздуха выше $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$. В статье рассматриваются примеры для определения простых технологических операций, обеспечивающих такую закономерность при температурах окружающего воздуха ниже нормативных. Для сравнения были рассмотрены расчеты динамики температурных полей при температурах окружающего воздуха $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ и $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$. На основе исследования динамики температурного поля при приварке седлового отвода к полиэтиленовой трубе при различных температурах окружающего воздуха определены технологические операции, необходимые для проведения приварки седлового отвода при температурах воздуха ниже нормативного.

Ключевые слова: математическая модель, метод конечных элементов, температура, расчет, тепловой процесс, приварка, фазовый переход, кристаллизация.

1. Введение

Седловые отводы с закладным нагревателем широко используются при строительстве систем газоснабжения для монтажа ответвлений от магистральных и распределительных газопроводов из полиэтиленовых труб к промышленным и бытовым потребителям. Сварку полиэтиленовых труб при помощи соединительных деталей с закладными нагревателями следует производить при температуре окружающего воздуха не ниже $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$ [1]. При более низких температурах окружающего воздуха сварочные работы выполняют в укрытии, в котором поддерживается температура из допустимого температурного интервала. Для разработки технологии приварки седлового отвода к полиэтиленовой трубе актуальным является математическое моделирование теплового процесса в сварном соединении с учетом теплоты фазового перехода при оплавлении и кристаллизации полиэтилена и исследование влияния температуры ОВ на динамику температурного поля.

Ранее способ стыковой сварки полиэтиленовых труб на открытом воздухе при температурах ниже нормативных на основе управления теплового процесса сварки была рассмотрена в работе [2]. Рассматриваемое уравнение теплопроводности решалась методом конечных разностей, эффективным для решения задач в областях простой формы.

При моделировании теплового процесса приварки седлового отвода к полиэтиленовой трубе необходимо решение уравнения теплопроводности в области сложной формы. Кроме того, сложную форму имеет закладной нагреватель, представляющий собой металлическую проволоку, интегрированную в седловой отвод. При подсоединении закладного нагревателя к электрическому источнику производится нагрев и оплавление материалов седлового отвода и трубы. Проволока закладного нагревателя расположена внутри седлового отвода по линиям, проекция которых на внутреннюю поверхность отвода представляет окружность или квадрат в зависимости от исполнения. Эффективным методом решения задачи теплопроводности в областях сложной формы является метод конечных элементов [3, 4]. Численное решение трехмерной задачи определения нестационарного температурного поля при сварке полиэтиленовых труб с помощью муфты с закладным нагревателем методом конечных элементов произведено в работе [5]. При этом для упрощения формы области вместо круглой трубы и муфты рассматривалась трехмерная задача определения температурного режима сварки двух плоских пластин, между которыми проложен закладной нагреватель.

В работе на основе исследования динамики температурного поля при приварке седлового отвода к полиэтиленовой трубе при различных температурах окружающего воздуха определены технологические операции, необходимые для проведения приварки седлового отвода при температурах воздуха ниже нормативного.

2. Математическая постановка задачи

Рассмотрим расчетную схему (рис. 1) приварки седлового отвода 1 (область D_1) к участку полиэтиленовой трубы 2 (область D_2). Нагрев и оплавление свариваемых поверхностей производится закладным нагревательным элементом 3 (область D_3). Нагревательный элемент для упрощения геометрии расчетной области и уменьшения времени расчета примем в виде кольца. Границы промежуточной фазы между твердым и жидким веществом определяются температурами солидуса T_S и ликвидуса T_L . Температурное поле в сварном соединении определяется из уравнения теплопроводности:

$$\tilde{\rho}_i \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda_i \text{grad}T) + \varepsilon Q(r, z), \quad x \in D, \quad 0 < t \leq t_m, \quad (1)$$

где T – температура; ρ – плотность материала; \tilde{C} – удельная теплоемкость; λ – коэффициент теплопроводности; $\varepsilon = \begin{cases} 1, & x \in D_3 \\ 0, & x \in D_1 \cup D_2 \end{cases}$; $Q(t)$ – плотность теплового источника,

$$D = \bigcup_{i=1}^3 D_i.$$

$$Q(t) = \begin{cases} \frac{U^2}{R(1 + \beta(T(x) - 20))V}, & x \in D_3, \\ 0, & x \in D_1 \cup D_2 \end{cases},$$

где U – напряжение, подаваемое на нагревательный элемент; R – сопротивление; β – температурный коэффициент сопротивления; V – объем нагревательного элемента.

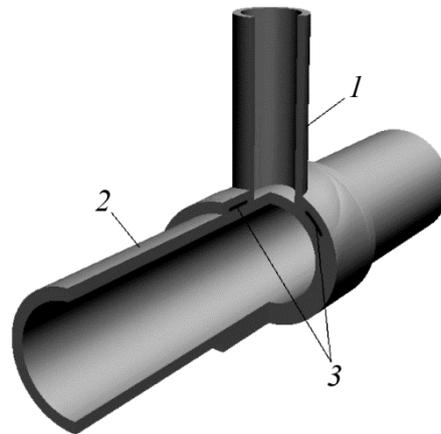


Рис. 1. Расчетная схема: 1 – седловой отвод; 2 – труба; 3 – нагревательный элемент

На свободных поверхностях трубы и седлового отвода Γ задается условие конвективного теплообмена:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\Gamma} = \alpha(T - T_0), \quad (2)$$

где α – коэффициент теплообмена; T_0 – температура окружающего воздуха. На торцах трубы и отвода Γ_T задается граничное условие первого рода:

$$T|_{\Gamma_T} = T_0. \quad (3)$$

В начальный момент времени берется равным температуре окружающего воздуха:

$$T(x,0) = T_0. \quad (4)$$

В математической модели для описания теплового процесса в полимерах промежуточную фазу между твердым и жидким веществом, в которой вещество находится как в твердом, так и в жидком состоянии учитывается в коэффициенте теплоемкости по формуле [2]:

$$\tilde{C}(T) = \begin{cases} C_1, & T \leq T_s \\ C_1 + \frac{q(T)}{\Delta}, & T_s < T < T_L, \quad \Delta = \frac{(T_L - T_s)}{(t_2 - t_1)}, \\ C_2, & T \geq T_L \end{cases} \quad (5)$$

где $q(T)$ – зависимость теплового потока от температуры, отнесенная к единице массы вещества, регистрируемая дифференциальным сканирующим калориметром (ДСК); Δ – скорость нагрева, варьируемая в ДСК.

3. Результаты расчета

Для вычислительной реализации модельной задачи использовали программный пакет свободного доступа FEniCS [6,7]. Геометрию области строили с использованием программы GMSH [8]. Триангуляцию построенной области производили автоматически также средствами GMSH.

Аппроксимация по времени проводилась с использованием неявной схемы [9]. Для решения задачи (1)–(4) методом конечных элементов рассматривается вариационная задача нахождения элемента T [10]:

$$a(T, v) = f(v), \quad T \in D, \quad v \in V, \quad (6)$$

$$\text{где } a(T, v) = \frac{1}{\tau} \int_D \rho \tilde{C}(T^n) T^{n+1} v dx + \int_D (\lambda(T^n) \text{grad} T^{n+1}, \text{grad} v) dx + \int_{\Gamma} \alpha T v d\gamma;$$

$$f(v) = \frac{1}{\tau} \int_D \rho \tilde{C}(T^n) T^n v dx + \int_D Q(t^n) v dx + \int_{\Gamma} \alpha T_0 v d\gamma.$$

Для получения качественного сварного соединения необходимо обеспечить в зоне термического влияния изменение температурного поля по определенной (допустимой) закономерности, при которой формируется структура, обуславливающая необходимую прочность соединения. Считается, что допустимая закономерность обеспечивается при сварке в диапазоне климатических температур воздуха выше -15 °С. Задача состоит в определении простых технологических операций, выполнением которых возможно обеспечить такую закономерность изменения температурного поля в зоне термического влияния при температурах окружающего воздуха ниже нормативных. Для определенности в качестве допустимой закономерности будем рассматривать динамику температурного поля сварки при температуре ОВ 20 °С.

На рис. 2 представлено сравнение размеров оплавленной зоны (ограниченной изотермой со значением температуры 130 °С) в сечении вертикальной плоскостью при сварке при различных температурах ОВ в момент завершения нагрева согласно существующего режима приварки седлового отвода 110/63 к полиэтиленовой трубе ПЭ100 диаметром 110, SDR 11 (подаваемое в нагревательный элемент напряжение 39,5 В, время нагрева 210 с). Меньший размер оплавленной зоны при низкой температуре ОВ свидетельствует о меньшем объеме полученного расплава, следствием которого будет недостаточное давление свариваемых поверхностей, более интенсивная кристаллизация и формирование мелкой структуры материала сварного шва и пр., приводящие к низкому значению прочности соединения. Результаты расчета показывают необходимость предварительного подогрева при сварке в условиях низких температур.

Вычислительными экспериментами покажем, что предварительный подогрев без обеспечения необходимых условий охлаждения также не приводит к формированию качественного сварного шва. Рассмотрим тепловой процесс приварки седлового отвода к трубе, выполняемого при температуре ОВ ниже нормативной. Пусть при использовании предварительного подогрева в зоне термического влияния в конце нагрева (оплавления) получено распределение температуры, характерное при приварке при температуре ОВ 20 °С. Предположим, что далее охлаждение сварного соединения проводилось на открытом воздухе при температуре ниже нормативной. На рис. 3 представлено сравнение временных зависимостей максимальных температур при приварке седлового отвода к трубе при температуре –40 °С по описанному режиму и при допустимых для сварки при температурах 20 и –15 °С по регламентированному режиму. Аналогичные зависимости получаются и для других точек соединения.

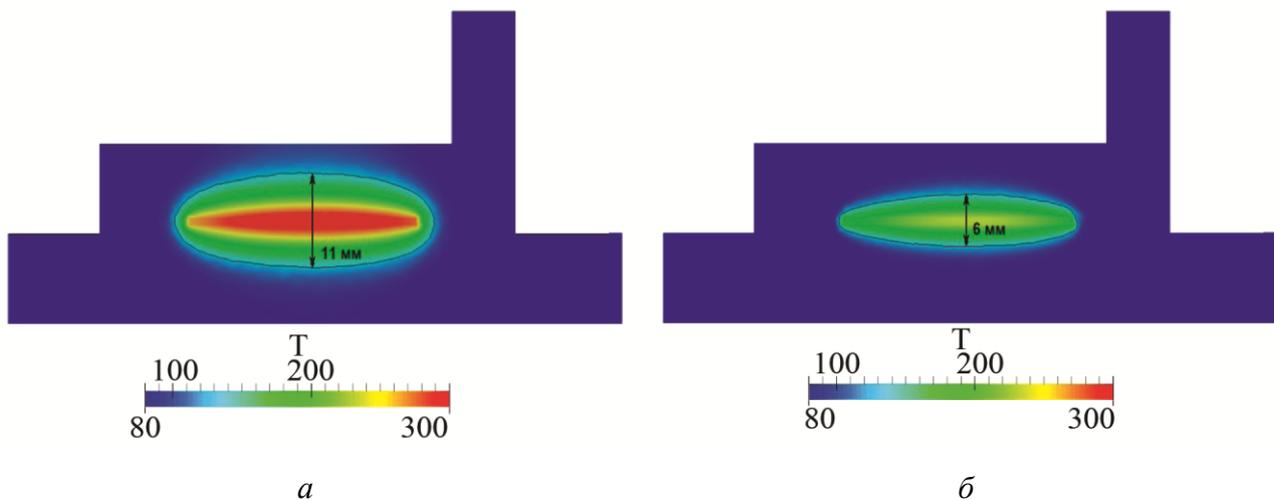


Рис. 2. Изотермы со значением температуры 130 °С в сечении седлового отвода и трубы вертикальной плоскостью в момент завершения нагрева ($t = 210$ с) при температуре ОВ: *a* – 20 °С; *б* – –40 °С

Результаты расчетов показывают, что при приварке в условиях низких температур обеспечение такого же распределения температуры в сварном соединении, как и при допустимой для сварки температуре, и охлаждение соединения на открытом воздухе при низкой температуре, приводит к заметному увеличению скорости охлаждения. Для снижения темпа охлаждения необходимо использование теплоизоляции.

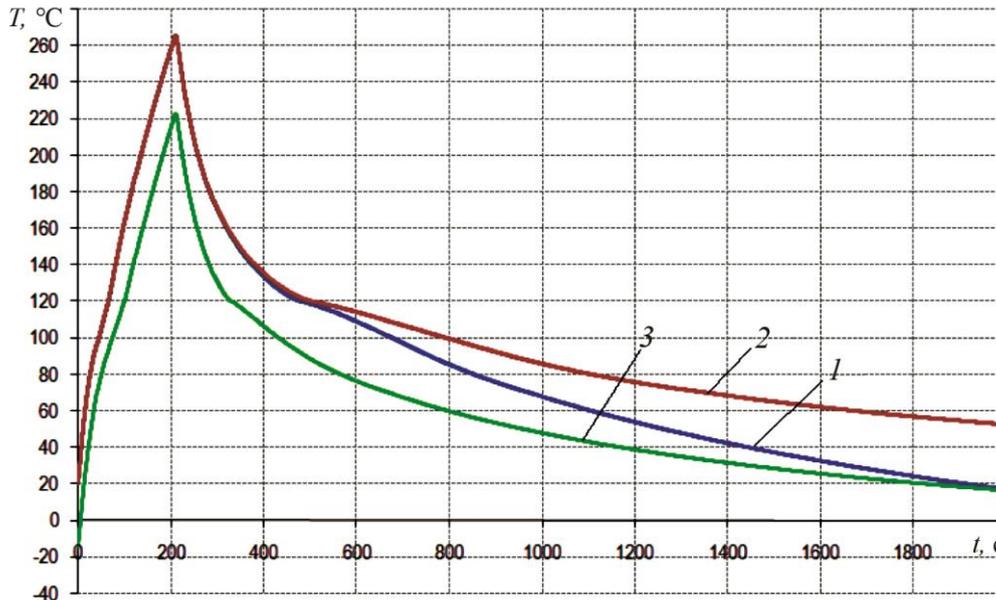


Рис. 3. Временные зависимости максимальных температур при различных режимах приварки седлового отвода к полиэтиленовой трубе: 1 – нагрев при температуре ОБ 20 °С и охлаждение при –40 °С; 2 – нагрев и охлаждение при температуре ОБ 20 °С; 3 – нагрев и охлаждение при температуре ОБ –15 °С

4. Заключение

Предложена математическая модель теплового процесса приварки седлового отвода к полиэтиленовой трубе, учитывающая поглощение (при оплавлении) и выделение (при кристаллизации) теплоты в интервале температур.

На основе анализа динамики температурных полей при приварке седлового отвода к полиэтиленовой трубе при температурах ОБ ниже нормативных показана необходимость проведения предварительного подогрева до допустимой для сварки температуры и охлаждения сварного соединения под слоем теплоизоляции.

Литература

1. СП 42-103-2003. Проектирование и строительство газопроводов из полиэтиленовых труб и реконструкция изношенных газопроводов.
2. Starostin N. P., Ammosova O. A. Simulation of the Thermal Process of Butt Welding of Polyethylene Pipes at Low Temperatures // J. Eng. Phys. Thermophys. – 2016. – Vol. 89, no. 3. – P. 714–720. – DOI: 10.1007/s10891-016-1430-8
3. Стренг Г., Фикс Дж. Теория метода конечных элементов / пер. с англ. В. И. Агошкова, В. А. Василенко, В. В. Шайдурова ; под ред. Г. И. Марчука. – М. : Мир, 1977. – 349 с.
4. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов / пер. с англ. – М. : Мир, 1979. – 392 с.
5. Numerical and Experimental Study of the Electrofusion Welding Process of Polyethylene Pipes / Z. Chebbo, M. Vincent, A. Boujlal, D. Gueugnaut, Y. Tillier // Polymer Engineering and Science. – 2015. – Vol. 55, iss. 1. – P. 123–131. – DOI: 10.1002/pen.23878
6. Automated Solution of Partial Differential Equations by Finite Element Method: The FEniCS Book / ed. by F. Logg, K.-A. Mardal, G. N. Wells. – Springer, 2012. – 731 p.
7. Software package FEniCS. – URL: <http://fenicsproject.org/>
8. Software package GMSH. – URL: <http://geuz.org/gmsh/>

9. Самарский А. А., Вабищевич П. Н. Вычислительная теплопередача. – М. : ЛИБРОКОМ, 2014. – 784 с.
10. Сьярле Ф. Метод конечных элементов для эллиптических задач. – М. : Мир, 1980. – 512 с.

Received: 20.11.2017

Revised: 26.12.2017

Accepted: 16.02.2018

DOI: 10.17804/2410-9908.2018.1.050-057

DETERMINATION OF THE FRACTURE TOUGHNESS LIMIT OF POLYPROPYLENE PIPES

A. I. Gerasimov^{a)}, E. V. Danzanova^{b)*}, G. V. Botvin^{c)}

*Institute of Oil and Gas Problems, Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences,
1 Oktyabrskaya St., 677891, Yakutsk, Russian Federation*

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

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

^{c)}  <https://orcid.org/0000-0001-7834-8144>,  leb-0379@mail.ru

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

Address for correspondence: ul. Oktyabrskaya, 1, 677891, Yakutsk, Russian Federation

Tel.: +7(4112)35 72 93

At present, polypropylene pipes are most widely used in water supply systems. However, there are restrictions on the ambient temperature during their transportation. Thus, transportation, loading and unloading of polypropylene pipes are recommended to be carried out at an ambient temperature of at least minus 10 °C. Transportation is allowed at temperatures down to minus 20 °C, with fixation of pipes and observation of special precautions. This paper presents the results of testing samples of polypropylene pipes for crack resistance at different temperatures. The influence of the surface layer of the outer and inner walls of the pipes on fracture toughness is investigated. The results demonstrate that the removal of the surface layer from the inner wall of the pipe increases the value of the fracture toughness limit.

Keywords: polypropylene, fracture toughness limit, tension, incision, surface layer.

References

1. Alekseev A.V., Glukhova O.V., Islamov A.R., Sergeev S.M., Minkevich A.B. The state and development prospects of plastic pipelines in Russia. *The electronic scientific journal Oil and Gas Business*, 2004, no. 2, pp. 1–4. (In Russian). Available at: http://ogbus.ru/authors/Alekseev/Alekseev_1.pdf
2. Willoughby D.A., Woodson R.D., Sutherland R. *Plastic Piping: Handbook*. McGraw Hill Professional, 2002, 750 p.
3. SP 40-101-96. Svod pravil po proektirovaniyu i montazhu truboprovodov iz polipropilena “Random sopolimer” [Design and Laying of “Random Copolymer” Polypropylene Pipelines: Handbook of Instructions]. Moscow, Ministry of Russia GUP TsPP Publ., 1997, 33 p. (In Russian).
4. Kaigorodov G.K., Kargin V.Yu. The effect of cooling rate of a polyethylene weld on its strength. *Truboprovody i Ekologiya*, 2001, no. 2, pp.13–14. (In Russian).
5. Ramsaroop A., Kanny K., Mohan T.P. Fracture Toughness Studies of Polypropylene-Clay Nanocomposites and Glass Fibre Reinforced Polypropylene Composites. *Materials Sciences and Applications*, 2010, vol. 1, pp. 301–309. DOI: 10.4236/msa.2010.15044.
6. Rodionov A.K., Babenko F.I. Estimation of crack resistance of butt welding joints of gas pipes from PE80. *The electronic scientific journal Oil and Gas Business*, 2012, no. 5, pp. 435–446. (In Russian). Available at: <http://ogbus.ru/article/ocenka-treshhinostojkosti-svarnyx-stykovyx-soedinenij-gazoprovodov-izgotovlennyx-iz-polietilenovyx-trub-pe-80-2>

7. Cherepanov G.P. *Mekhanika razrusheniya kompozitsionnykh materialov* [Mechanics of Fracture of Composite Materials]. Moscow, Nauka Publ., 1983, 296 p. (In Russian).

Подана в журнал: 20.11.2017
УДК 620.172.21
DOI: 10.17804/2410-9908.2018.1.050-057

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРЕДЕЛА ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ПОЛИПРОПИЛЕНОВЫХ ТРУБ

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

*Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт проблем нефти и газа СО РАН,
677891, ул. Октябрьская, 1, 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;

^{в)}  <https://orcid.org/0000-0001-7834-8144>,  leb-0379@mail.ru

*Ответственный автор. Электронная почта: Dhv4071@mail.ru
Адрес для переписки: 677891, ул. Октябрьская, 1, Якутск, Российская Федерация
Тел.: +7(4112)35-72-93

В настоящее время полипропиленовые трубы широко используются в системах водоснабжения. Но существуют ограничения по температуре окружающего воздуха при их транспортировке. Так, транспортирование, погрузки и разгрузки полипропиленовых труб рекомендуется проводить при температуре окружающего не ниже -10 °С, транспортирование при температуре до -20 °С допускается при фиксации труб и соблюдении особых мер предосторожности. В работе приводятся результаты испытаний образцов полипропиленовых труб на трещиностойкость при различных температурах. Исследовано влияние поверхностного слоя наружной и внутренней стенок труб на вязкость разрушения. Результаты показали, что удаление поверхностного слоя с внутренней стенки труб приводит к увеличению значения предела трещиностойкости.

Ключевые слова: полипропилен, предел трещиностойкости, растяжение, надрез, поверхностный слой.

1. Введение

Полипропиленовые (ПП) трубы наиболее востребованы в инженерных сетях тепло- и водоснабжения. Это связано прежде всего с долговечностью, простотой монтажа, легкого веса и т. д. [1–2]. Однако, повсеместное широкое внедрение полипропиленовых труб сдерживается ограничениями по температуре окружающего воздуха (ОВ) при транспортировании и сварке. Так, в действующих нормативных документах указано, что транспортирование, погрузка и разгрузка полипропиленовых труб должны проводиться при температуре наружного воздуха не ниже минус 10 °С, а при температуре до минус 20 °С транспортирование допускается только при использовании специальных устройств, обеспечивающих фиксацию труб, а также принятии особых мер предосторожности [3].

Полимерные трубы производятся способом непрерывной горячей экструзии при интенсивном охлаждении наружной стенки трубы. В связи с этим, для наружной стенки труб характерна мелкокристаллическая структура. Для внутренней стенки трубы вследствие медленного охлаждения характерна крупносферолитная структура, которая обеспечивает снижение ударной вязкости материала [4]. Исключение слоя с крупносферолитной структурой материала могло бы привести к улучшению его свойств. В открытых научных источниках имеются данные по исследованию трещиностойкости композитных материалов на основе полипропилена при испытаниях на трехточечный изгиб [5]. Было установлено, что

композиты полипропилена с армированными волокнами показывают высокие значения трещиностойкости.

Цель данной работы – исследование влияния поверхностного слоя внутренней и наружной стенки полипропиленовых труб на их трещиностойкость.

2. Материал и методика

В настоящее время наиболее широко используются трубы из материала PPRC «рандом-сополимер», так как трубы из этого материала термоустойчивы, абсолютно экологичны. Также эти трубы хорошо выдерживают испытания различными кислотными и щелочными растворами и при этом могут находиться в жидких агрессивных средах практически всё время без потери своих качеств, что позволяет использовать PPRC трубы соответствующих диаметров в химической и нефтехимической промышленности фактически без ограничения.

Эксперименты проводились согласно методике, изложенной в работе [6]. Испытывались при одноосном растяжении три партии образцов, вырезанные из полипропиленовых труб в форме полосок с размерами $6 \times 16,5 \times 130$ мм с краевой поперечной трещиной (рис. 1). Первая партия изготавливалась без изменений, во второй и третьей партии образцов снимались поверхностные слои толщиной в 0,2 мм со стороны внутренней и наружной стенки трубы соответственно. Надрезы глубиной 5,75 мм наносили ножовочным полотном и заостряли бритвой. Кратковременные испытания на растяжение проводились при температурах минус 20 °С; -10 °С; 0 °С и комнатной (+23 °С) при скорости движения захватов универсальной разрывной машины UTS-20K 100 мм/мин до разрушения образцов.

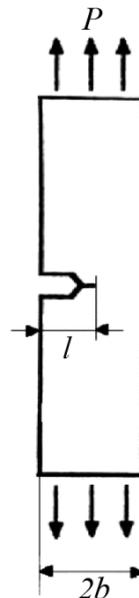


Рис. 1. Форма и размеры образцов с краевой трещиной для испытаний на трещиностойкость при осевом растяжении

При разрушении образцов из полимерного конструкционного материала обычно характерны на поверхности излома две зоны: зона вязкого разрушения и зона хрупкого разрушения. На рис. 2–5 приведены фотографии поверхностей изломов образцов после испытаний. Видно, что зона вязкого разрушения (белый полукруг у надреза) наблюдается у образцов, испытанных при температурах +23 °С, 0 °С, -10 °С. При температуре испытаний -20 °С наблюдается картина хрупкого разрушения.

Действительно, поверхности изломов на рис. 2–5 свидетельствуют о том, что независимо от того, какая надмолекулярная структура на поверхности испытанных образцов, пластическое разрушение происходит при температурах $+23\text{ }^{\circ}\text{C}$, $0\text{ }^{\circ}\text{C}$, $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$, что подтверждает минимальное значение температуры наружного воздуха при транспортировании. При значении температуры минус $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ все поверхности изломов показывают хрупкое разрушение, что также подтверждает, что при транспортировании труб из PPRC нельзя подвергать их даже небольшой деформации.

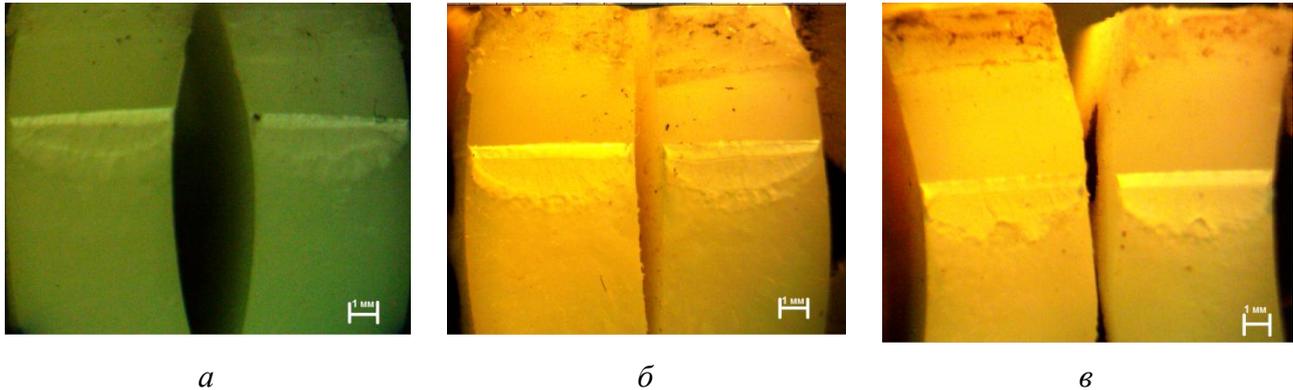


Рис. 2. Фотографии поверхностей изломов полипропиленовых труб, температура испытаний $T = +23\text{ }^{\circ}\text{C}$: *a* – исходный ПП; *б* – без внутреннего слоя; *в* – без наружного слоя

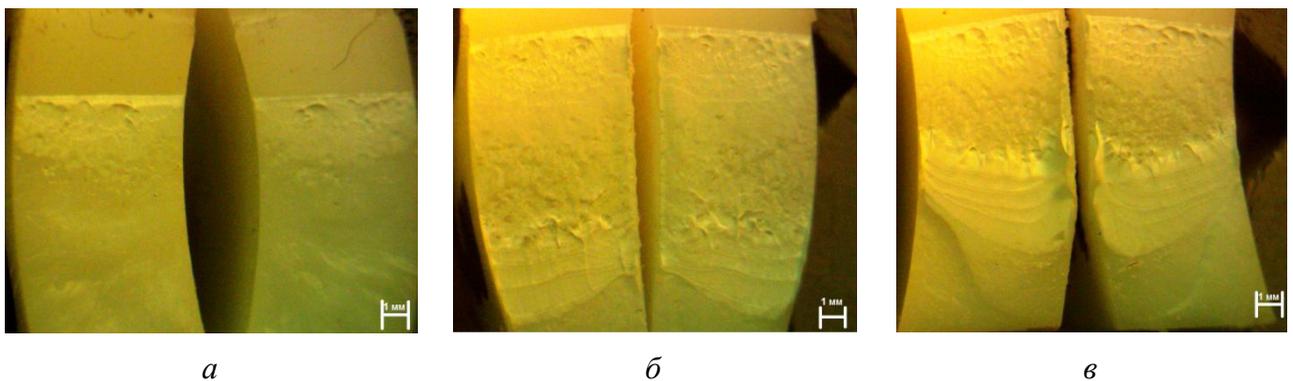


Рис. 3. Фотографии поверхностей изломов полипропиленовых труб, температура испытаний $T = 0\text{ }^{\circ}\text{C}$: *a* – исходный ПП; *б* – без внутреннего слоя; *в* – без наружного слоя

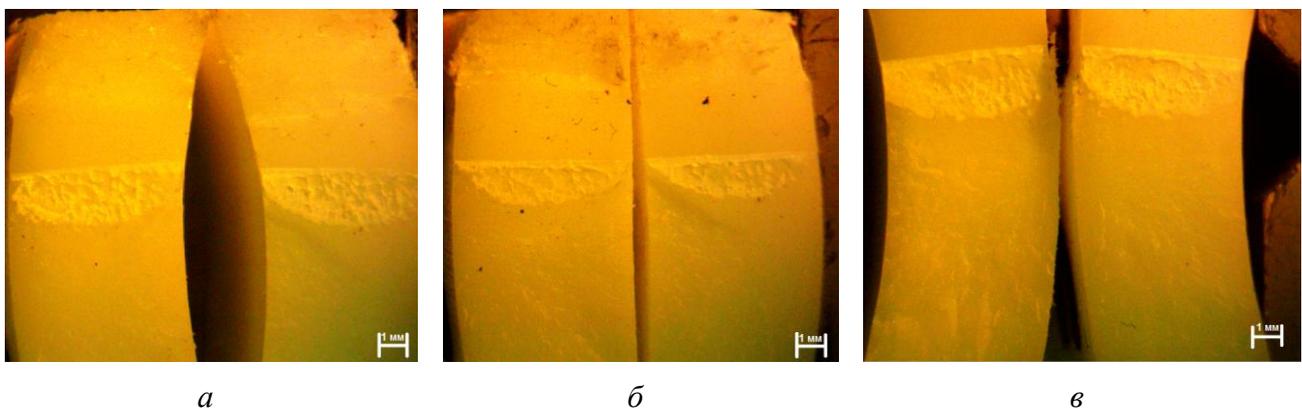


Рис. 4. Фотографии поверхностей изломов полипропиленовых труб, температура испытаний $T = -10\text{ }^{\circ}\text{C}$: *a* – исходный ПП; *б* – без внутреннего слоя; *в* – без наружного слоя

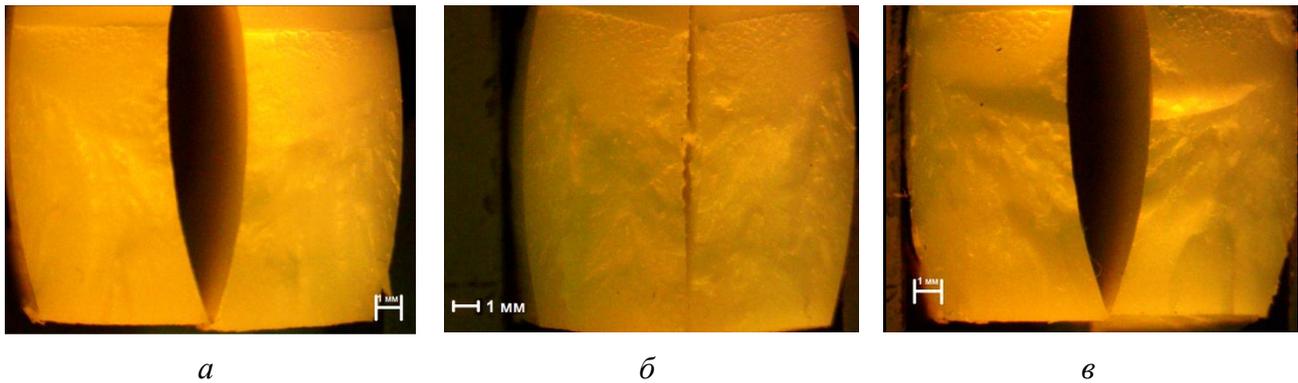


Рис. 5. Фотографии поверхностей изломов полипропиленовых труб, температура испытаний $T = -20\text{ }^{\circ}\text{C}$: *a* – исходный ПП; *б* – без внутреннего слоя; *в* – без наружного слоя

Вычисления предела трещиностойкости при осевом растяжении I_C проводили по соотношению:

$$I_C = \sigma \sqrt{\pi l} \cdot \xi(l/b), \quad (1)$$

где σ – разрушающее напряжение образца с надрезом; l – длина (глубина) надреза; b – полуширина образца; $\xi(l/b)$ – табулированная функция [7].

На рис. 6 приведены значения предела трещиностойкости исходных образцов и образцов со снятыми поверхностными слоями, сформированными при производстве PPRC трубы при различных предельных температурах, регламентированных действующими нормативными документами при транспортировании. Характерной особенностью значения предела трещиностойкости является то, что при температурах $+23\text{ }^{\circ}\text{C}$; $0\text{ }^{\circ}\text{C}$; $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ снятие внешнего слоя трубы приводит тоже к незначительному, но понижению предела трещиностойкости по сравнению с исходными образцами без снятого внутреннего или наружного слоя.

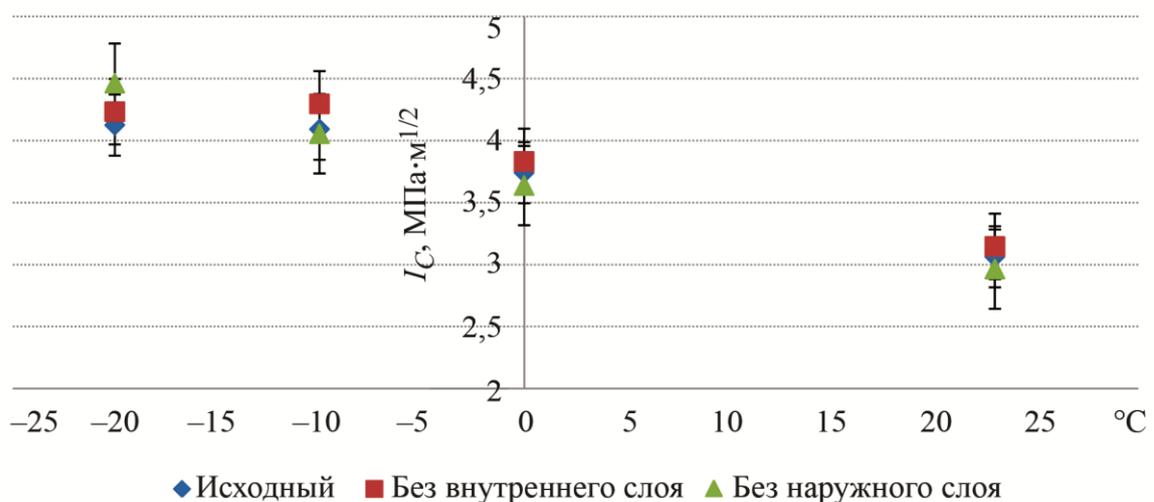


Рис. 6. Влияние поверхностного слоя на предел трещиностойкости при различных температурах

Нарушение этой закономерности происходит при хрупком разрушении при температуре $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$. Видимо, здесь роль начинает играть уже не кристаллическая составляющая, а аморфная часть полипропилена. С понижением температуры испытаний величина предела трещиностойкости возрастает, что объясняется ростом прочности при растяжении $\sigma_{\text{рм}}$ при охлаждении полипропилена или полимерного композиционного материала при прочих равных параметрах испытанных образцов (рис. 7).

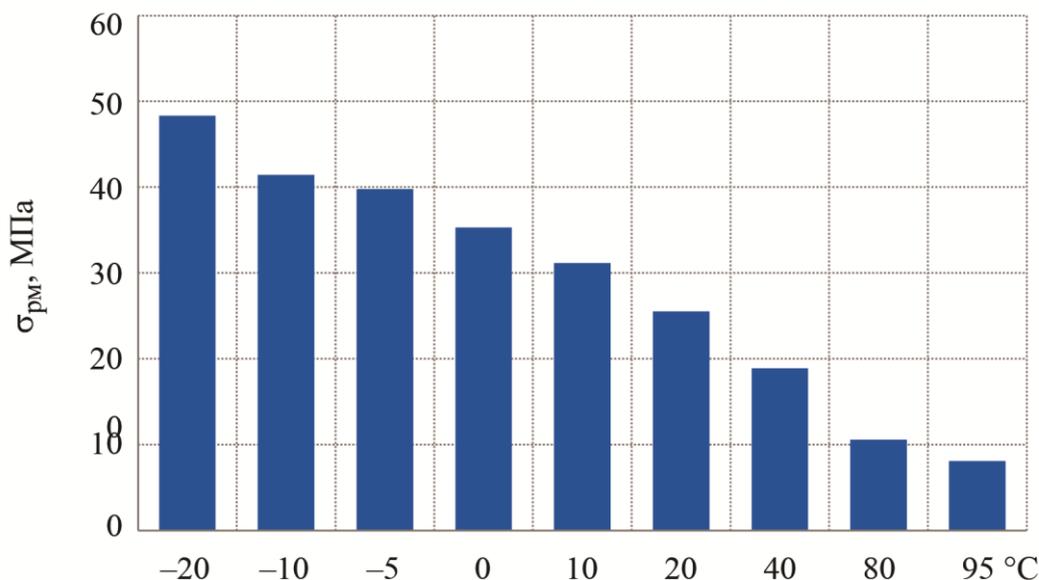


Рис. 7. Прочность при растяжении ПП труб при различных температурах испытаний

3. Заключение

Установлено, что удаление внутренней поверхности полипропиленовой трубы приводит при температурах до $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ приводит к незначительному повышению предела трещиностойкости и, напротив, снятие поверхностного слоя наружной стенки трубы приводит к уменьшению трещиностойкости. Крупносферолитная структура негативно влияет на прочностные характеристики полипропилена.

Литература

1. Состояние и перспективы развития пластмассовых трубопроводов в России / А. В. Алексеев, О. В. Глухова, А. Р. Исламов, С. М. Сергеев, А. Б. Минкевич // Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело». – 2004. – № 2. – С. 1–4. – URL: http://ogbus.ru/authors/Alekseev/Alekseev_1.pdf
2. Уиллоуби Д. А., Вудсон Р. Д., Суверлэнд Р. Полимерные трубы и трубопроводы : справочник / пер. с англ. и науч. ред. В. В. Ковриги. – СПб. : Профессия, 2010. – 485 с.
3. СП 40-101-96. Проектирование и монтаж трубопроводов из полипропилена «Рандом сополимер» (принят и рекомендован Письмом Главтехнормирования Минстроя РФ от 09.04.1996 N 13/214). – М. : Минстрой России ГУП ЦПП, 1997. – 33 с.
4. Кайгородов Г. К., Каргин В. Ю. Влияние скорости охлаждения полиэтиленового сварного шва на его прочность // Трубопроводы и Экология. – 2001. – № 2. – С. 13–14.
5. Ramsaroop A., Kanny K., Mohan T. P. Fracture Toughness Studies of Polypropylene-Clay Nanocomposites and Glass Fibre Reinforced Polypropylene Composites // Materials Sciences and Applications. – 2010. – Vol. 1. – P. 301–309. – DOI: 10.4236/msa.2010.

6. Родионов А. К., Бабенко Ф. И. Оценка трещиностойкости сварных стыковых соединений газопроводов, изготовленных из полиэтиленовых труб ПЭ80 // Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело». – 2012. – С. 435–446. – URL: <http://ogbus.ru/article/ocenka-treshhinostojkosti-svarnyx-stykovyx-soedinenij-gazoprovodov-izgotovlennyx-iz-polietilenovyx-trub-pe-80-2>
7. Черепанов Г. П. Механика разрушения композиционных материалов. – М. : Наука, 1983. – 296 с.