

Received: 03.10.2024

Revised: 29.10.2024

Accepted: 22.11.2024

DOI: 10.17804/2410-9908.2024.6.062-090

COMPARISON OF RING TENSION AND COMPRESSION TEST RESULTS FOR MATERIALS WITH LOW DUCTILITY

A. S. Frolov^a and I. V. Fedotov^{b, *}

*The Kurchatov Institute National Research Center,
1 Akademika Kurchatova Sq., Moscow, 123182, Russia*

^a  <https://orcid.org/0000-0001-5778-4182>  frolov_as@nrcki.ru;

^b  <https://orcid.org/0000-0003-2699-5918>  fedotov_ivy@nrcki.ru

*Corresponding author. Email: fedotov_ivy@nrcki.ru

Address for correspondence: pl. Akademika Kurchatova, 1, Moscow, 123182, Russia
Tel.: +7 (499) 196-9215

In this paper, a low-ductility material (AK12 alloy) being used as an example, the stress-strain state of ring specimens is analyzed by digital image correlation and finite element modeling with the use of the most widespread tests, namely diametral compression and tension on semicircular mandrels. The calculations and experiments show that, regardless of the test type and deformation stage, the achievement of critical local strain (4.0–4.2% for the material under study) can be taken as the limit state for various types and configurations of tests. The results obtained from different types of testing are compared and analyzed in terms of criteria for permanent diametral strain.

Keywords: testing of ring specimens, plasticity, AK12, finite element method, digital image correlation

Acknowledgment

The study was performed under the state assignment for the Kurchatov Institute National Research Center.

References

1. Barsanova, S.V., Kozlov, A.V., and Shilo, O.B. The influence of irradiation with fast neutrons on the change in the mechanical properties of austenitic steels EK-164 and ChS-68. *Voprosy Atomnoy Nauki i Tekhniki. Seriya Materialovedenie i novye materialy*, 2018, 96 (5), 4–12. (In Russian).
2. Grachev, A.F., Zhrebtsov, A.A., Zabudko, L.M., Zvir, E.A., Kryukov, F.N., Nikitin, O.N., Skupov, M.V., Ivanov, Yu.A., and Porollo, S.I. Results of investigations of BREST-type reactor fuel rods with mixed uranium-plutonium nitride fuel, irradiated in BOR-60 and BN-600. *Atomic Energy*, 125, 314–321 (2019). DOI: 10.1007/s10512-019-00487-4.
3. Kim, K.-T. The effect of peak cladding temperature occurring during interim-dry storage on transport-induced cladding embrittlement. *Nuclear Engineering and Technology*, 2020, 52 (7), 1486–1494. DOI: 10.1016/j.net.2019.12.030.
4. Yook, H., Shirvan K., Phillips, B., and Lee, Y. Post-LOCA ductility of Cr-coated cladding and its embrittlement limit. *Journal of Nuclear Materials*, 2022, 558, 153354, 1–11. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2021.153354.
5. Markelov, V.A., Malgin, A.G., Novikov, V.V., and Gusev, A.Yu. Providing durability in a loca design basis accident of fuel rod claddings made of electrolytic zirconium E110 alloy. *Voprosy*

- Atomnoy Nauki i Tekhniki. Seriya Materialovedenie i Novye Materialy*, 2017, 4 (91), 32–46. (In Russian).
6. Gurovich, B.A., Frolov, A.S., Kuleshova, E.A., and Fedotov, I.V. Long-term high-temperature exposure effects on mechanical properties and structure of the 42XNM alloy after neutron irradiation in the VVER–1000. Part 1. Mechanical tests. *Voprosy Materialovedeniya*, 2023, 113 (1), 134–149. (In Russian). DOI: 10.22349/1994-6716-2023-113-1-134-149.
 7. Gurovich, B.A., Frolov, A.S., Kuleshova, E.A., Maltsev, D.A., Fedotov, I.V., and Safonov, D.V. Long-term high-temperature exposure effects on mechanical properties and structure of the 42XNM alloy after neutron irradiation in the VVER–1000. Part 2. Structural studies. *Voprosy Materialovedeniya*, 2023, 113 (1), 150–173. (In Russian). DOI: 10.22349/1994-6716-2023-113-1-150-173.
 8. Kulakov, G.V., Konovalov, Yu.V., Kosaurov, A.A., Peregud, M.M., Nikulina, A.B., Shishin, V.Yu., Ovchinnikov, V.A., and Sheldyakov, A.A. Behavior of modified zirconium-alloy fuel-element cladding under irradiation. *Atomic Energy*, 2018, 123, 399–405. DOI: 10.1007/s10512-018-0359-8.
 9. Leontieva-Smirnova, M.V., Kalin, B.A., Morozov, E.M., Kostyukhina, A.V., Fedotov, P.V., and Taktashev, R.N. Methodical features of tensile testing of ring samples. *Inorganic Materials: Applied Research*, 2020, 11, 731–738. DOI: 10.1134/S2075113320030302.
 10. Karagergi, R.P., Konovalov, A.V., Evseev, M.V., and Kozlov, A.V. Construction of a strain-hardening diagram to analyze the state of stress in the fuel-element cladding material. *Russian Metallurgy*, 2023, 1528–1534. DOI: 10.1134/S0036029523100117.
 11. Karagergi, R.P., Evseev, M.V., and Kozlov, A.V. Analytical method for determining the initial effective length of the working part of the annular sample under tension. *Voprosy Atomnoy Nauki i Tekhniki. Seriya Materialovedenie i Novye Materialy*, 2019, 5 (101), 13–24. (In Russian).
 12. Gurovich, B.A., Frolov, A.S., and Fedotov, I.V. Improved evaluation of ring tensile test ductility applied to neutron irradiated 42XNM tubes in the temperature range of (500–1100)°C. *Nuclear Engineering and Technology*, 2020, 52 (6), 1213–1221. DOI: 10.1016/j.net.2019.11.019.
 13. Frolov, A.S., Fedotov, I.V., and Gurovich, B.A. Evaluation of the true-strength characteristics for isotropic materials using ring tensile test. *Nuclear Engineering and Technology*, 2021, 53 (7), 2323–2333. DOI: 10.1016/j.net.2021.01.033.
 14. Billone, M.C., Burtseva, T.A., and Einziger, R.E. Ductile to brittle transition temperature for high burnup Zircaloy–4 and ZIRLO cladding alloys exposed to simulated drying-storage conditions. *Journal of Nuclear Materials*, 2013, 433 (1–3), 431–448. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2012.10.002.
 15. Chen, H. and Cai, L. Unified ring-compression model for determining tensile properties of tubular materials. In: *Materials Today Communications*, 2017, 13, 210–220. DOI: 10.1016/j.mtcomm.2017.10.006.
 16. Han, G., Cai, L., Bao, C., Liang, B., Lyu, Y., Huang, M., and Liu, X. Novel ring compression test method to determine the stress-strain relations and mechanical properties of metallic materials. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 2021, 34 (109), 1–12. DOI: 10.1186/s10033-021-00622-y.
 17. Karagergi, R.P., Kozlov, A.V., Yarkov, V.Yu., Pastukhov, V.I., Barsanova, S.V. Microstructure of fracture surfaces after radial compression of annular specimens made of cladding austenitic steel exposed to damaging dose above 100 dpa. *Physics of Metals and Metallography*, 2024, 125 (6), 665–672. DOI: 10.1134/S0031918X2460043X.
 18. Polunin, K.K., Bahin, A.N., and Urusov, A.A. Studying fuel clads made of the E110 alloy with a protective coating under conditions typical of a loss-of-coolant accident. *Vestnik Nauki*, 2019, 11 (2), 105–112. (In Russian).
 19. Nikanorov, S.P., Volkov, M.P., Gurin, V.N., Burenkov, Y.A., Derkachenko, L.I., Kardashev, B.K., Regel, L.L., and Wilcox, W.R. Structural and mechanical properties of Al-Si alloys obtained by fast cooling of a levitated melt. *Materials Science and Engineering: A*, 2005, 390 (1–2), 63–69. DOI: 10.1016/j.msea.2004.07.037.

20. Beck, P.M., Hayne, M.L., Liu, C., Valdez, J., Nizolek, T., Briggs, S.A., Maloy, S.A., Saleh, T.A., and Eftink, B.P. Mandrel diameter effect on ring-pull testing of nuclear fuel cladding. *Journal of Nuclear Materials*, 2024, 596, 155087. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2024.155087.
21. Blaber, J., Adair, B., and Antoniou, A. Ncorr: open-source 2D digital image correlation Matlab software. *Experimental Mechanics*, 2015, 55 (6), 1105–1122. DOI: 10.1007/s11340-015-0009-1.
22. Nemat-Alla, M. Reproducing hoop stress–strain behavior for tubular material using lateral compression test. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2003, 45 (4), 605–621. DOI: 10.1016/S0020-7403(03)00115-2.
23. Birger, I.A., Panovko, Y.G., eds. *Prochnost, ustoychivost, kolebaniya: spravochnik* [Strength, Stability, Vibrations: Handbook in 3 Vols. Vol. 1]. Mashinostroenie Publ., Moscow, 1968, 821 p. (In Russian).
24. Buzyurkin, A.E., Gladky, I.L., and Kraus, E.I. Determination of parameters of the Johnson-Cook model for the description of deformation and fracture of titanium alloys. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2015, 56, 330–336. DOI: 10.1134/S0021894415020194.
25. Shrivastava, S., Ghosh, C., and Jonas, J.J. A comparison of the von Mises and Hencky equivalent strains for use in simple shear experiments. *Philosophical Magazine A.*, 2012, 92 (7), 779–786. DOI: 10.1080/14786435.2011.634848.
26. Kolmogorov, V.L., Bogatov, A.A., Migachev, B.A., Zudov, E.G., Freydenzon, Yu.E., and Freydenzon, M.E. *Plastichnost i razrushenie* [Plasticity and Fracture]. Metallurgiya Publ., Moscow, 1977.
27. Wu, H., Udagawa, Y., Narukawa, T., and Amaya, M. Crack formation in cladding under LOCA quench conditions. *Nuclear Engineering and Design*, 2016, 303, 25–30. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2016.03.033.
28. Kudiiarov, V., Sakvin, I., Syrtanov, M., Slesarenko, I., and Lider, A. Hydride rim formation in E110 zirconium alloy during gas-phase hydrogenation. *Metals*, 2020, 10 (2), 247. DOI: 10.3390/met10020247.
29. Pastukhov, V.I., Panchenko, V.L., Portnykh, I.A., Averin, S.A., and Kozlov, A.V. Non-uniformity of radiation-induced porosity of fuel pin cladding made of 16Cr-19Ni-2Mo-2Mn-Nb-Ti-V-P-B austenitic steel. *Voprosy Atomnoy Nauki i Tekhniki. Seriya Materialovedenie i Novye Materialy*, 2018, 96 (5), 13–22. (In Russian).
30. Grachev, A.F., Zherebtsov, A.A., Zabudko, L.M., Zvir, E.A., Kryukov, F.N., Nikitin, O.N., Skupov, M.V., Ivanov, Yu.A., and Porollo S.I. Results of investigations of BREST-type reactor fuel rods with mixed uranium-plutonium nitride fuel, irradiated in BOR–60 and BN–600. *Atomic Energy*, 2019, 125, 314–321. DOI: 10.1007/s10512-019-00487-4.
31. Kitano, K., Losin, C., Arborelius, J., and Limbäck, M. Study on incipient cracks at inner surface of cladding liner after high power irradiation test. *Journal of Nuclear Science and Technology*, 2006, 43 (9), 1015–1020. DOI: 10.1080/18811248.2006.9711190.

Подана в журнал: 03.10.2024

УДК 620.172, 620.173

DOI: 10.17804/2410-9908.2024.6.062-090

СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ИСПЫТАНИЙ НА СЖАТИЕ И РАСТЯЖЕНИЕ КОЛЬЦЕВЫХ ОБРАЗЦОВ ИЗ МАЛОПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

А. С. Фролов^а, И. В. Федотов^{б, *}

Федеральное государственное бюджетное учреждение «Национальный исследовательский центр «Курчатовский институт», пл. Академика Курчатова, 1, г. Москва, 123182, Россия

^а  <https://orcid.org/0000-0001-5778-4182>  frolov_as@nrcki.ru;

^б  <https://orcid.org/0000-0003-2699-5918>  fedotov_ivy@nrcki.ru

*Ответственный автор. Электронная почта: fedotov_ivy@nrcki.ru
Адрес для переписки: пл. Академика Курчатова, 1, Москва, 123182, Россия
Тел.: +7 (499) 196-92-15

В работе на примере малопластичного материала (сплав АК12) проведен анализ напряженно-деформированного состояния кольцевых образцов методами корреляции цифровых изображений и конечно-элементного моделирования при наиболее распространенных типах испытаний: на диаметрально сжатие и на растяжение на полукруглых опорах. Расчетно-экспериментальным путем показано, что, независимо от типа испытания и стадии деформирования, для различных типов и конфигураций испытаний в качестве предельного состояния можно принять достижение критической локальной деформации, которая для рассмотренного материала составляет 4,0–4,2 %. Проведено сравнение и анализ результатов, полученных при различных типах испытаний, с точки зрения критериев остаточной диаметральной деформации.

Ключевые слова: испытания кольцевых образцов, пластичность, АК12, метод конечных элементов, корреляция цифровых изображений

1. Введение

Одним из основных факторов, определяющих безопасность топливного цикла ядерных энергетических установок, является деформационная способность оболочки тепловыделяющего элемента (ТВЭЛ) – второго барьера для выхода продуктов деления ядерного топлива в окружающую среду. Материалы оболочек ТВЭЛ в исходном состоянии обладают достаточными механическими характеристиками для обеспечения проектных параметров ядерной энергетической установки. Однако в процессе воздействия эксплуатационных факторов происходит деградация их структуры и свойств, что проявляется в снижении деформационной способности материала – охрупчивании. Данная проблема актуальна для широкого класса материалов оболочек ТВЭЛ, включая аустенитные [1] и ферритно-мартенситные стали [2], циркониевые сплавы [3–5] и сплавы на основе никеля [6, 7]. Поэтому с целью определения критериев безопасной эксплуатации ТВЭЛ в профильных организациях проводится комплекс материаловедческих исследований облученных материалов оболочек, включающих среди прочего механические испытания с целью определения остаточной пластичности материала.

Для оценки остаточной пластичности материалов оболочек ТВЭЛ российских реакторов чаще всего применяются испытания кольцевых образцов на статическое растяжение с использованием полукруглых опор [1, 2, 7–11]. На рис. 1 а приведена типичная диаграмма растяжения кольцевого образца на полукруглых опорах. Данный метод испытаний предусматривает получение механических характеристик материала в окружном направлении (условный предел текучести $\sigma_{0,2}$, временное сопротивление σ_b , равномерное удлинение δ_p ,

общее удлинение δ_0 и относительное сужение ψ) с использованием стандартной обработки диаграмм растяжения [9].

Однако при использовании такого подхода в случае относительно низких пластических характеристик материала стандартная обработка диаграммы становится практически неинформативной [9, 12]. Так, при испытаниях облученных кольцевых образцов из сплава 42ХНМ разрушение происходило во время распрямления рабочих областей кольцевого образца, и на диаграмме растяжения отсутствовали необходимые для обработки участки (рис. 1 а) – основной линейный участок и участок растяжения [12]. Последнее обстоятельство значительно затрудняет корректную интерпретацию результатов механических испытаний охрупченных материалов, так как в процессе распрямления кольцевого образца в материале уже накапливается значительная локальная пластическая деформация до 5–10 %, которую невозможно определить при стандартной обработке диаграммы [9, 12]. Такие материалы с пониженной деформационной способностью, разрушающиеся до распрямления рабочих областей, можно отнести к малопластичным.

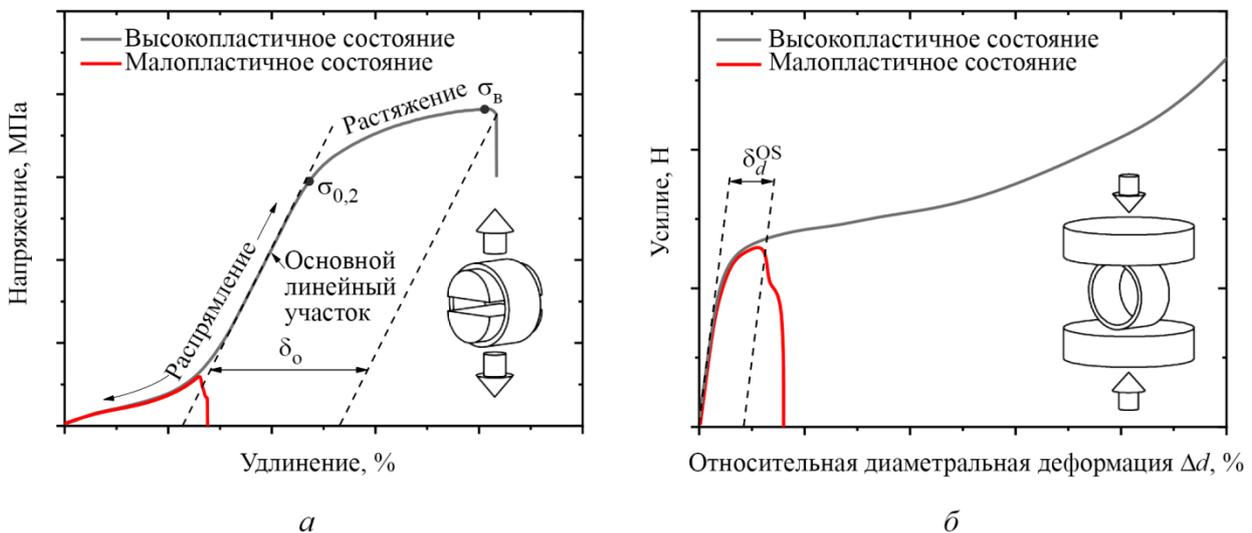


Рис. 1. Типичные диаграммы нагружения кольцевых образцов с различным уровнем пластичности при испытаниях на растяжение (а) и сжатие (б), а также соответствующие подходы к обработке диаграмм нагружения

В работах [6, 12, 13] был продемонстрирован альтернативный подход к обработке результатов испытаний кольцевых образцов на статическое растяжение, позволяющий оценить максимальные локальные деформации в кольцевом образце перед разрушением. В основе данного подхода лежит построение методом конечных элементов (МКЭ) модели процесса нагружения кольцевого образца и валидация модели с применением метода корреляции цифровых изображений (DIC – digital image correlation). Однако получаемое в результате анализа напряженно-деформированного состояния (НДС) значение максимальной локальной деформации, предшествующей разрушению, хотя и отражает критическое состояние материала, но не позволяет напрямую сравнивать их с результатами, полученными другими методами испытаний и представленными в литературе.

Так, распространенным методом испытаний материалов оболочек и труб в зарубежных исследованиях являются испытания на диаметральное сжатие (рис. 1 б) [3, 4, 14–17], которые также применяются и в российских исследованиях оболочек из циркониевых сплавов в условиях аварии с потерей теплоносителя [5, 18]. Для указанного метода испытаний циркониевых сплавов сформулированы критерии остаточной пластичности, на основе которых различные состояния материала можно разделить на хрупкие и пластичные [14]. В общем

случае, если величина остаточной диаметральной деформации (например, δ_d^{OS} offset strain – деформация, определенная смещением линейного участка, рис. 1 б) меньше критериального значения, то состояние считается хрупким [14]. Основной целью применения критериев остаточной пластичности является определение порогового состояния материала оболочки для рассматриваемых условий эксплуатации.

В связи с этим представляет интерес анализ возможности сопоставления результатов различных типов испытаний (растяжение и сжатие) кольцевых образцов из малопластичных материалов оболочек твэлов, что и явилось целью данной работы. Для достижения поставленной цели были выполнены и решены следующие задачи:

- проведение испытаний кольцевых образцов из модельного малопластичного материала на сжатие и растяжение;
- построение расчетной МКЭ-модели и ее валидация на основе DIC-анализа;
- анализ особенностей диаграмм нагружения при испытаниях на сжатие и растяжение и определение критических диаметральных деформаций, предшествующих разрушению при испытаниях на сжатие и растяжение;
- анализ особенностей напряженно-деформированного состояния в образцах при испытаниях на сжатие и растяжение и определение критических локальных деформаций, предшествующих разрушению при испытаниях на сжатие и растяжение;
- анализ сопоставимости результатов различных методов испытаний с учетом выявленных особенностей диаграмм нагружения и напряженно-деформированного состояния.

2. Материалы и методы исследований

2.1. Исследованный материал

В качестве малопластичного материала в данной работе выбран сплав на основе алюминия типа Al–12Si (силумин АК12). Данный сплав имеет низкие пластические характеристики (относительное удлинение на уровне единиц процентов) [19], что позволило обеспечить разрушение кольцевых образцов из данного материала на ранних стадиях деформирования и симитировать поведение малопластичного материала оболочки твэла.

Из слитка модельного материала методом электроэрозионной резки были изготовлены следующие образцы для проведения механических испытаний:

- плоские пятикратные образцы для испытаний на одноосное растяжение с площадью сечения $2,0 \times 0,7 \text{ мм}^2$ и расчетной длиной 10 мм;
- кольцевые образцы трех типоразмеров (табл. 1).

Таблица 1

Геометрические размеры изготовленных кольцевых образцов

Типоразмер	Внешний диаметр $d_{\text{внешн}}$, мм	Внутренний диаметр $d_{\text{внутр}}$, мм	Толщина стенки h , мм	Высота образца b , мм
№ 1	$9,91 \pm 0,02$	$8,57 \pm 0,02$	$0,67 \pm 0,02$	$3,00 \pm 0,02$
№ 2	$7,91 \pm 0,02$	$6,97 \pm 0,02$	$0,47 \pm 0,02$	
№ 3	$5,89 \pm 0,02$	$5,13 \pm 0,02$	$0,38 \pm 0,02$	

Размеры кольцевых образцов были выбраны таким образом, чтобы охватить диапазон геометрических размеров наиболее широко исследуемых оболочек твэлов энергетических реакторов типов БН и ВВЭР.

На рис. 2 приведены соответствующие эскизы плоского и кольцевого образцов с указанием схемы нагружения для различных типов испытаний.

2.2. Методы механических испытаний

Все испытания в данной работе проведены на универсальной испытательной машине Hegewald & Peschke Inspekt Table 50 kN при скорости нагружения 0,2 мм/мин для всех типов испытаний для удобства проведения непрерывной фотосъемки с частотой 0,5 Гц.

Для получения необходимой при моделировании кривой упрочнения материала проведены испытания плоских пятикратных образцов на одноосное статическое растяжение. Всего было испытано 3 плоских образца, обозначенных в работе как П1, П2 и П3.

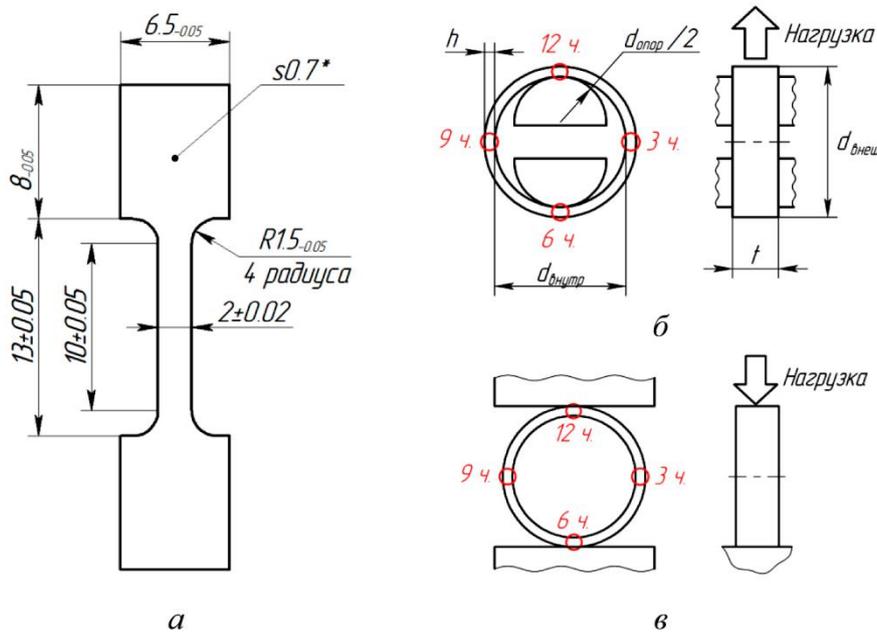


Рис. 2. Эскизы образцов для механических испытаний: плоский образец для испытаний на одноосное статическое растяжение (а), кольцевой образец в конфигурации испытаний на растяжение (б) и сжатие (в). Взаимная ориентация образцов различного типа на рисунке соответствует ориентации образцов при вырезке

Испытания на диаметрально растяжение кольцевых образцов проведены с использованием захватов с полукруглыми опорами диаметром $d_{\text{опор}} = 6$ мм и $d_{\text{опор}} = 4$ мм, изготовленных из никелевого сплава ЖС6У. Сочетание данных диаметров опор и размеров изготовленных кольцевых образцов позволило охватить широкий диапазон значений отношения $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}}$ от $\sim 0,5$ до $\sim 0,9$ с шагом $\sim 0,1$. Данное отношение может варьироваться при испытаниях кольцевых образцов оболочек из различных материалов и влиять на степень локализации деформации [20].

Испытания на диаметрально сжатие кольцевых образцов проведены с применением плоскопараллельных опоры и пуансона, также изготовленных из сплава ЖС6У. При этом для испытаний на диаметрально сжатие принято значение $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0$.

В табл. 2 приведен перечень конфигураций испытаний кольцевых образцов, а также соответствующие значения отношения $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}}$. Всего было испытано по 3 кольцевых образца в различной конфигурации испытания.

При интерпретации результатов испытаний малопластичных кольцевых образцов рассмотрены две основные относительные характеристики, определяемые по диаграммам растяжения/сжатия:

- **диаметральная деформация** Δd – нормированное на исходный диаметр $d_{\text{внеш}}$ изменение диаметра кольцевого образца в направлении нагружения в нагруженном состоянии;
- **остаточная диаметральная деформация** δ_d – нормированное на исходный диаметр $d_{\text{внеш}}$ изменение диаметра кольцевого образца в направлении нагружения после снятия нагрузки.

Таблица 2

Конфигурация испытаний кольцевых образцов и соответствующие отношения $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}}$

Тип испытания	Конфигурация испытания	Средние размеры кольцевых образцов, мм		Диаметр опор, мм	Отношение $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}}$
		Внешний диаметр $d_{\text{внеш}}$	Толщина стенки h		
Растяжение	P1	7,91	0,47	6,0	0,9
	P2	5,89	0,38	4,0	0,8
	P3	9,91	0,67	6,0	0,7
	P4	7,91	0,47	4,0	0,6
	P5	9,91	0,67	4,0	0,5
Сжатие	C1	9,91	0,67	–	0
	C2	7,91	0,47	–	0
	C3	5,89	0,38	–	0

2.3. Метод конечных элементов

Моделирование испытаний кольцевых образцов на растяжение и сжатие проводилось методом конечных элементов в среде Ansys Workbench 17.1. В связи с наличием симметрии рассматриваемой трехмерной задачи нагружения кольцевого образца, моделирование проводилось только на 1/8 кольцевого образца с заданием плоскостей симметрии YOZ , XOZ и XOY . Геометрические размеры модели были взяты из средних размеров образцов и опор. Для задания трехмерной сетки конечных элементов использовались трехмерные кубические конечные элементы объемного напряженно-деформированного состояния с двадцатью узлами. Размер конечных элементов задан таким, чтобы на толщине кольцевого образца умещалось не менее 5 конечных элементов. Как показали предварительные оценки, применение большего числа конечных элементов не оказывает значительного влияния на результаты расчета. Поведение материала образца принято упругопластическим с изотропной моделью упрочнения и мультILINEЙНОЙ кривой упрочнения. Кривая упрочнения задавалась на основе результатов испытаний плоских образцов на одноосное статическое растяжение. Модуль упругости E и коэффициент Пуассона ν для рассматриваемого материала приняты равными 75 ГПа и 0,33 соответственно [19].

Опоры и пуансон заданы недеформируемыми, так как экспериментальные данные были скорректированы с учетом жесткости машины и системы захватов (опор) на основе сравнения фактических перемещений образца (по фотоизображениям) и перемещений, регистрируемых испытательной машиной. Деформация кольцевого образца осуществлялась за счет перемещения опор вдоль оси Y . Контактное взаимодействие между поверхностями кольцевого образца и опорами принято равным нулю, так как при рассмотренных диаметральных деформациях (до окончания распрямления кольцевого образца) влияние трения пренебрежимо мало из-за малой площади контакта [13].

2.4. Метод корреляции цифровых изображений

Для валидации конечно-элементной модели и получения экспериментальных значений локальной деформации на поверхности образцов был применен метод корреляции цифровых изображений (DIC). В качестве анализируемой структуры спеклов была использована шероховатость поверхности, сформированная при вырезке образцов на электроэрозионном станке, контрастность которой достигалась за счет оптимального расположения источников направленного света. Для получения цифровых изображений использована цифровая камера TourCam UCMOS10000KPA с частотой фотосъемки 0,5 Гц. Для DIC-анализа был использован открытый программный код Ncorr в среде Matlab [21]. Данный программный код позволяет получить карты распределений деформаций ϵ_x и ϵ_y в направлении взаимно перпендикулярных осей X и Y , лежащих в плоскости изображения поверхности образца. При анализе карт распределений деформации выбиралось значение максимальной компоненты растягивающей (положительной) деформации в области анализа. В разделе 3.4 проанализирована представительность локальных деформаций, определенных таким способом. Для указания областей анализа в полярной системе координат кольцевого образца использована аналогия с циферблатом часов: 3, 6, 9 и 12 часов (рис. 2).

3. Результаты и обсуждение

3.1. Испытания плоских образцов на одноосное статическое растяжение

Одной из основных характеристик, необходимых для построения расчетной модели деформирования кольцевых образцов, является кривая упрочнения материала – зависимость истинного напряжения от истинной пластической деформации, которую можно получить из диаграммы растяжения плоского образца (зависимости условных напряжений от условных деформаций).

На рис. 3 *а* приведены диаграммы растяжения плоских образцов при испытаниях на одноосное статическое растяжение.

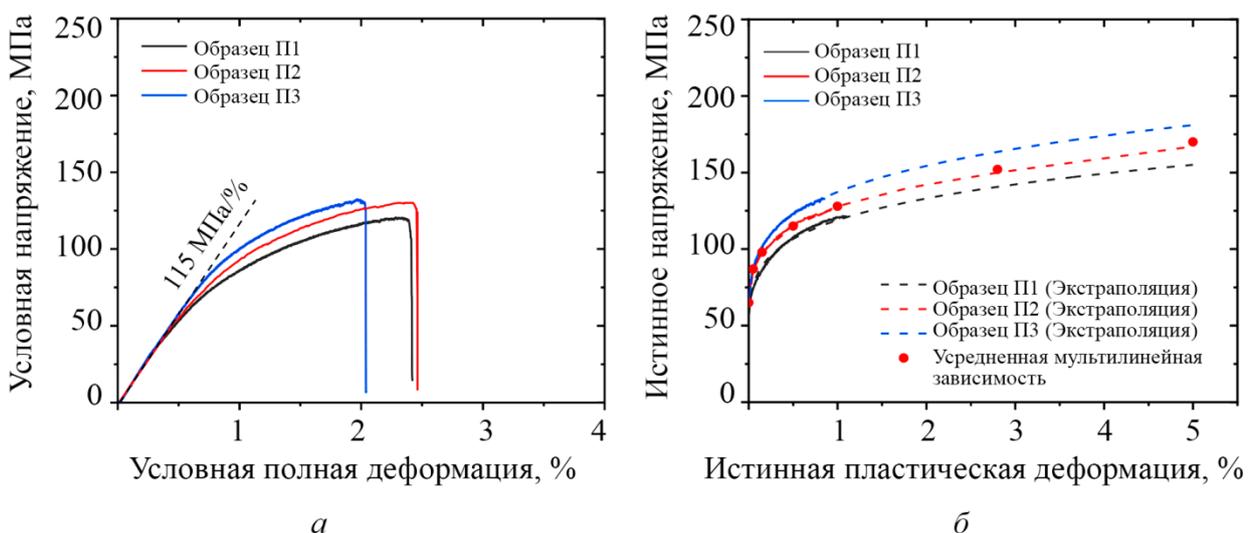


Рис. 3. Диаграмма растяжения плоских образцов (*а*) и соответствующие кривые упрочнения (*б*)

Стоит отметить, что получаемая по данным испытательной машины условная полная деформация содержит в себе условную упругую деформацию образца, условную пластическую деформацию образца и упругую деформацию нагружаемых частей машины, не отно-

сящуюся к деформации образца. Для построения кривой упрочнения необходима именно истинная пластическая деформация образца. Поэтому для каждой точки диаграммы растяжения (рис. 3 а) из значения условной полной деформации была вычтена упругая деформация образца и нагружаемых частей испытательной машины с учетом наблюдаемого на диаграмме растяжения линейного участка упругого деформирования с коэффициентом наклона 115 МПа/%. Данная процедура позволила для каждой точки диаграммы растяжения получить условную пластическую деформацию, относящуюся лишь к образцу. Далее для каждой точки диаграммы растяжения условная пластическая деформация пересчитана в истинную пластическую деформацию, а соответствующие условные напряжения – в истинные напряжения с использованием следующих выражений [13]:

$$S = \sigma(1 + \varepsilon), \quad (1)$$

$$e = \ln(1 + \varepsilon), \quad (2)$$

где S – истинное напряжение; σ – условное напряжение; ε – условная деформация; e – истинная деформация.

Упругой деформацией образца при пересчете условных характеристик в истинные пренебрегли ввиду малости ее влияния на кривую упрочнения в рассматриваемом диапазоне значений деформаций. В результате для испытанных плоских образцов были построены кривые упрочнения, приведенные на рис. 3 б.

Для аппроксимации и экстраполяции кривой упрочнения применена степенная функция вида

$$S = S_0 + A \cdot e_p^n, \quad (3)$$

где S – истинное напряжение; S_0 , A , n – коэффициенты; e_p – истинная пластическая деформация.

Как показали расчетные оценки, применение данного вида зависимости позволяет получить наилучшее согласование расчетных и экспериментальных данных, что и обуславливает его применение в данной работе.

На основе экстраполированных степенной функцией кривых упрочнения построены усредненная степенная зависимость ($S_0 = 65$ МПа, $A = 62$ МПа, $n = 0,33$) и соответствующая мультилинейная зависимость, которая использована в расчетной модели и отмечена символами на рис. 3 б. Коэффициенты S_0 , A и n были определены методом наименьших квадратов. Стоит отметить, что коэффициент S_0 характеризует собой точку пересечения степенной функции с осью истинных напряжений – истинное напряжение, при котором истинные пластические деформации равны нулю. Данный факт позволяет охарактеризовать величину S_0 в рамках упрощенного представления материала как предел упругости.

Для плоских образцов методом корреляции цифровых изображений были получены значения максимальной локальной деформации ε_x в направлении растяжения (ось X) на всех стадиях испытаний перед разрушением. На рис. 4 приведены типичные распределения деформаций ε_x на поверхности образца, полученные методом корреляции цифровых изображений перед разрушением и после разрушения.

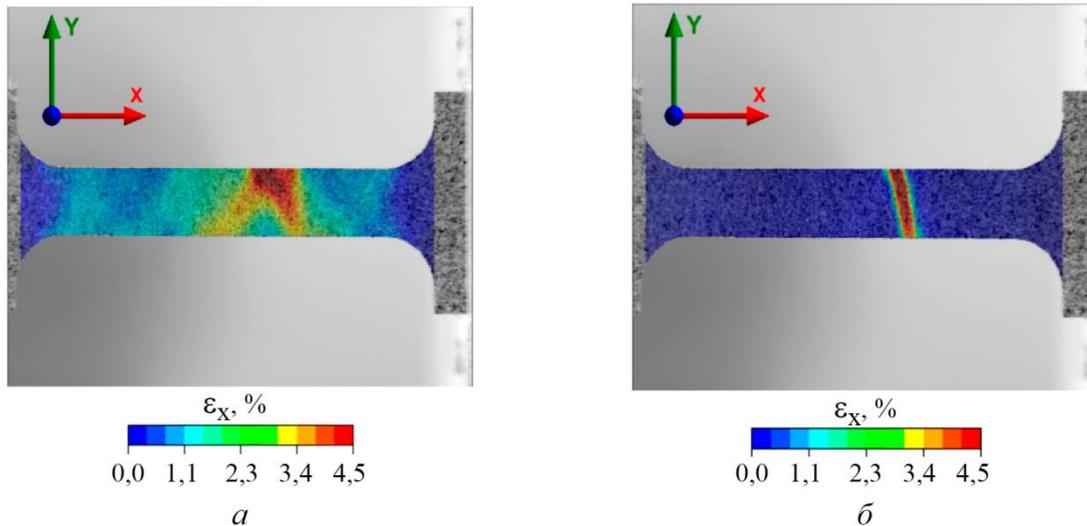


Рис. 4. Типичные карты распределения деформаций ϵ_x на поверхности плоского образца, полученные методом корреляции цифровых изображений (DIC) перед разрушением (а) и после разрушения (б)

Из приведенных на рис. 4 карт распределения деформаций видно, что разрушению образца предшествует локализация деформации с достижением критического значения локальной деформации 4,5 %. Среднее значение критической локальной деформации для испытанных плоских образцов составляет $\sim 3,9 \pm 0,6$ %. Данные значения в дальнейшем будут сопоставлены с максимальной локальной деформацией, достигаемой в кольцевых образцах перед разрушением при различных типах испытаний.

3.2. Испытания кольцевых образцов на диаметрально растяжение и сжатие

На рис. 5 приведены типичные экспериментальные и расчетные диаграммы нагружения, а также соответствующие им зависимости максимальной локальной упругопластической деформации в различных областях поверхности торца кольцевого образца (на 3, 6, 9 и 12 часов) от диаметральной деформации (растяжения/сжатия). Из приведенных на рис. 5 зависимостей видно следующее.

1. До определенных значений диаметральной деформации, различающихся для различных конфигураций испытания, расчетные и экспериментальные данные (нагрузки и локальные деформации) хорошо согласуются между собой, что свидетельствует о корректности построенной расчетной МКЭ-модели.
2. С дальнейшим увеличением диаметральной деформации наблюдается расхождение расчетных и экспериментальных данных, что обусловлено значительной локализацией пластической деформации на образце, предшествующей его разрушению, и не учитывается в расчетной модели.
3. По мере увеличения отношения $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}}$ начало разрушения наступает на более поздних этапах процесса распрямления кольцевого образца (рис. 1 а):
 - при $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0,5$ – до появления основного линейного участка диаграммы;
 - при $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0,7$ – в начале основного линейного участка;
 - при $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0,9$ – на основном линейном участке диаграммы.

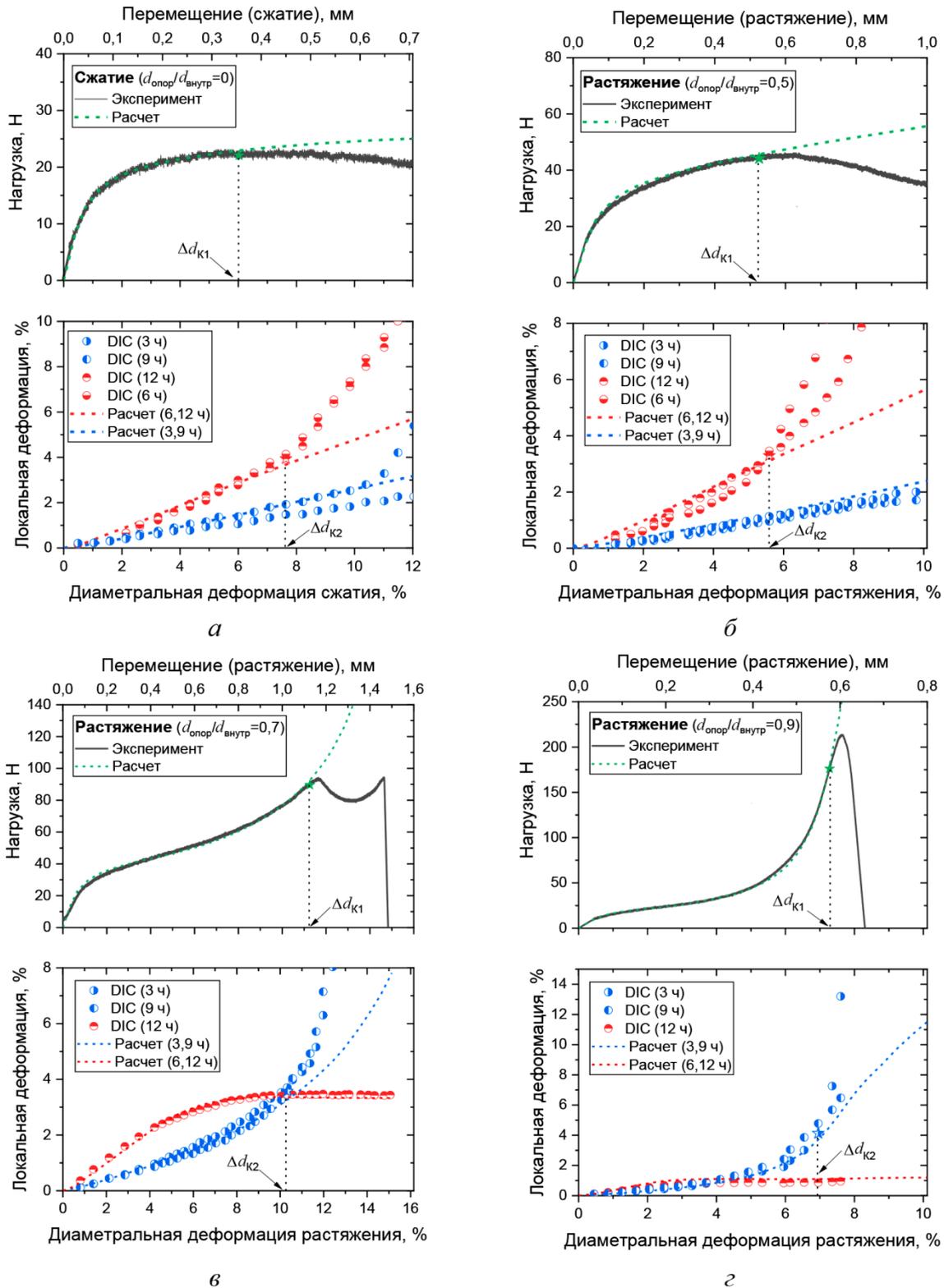


Рис. 5. Типичные расчетные и экспериментальные диаграммы нагружения и зависимости максимальной локальной деформации от диаметальной деформации: сжатие $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0$ (*a*), растяжение $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0,5$ (*б*), растяжение $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0,7$ (*в*), растяжение $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0,9$ (*з*). В скобках указано расположение области локализации деформации – 3, 6, 9 и 12 часов

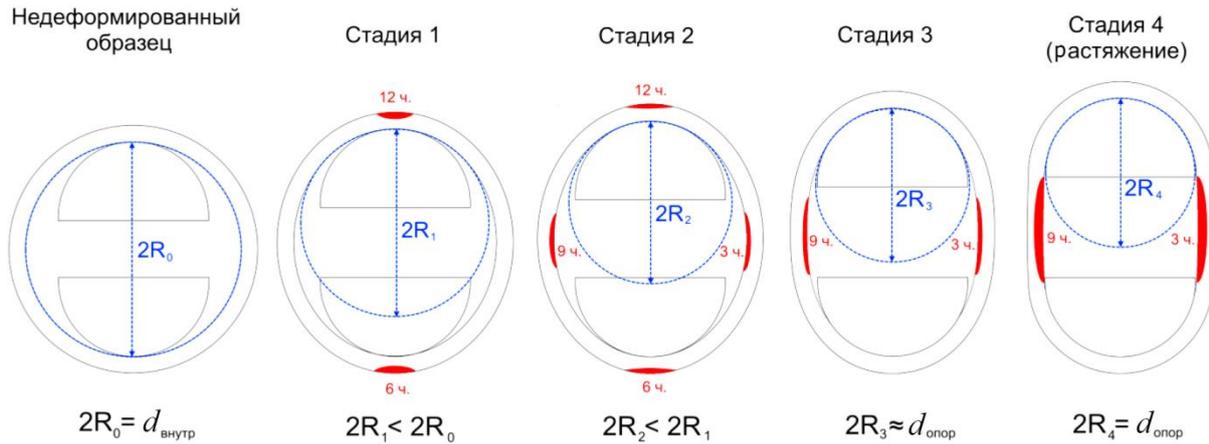


Рис. 6. Схематическое представление стадий деформирования кольцевого образца (красным отмечены области преимущественной локализации деформации растяжения, синим – минимальный радиус кривизны R_i внутренней поверхности кольцевого образца)

В зависимости от достигаемой локальной деформации в различных областях образца, разрушение может произойти на каждой из выделенных стадий. Если при растяжении образец не разрушился по мере прохождения всех данных стадий и перешел к стадии растяжения рабочих областей, то можно провести стандартную обработку диаграммы растяжения, приняв в качестве упругого участка основной линейный участок, и получить традиционный набор механических характеристик (рис. 1 а). Однако для всех рассмотренных кольцевых образцов из малопластичного сплава АК12 разрушение произошло до достижения стадии растяжения, поэтому стандартная обработка диаграммы растяжения неприменима.

Для испытаний кольцевых образцов на сжатие можно выделить аналогичные стадии с точки зрения локализации деформации, но без влияния опор на радиус кривизны внутренней поверхности кольцевого образца [13].

3.3. Анализ особенностей диаграмм нагружения при испытаниях на сжатие и растяжение

Наиболее простой и косвенно характеризующей характеристикой деформационной способности материала, получаемой из испытаний кольцевых образцов, является диаметральной деформация Δd в направлении нагружения. То есть, чем пластичнее материал, тем к большей диаметральной деформации способен кольцевой образец из него.

В связи с этим для каждой конфигурации испытаний были определены **критические диаметральные деформации** Δd_{K1} (рис. 5):

- Δd_{K1} – диаметральной деформация, соответствующая началу отклонения расчетной диаграммы нагружения от экспериментальной;
- Δd_{K2} – диаметральной деформация, соответствующая началу отклонения расчетной зависимости локальной деформации от экспериментальной.

Данные диаметральные деформации предшествуют началу разрушения кольцевых образцов и соответствуют достижению критического напряженно-деформированного состояния, так как дальнейшая деформация приводит к отклонению диаграммы нагружения от расчетной и разрушению образца.

На рис. 7 приведены критические диаметральные деформации Δd_{K1} и Δd_{K2} для различных типов испытаний и соответствующие им стадии деформирования (рис. 6), при которых началось разрушение – стадия начала разрушения.

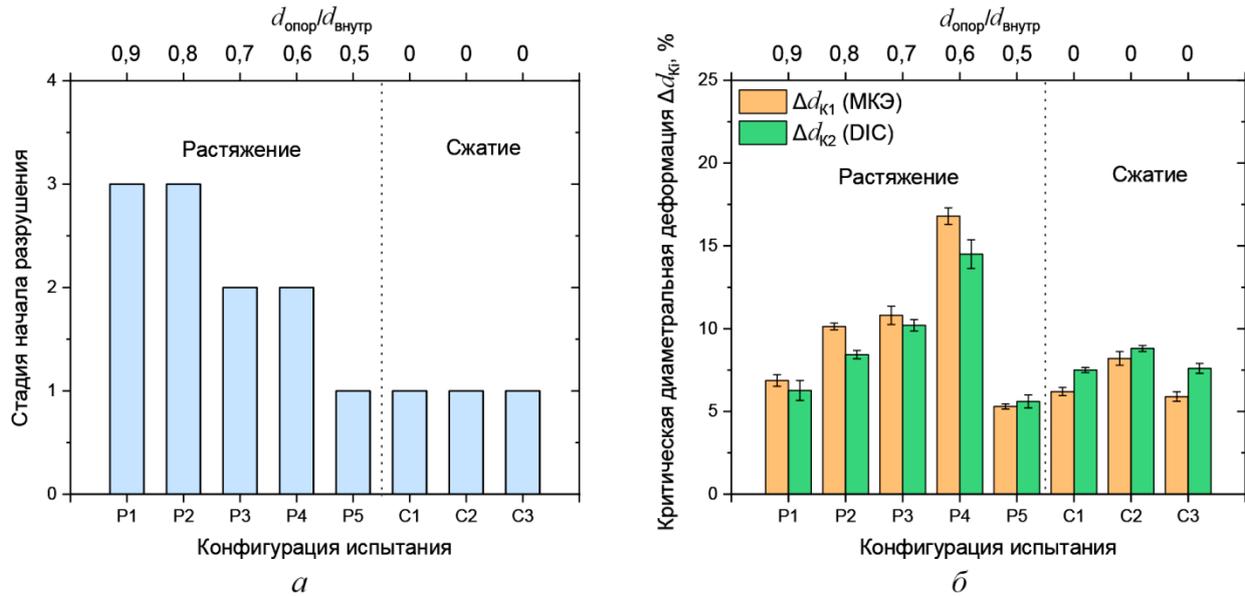


Рис. 7. Сопоставление критических диаметральных деформаций (а) и стадий начала разрушения (б) при различных конфигурациях испытания

Из приведенных на рис. 7 а данных видно, что стадия начала разрушения коррелирует с отношением $d_{опор}/d_{внутр}$: чем меньше значение $d_{опор}/d_{внутр}$, включая диаметральное сжатие ($d_{опор}/d_{внутр} = 0$), тем на более ранней стадии деформирования происходит разрушение образца. Данная корреляция обусловлена тем, что опоры ограничивают изменение формы кольцевого образца (ограничивают минимальный радиус кривизны внутренней поверхности образца), что напрямую сказывается на локализации деформаций и форме диаграммы нагружения. При испытаниях на сжатие ограничения изменения формы нет, и деформация ограничена лишь «схлопыванием» образца. При этом очевидной корреляции между диаметральной деформацией и стадией разрушения не выявлено (изменение одной характеристики не сопровождается пропорциональным изменением другой).

Так, из рис. 7 б видно, что наибольшие значения критической диаметральной деформации характерны для тех отношений $d_{опор}/d_{внутр}$, при которых разрушение образцов происходит на стадии 2. Данное обстоятельство ограничивает возможность сопоставления результатов различных типов и конфигураций испытаний между собой лишь по значениям диаметральной деформации перед разрушением, без учета конфигурации испытаний.

Однако стоит отметить, что при растяжении с наименьшим отношением $d_{опор}/d_{внутр} \approx 0,5$ (конфигурация P5) и при сжатии (конфигурации C1–C3) диаграммы нагружения имеют схожий характер (рис. 5 а, б), а также обеспечиваются близкие значения критической диаметральной деформации 5–8 % на одной (первой) стадии деформирования (рис. 7 б). Далее данная особенность проанализирована подробнее с точки зрения сопоставимости диаграмм нагружения при различных типах и конфигурациях испытания.

На рис. 8 приведены диаграммы нагружения для различных конфигураций испытаний кольцевых образцов типоразмера № 1. Из рис. 8 видно, что:

- диаграммы растяжения и сжатия имеют общий первичный линейный участок с коэффициентом наклона 400 Н/мм;
- до деформации $\Delta d = 2,5$ % диаграммы растяжения и сжатия практически идентичны;
- после $\Delta d = 4-5$ % отклонение диаграмм растяжения от диаграммы сжатия при $d_{опор}/d_{внутр} \approx 0,7$ больше, чем при $d_{опор}/d_{внутр} \approx 0,5$;
- до $\Delta d = 4-5$ % максимальные локальные деформации растяжения в образце при растяжении и сжатии также близки.

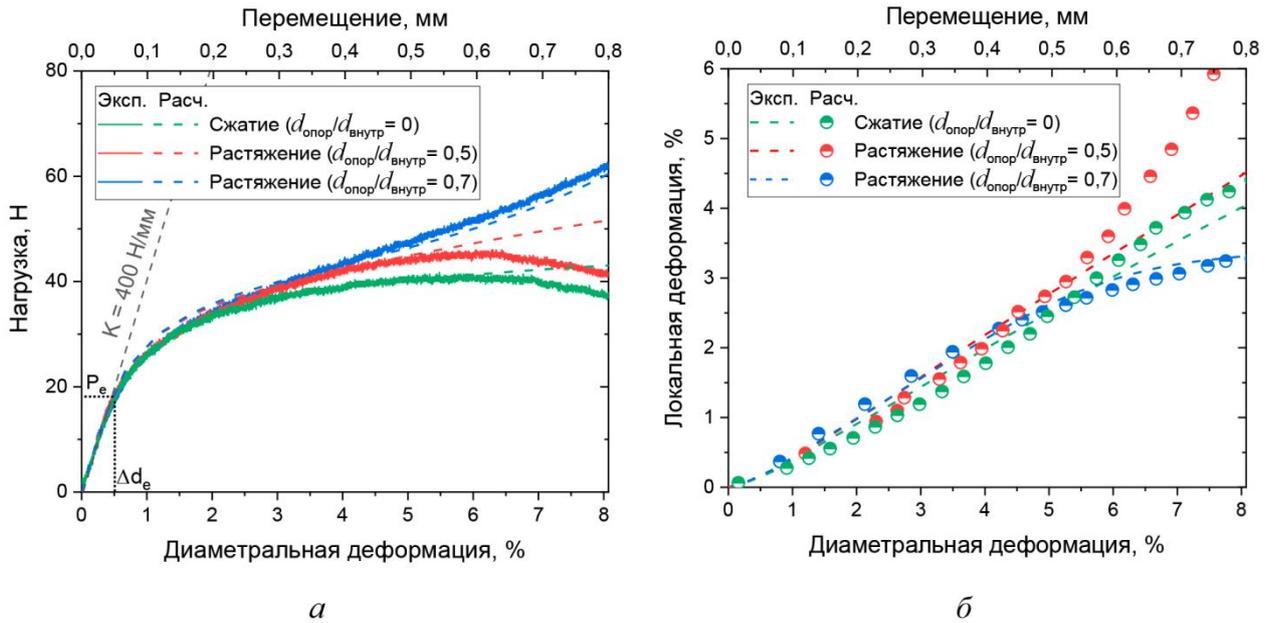


Рис. 8. Сопоставление экспериментальных и расчетных диаграмм нагружения кольцевых образцов типоразмера № 1 при испытаниях на растяжение и сжатие

Далее проведен подробный анализ проявления данных особенностей.

Во-первых, для тонкостенного кольца известна аналитическая зависимость диаметрального перемещения от растягивающего или сжимающего диаметрального усилия для случая $b < d_{\text{внешн}}$ [22, 23]:

$$\Delta d = \frac{PR^3}{E I b} \left(\frac{\pi}{4} - \frac{2}{\pi} \right) = \frac{12PR^3}{E b h^3} \left(\frac{\pi}{4} - \frac{2}{\pi} \right) = \frac{1}{K} P, \quad (4)$$

где P – растягивающее усилие; R – средний радиус кольцевого образца; E – модуль упругости материала; I – момент инерции прямоугольного сечения кольцевого образца; b – размер сечения вдоль оси кольцевого образца (высота); h – размер сечения в перпендикулярном направлении (толщина); K – коэффициент пропорциональности P и Δd .

Для образца типоразмера № 1 при модуле упругости $E = 75$ ГПа (типичное значение для сплава АК12) расчетное значение коэффициента пропорциональности K составляет ~ 400 Н/мм, что согласуется с экспериментальным значением, указанным выше. Следовательно, независимо от типа испытаний, первичный линейный участок является участком упругого деформирования.

Во-вторых, на диаграммах растяжения и сжатия (рис. 8) можно выделить нагрузку P_e и соответствующую диаметральную деформацию Δd_e , при превышении которых наблюдается отклонение кривой нагружения от линейной зависимости. По результатам МКЭ-моделирования было выявлено, что данная нагрузка близка к началу пластического деформирования, а расчетная локальная пластическая деформация при P_e не превышает 0,2 %, что свидетельствует о достижении условного предела текучести.

В-третьих, по мере уменьшения $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0,7$ до $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0,5$ наблюдается приближение вида диаграммы растяжения кольцевого образца к диаграмме сжатия ($d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0$), что сопровождается также изменением стадии начала разрушения со 2-й на 1-ю. Как было отмечено ранее (раздел 3.2), на начальных этапах растяжения опоры практически не ограничивают изменение формы кольцевого образца (радиуса кривизны внутреннего диаметра). Тогда чем меньше значение $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}}$, тем меньше влияние опор и больше протяженность первой стадии. Схожесть диаграмм растяжения и сжатия в таком случае обусловлена эквива-

лентностью характера формоизменения образца (приобретения эллиптичности) с различием лишь в направлении действия усилия относительно направления увеличения диаметра образца: параллельно при растяжении и перпендикулярно при сжатии. Данная особенность свидетельствует о наличии определенного диапазона значений $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}}$, при которых на начальных этапах растяжения деформации в образце близки к сжатию кольцевого образца при аналогичных диаметральных деформациях.

Таким образом, с точки зрения диаграммы деформирования результаты испытаний на сжатие и растяжение могут быть сопоставлены, но только на начальных этапах (в рамках 1-й стадии деформирования).

Далее проведен анализ особенностей напряженно-деформированного состояния в образцах при испытаниях на сжатие и растяжение и определены критические локальные деформации, предшествующие разрушению при испытаниях на сжатие и растяжение.

3.4. Анализ особенностей напряженно-деформированного состояния в образцах при испытаниях на сжатие и растяжение

Наиболее показательной характеристикой, отражающей достижение критического напряженно-деформированного состояния в материале и остаточной пластичности, является величина критической эквивалентной деформации (интенсивности деформации) перед разрушением $\epsilon^{\text{крит}}$. Данная характеристика в рамках широко применяемой модели разрушения Джонсона – Кука имеет следующую зависимость [24]:

$$\epsilon^{\text{крит}} = \left(D_1 + D_2 \exp \left(D_3 \frac{\sigma_0}{\sigma_{\text{экв}}} \right) \right) \left(1 + D_4 \ln \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0} \right) \left(1 + D_5 \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right), \quad (5)$$

где D_1, D_2, D_3, D_4, D_5 – эмпирические коэффициенты модели; σ_0 – октаэдрическое напряжение; $\sigma_{\text{экв}}$ – эквивалентное напряжение (интенсивность напряжений); $\dot{\epsilon}_p$ – скорость деформирования; $\dot{\epsilon}_0$ – референсная скорость деформирования; T – температура деформирования; T_0 – референсная температура; T_m – температура плавления.

Соответственно, предполагается, что при одинаковых параметрах напряженно-деформированного состояния, скорости и температуре деформирования разрушение материала начинается при одном значении критической локальной деформации $\epsilon^{\text{крит}}$.

На рис. 9 приведены экспериментальные (DIC) и расчетные (МКЭ) карты распределения наибольшей компоненты деформации (ϵ_x) на торце образца, полученные при критическом диаметральном перемещении при испытании на растяжение кольцевого образца на примере конфигурации испытания P5. На рис. 10 приведены аналогичные карты распределения, полученные при испытании на сжатие кольцевого образца в конфигурации C1. Как было отмечено, для данных конфигураций наблюдается схожесть диаграмм нагружения, сопоставимая диаметральная деформация и стадия деформирования перед разрушением.

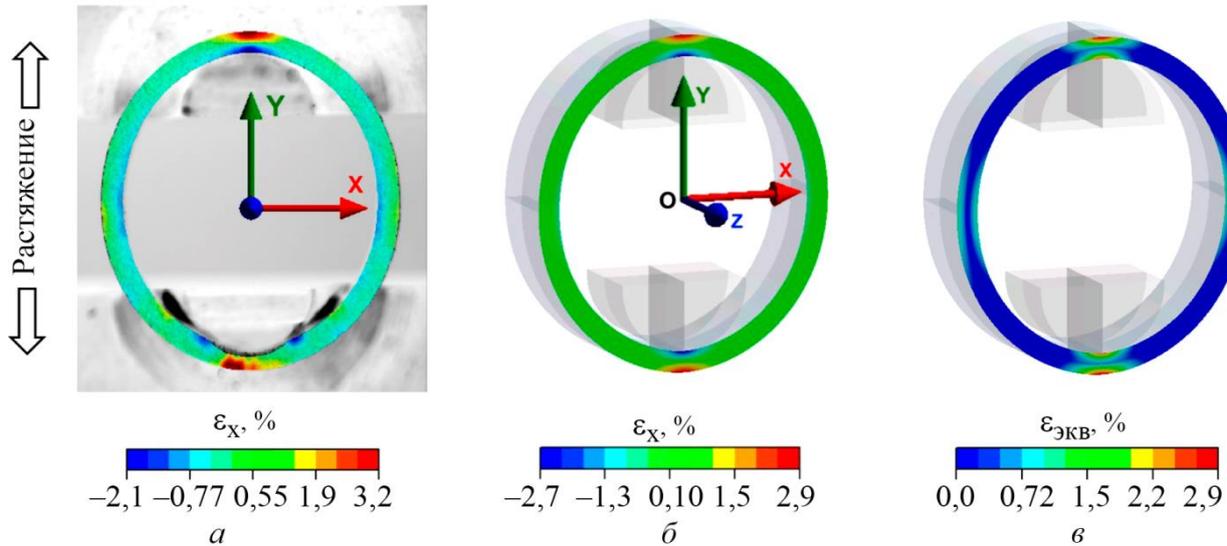


Рис. 9. Типичные карты распределения наибольшей компоненты деформации ε_x (а, б) и эквивалентной деформации $\varepsilon_{\text{экв}}$ (в) на поверхности (торце) образцов, полученные методом корреляции цифровых изображений (а) и методом конечно-элементного моделирования (б, в) при испытаниях на растяжение на 1-й стадии

Из данных, приведенных на рис. 9 и 10, где представлены карты распределения деформаций, видно, что экспериментальные и расчетные данные хорошо согласуются между собой с точки зрения как места локализации максимальной растягивающей деформации (на 6 и 12 часов), так и ее распределения. При этом полученные расчетные значения деформаций ε_x (рис. 9 б и 10 б) соответствуют значению расчетной максимальной эквивалентной деформации $\varepsilon_{\text{экв}}$ (рис. 9 в и 10 в), определяемой следующим выражением [25]:

$$\varepsilon_{\text{экв}} = \sqrt{\frac{2}{9} \cdot ((\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2)}, \quad (6)$$

где $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ и ε_3 – главные деформации.

Равенство значений максимальной компоненты деформации ε_x и $\varepsilon_{\text{экв}}$ в точках на 6 и 12 часов обусловлено равенством деформации ε_x и главной деформации ε_1 (значение и направление), а также близостью значений ε_2 и ε_3 вблизи плоскости симметрии YOZ , которые с учетом условия сохранения объема при пластическом деформировании удовлетворяют равенству $\varepsilon_2 \approx \varepsilon_3 \approx \frac{1}{2}\varepsilon_1$.

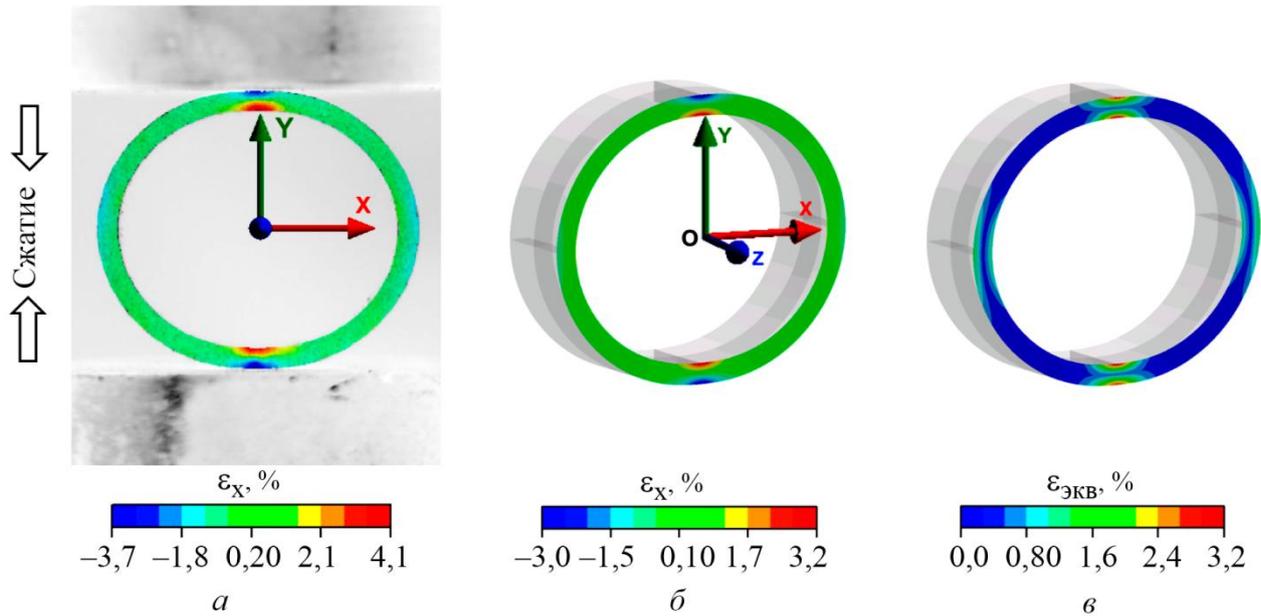


Рис. 10. Типичные распределения наибольшей компоненты деформации ϵ_x (а, б) и эквивалентной деформации $\epsilon_{\text{экв}}$ (в) на поверхности (торце) образцов, полученные методом корреляции цифровых изображений (а) и методом конечно-элементного моделирования (б, в) при испытаниях на сжатие

Аналогично максимальная деформация в направлении оси Y (ϵ_y) соответствует значению максимальной эквивалентной деформации $\epsilon_{\text{экв}}$ при ее локализации вблизи плоскости симметрии XOZ (на 3 и 9 часов). Данная особенность симметрии задачи нагружения кольцевого образца позволяет экспериментально оценить максимальную эквивалентную деформацию $\epsilon_{\text{экв}}$ в критических точках (на 3, 9, 6 и 12 часов) на торце образца по значениям компонент деформации ϵ_x и ϵ_y методом корреляции цифровых изображений. В дальнейшем под локальной деформацией ϵ , включая критическую локальную деформацию $\epsilon^{\text{крит}}$, имеется в виду эквивалентная деформация $\epsilon_{\text{экв}}$.

На рис. 11 приведены соответствующие значения расчетной (МКЭ) и экспериментальной (DIC) критических деформаций $\epsilon^{\text{крит}}$, определенных на торце образца для различных конфигураций испытаний при соответствующих значениях критических перемещений Δd_{K1} (данные МКЭ) и Δd_{K2} (данные DIC), см. рис. 7 а.

Из рис. 11 видно, что полученные значения критической деформации на торце находятся в диапазоне 3,0–4,5 % и с учетом погрешностей – вблизи некоторого среднего значения независимо от стадии начала разрушения и конфигурации испытания. Для наглядности и дальнейшего сопоставления в табл. 3 приведены усредненные расчетные и экспериментальные значения критической локальной деформации, полученные при испытаниях на растяжение и сжатие кольцевых образцов.

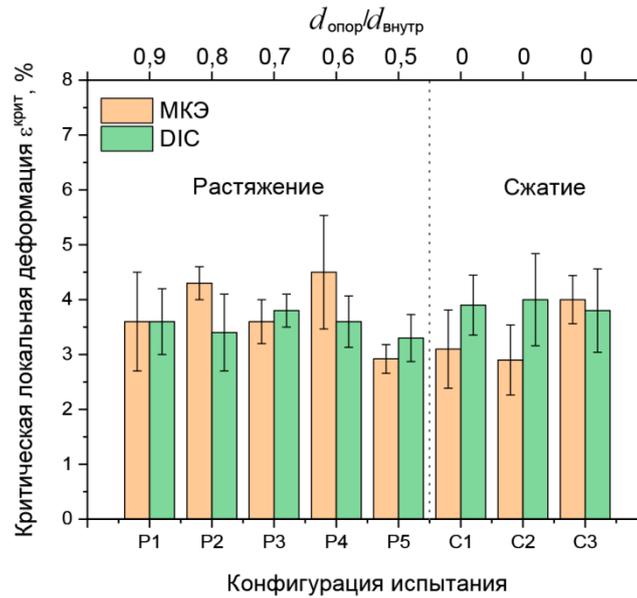


Рис. 11. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений критической локальной деформации для различных типов испытаний кольцевых образцов на растяжение/сжатие на их торце

Из табл. 3 видно, что усредненные значения критической деформации на торце близки между собой, независимо от типа испытания (растяжение или сжатие), и находятся на уровне ~3,7 % в случае расчетных, так и экспериментальных значений.

Таблица 3

Усредненные расчетные и экспериментальные значения критической локальной деформации для различных типов испытаний кольцевых образцов

Тип испытания кольцевых образцов	Критическая локальная деформация, %		
	Экспериментальные значения (DIC)		Расчетные значения (МКЭ)
	Область анализа		Область анализа
	торец		торец середина
Растяжение	3,5 ± 0,2		3,8 ± 0,2 4,0 ± 0,2
Сжатие	3,8 ± 0,5		3,5 ± 0,4 4,2 ± 0,4

Близкие значения критической деформации, полученные для различных типов испытаний на торце образца, согласуются с соответствующими значениями показателя напряженного состояния k , влияющего на критическую локальную деформацию перед разрушением (уравнение 5) [26]:

$$k = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3}{\sqrt{\frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}} \quad (7)$$

где σ_1, σ_2 и σ_3 – главные напряжения.

Данный показатель характеризует отношение величины среднего нормального напряжения к интенсивности касательных напряжений и определяет способность материала пластически деформироваться без разрушения [26].

В табл. 4 приведены обобщающие расчетные оценки показателя напряженного состояния k в области максимальной локальной деформации для различных типов испытаний кольцевых образцов при среднем значении критической деформации 3,7 % на торце.

Таблица 4

Показатель напряженного состояния k в области локализации максимальной деформации при различных методах испытания кольцевых образцов (расчетные характеристики)

Тип испытания кольцевых образцов	Показатель напряженного состояния k в области максимальной деформации		
	2D-задача	3D-задача	
		Торец	Середина
Растяжение	0,59	0,59	0,78–0,95
Сжатие	0,59	0,59	1,04

На рис. 12 приведены типичные распределения расчетных локальных деформаций по высоте образца для различных методов испытаний при значении локальной деформации 3,7 % и локализации деформации на 12 и 6 часов (1-я стадия деформирования).

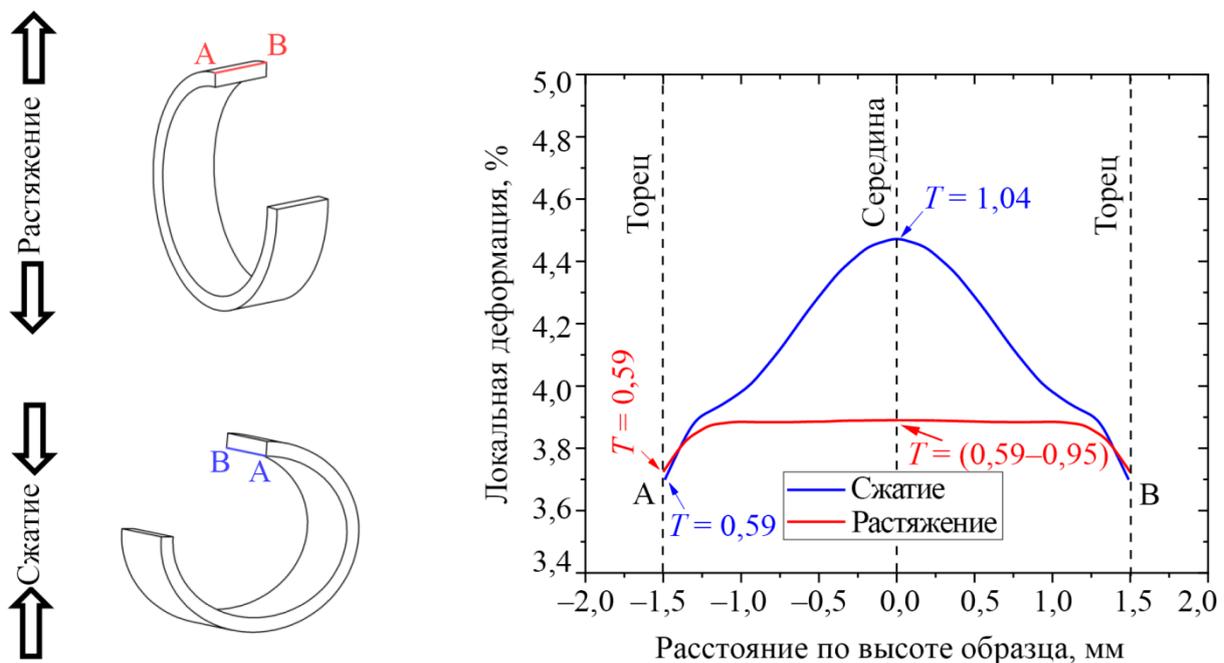


Рис. 12. Типичное распределение локальной деформации и показателя напряженного состояния k по высоте кольцевого образца при испытаниях на сжатие и на растяжение в рамках 1-й стадии деформирования по результатам МКЭ моделирования

Из приведенных в табл. 4 и на рис. 12 данных видно, что в области локализации максимальной деформации на торцах кольцевого образца показатель напряженного состояния k близок к 0,58 – значению показателя напряженного состояния при одноосном растяжении. Однако в середине высоты образца достигается более высокое значение показателя напряженного состояния k , которое составляет $\sim 0,87$ в случае испытаний на сжатие и $\sim 1,0$ в случае испытаний на растяжение. При этом при двумерном МКЭ-моделировании показатель напряженного состояния k также близок к значению показателя напряженного состояния при одноосном растяжении, а локализация деформации в середине образца в таком случае не учи-

тывается, что делает трехмерное моделирование более предпочтительным для подробного анализа критических локальных деформаций в малопластичных кольцевых образцах. Для испытаний кольцевого образца на сжатие также характерен более высокий градиент локальной деформации по высоте кольцевого образца (до 0,8 %) по сравнению с растяжением (до 0,2 %), что получено из сопоставления максимальных расчетных деформаций в середине образца и на его торцах.

Выявленные особенности распределения показателя напряженного состояния k и градиента деформации при различных типах испытаний должны были сказаться на значениях критической локальной деформации, представленных в табл. 3. Однако, по всей видимости, эффекты влияния параметра напряженного состояния и градиента деформации на значение критической локальной деформации перекрываются разбросом значений критической локальной деформации для различных конфигураций испытаний. Полученное значение расчетной критической деформации для кольцевых образцов $\sim 4,0\text{--}4,2\%$ хорошо согласуется с экспериментальным значением критической локальной деформации, определенной при испытаниях плоских образцов на одноосное растяжение $\sim 3,9 \pm 0,6\%$ (раздел 3.1). Полученное хорошее согласование экспериментальных и расчетных значений критической локальной деформации показывает, что при корректном задании кривой упрочнения материала в расчетной модели можно оценивать критические локальные деформации в кольцевых образцах расчетным путем. При этом метод корреляции цифровых изображений является эффективным способом как валидации расчетной модели, так и экспериментальной оценки локальных деформаций.

Отдельное внимание при оценке критической локальной деформации стоит уделить особенностям ее локализации. Так, из рис. 9 *a* и 10 *a* видно, что максимальная локальная деформация растяжения (красная область) на первой стадии деформирования достигается при растяжении на внутренней поверхности кольцевого образца, а при сжатии – на внешней. На более поздних стадиях нагружения сторона локализации меняется на противоположную в обоих случаях [13]. Сторона локализации максимальной деформации представляет интерес с точки зрения возможных неравномерностей пластических характеристик по толщине оболочки твэла. Так, например, в общем случае неравномерность пластических характеристик по толщине оболочки твэла может быть вызвана коррозионным воздействием среды на внешнюю поверхность оболочки [27, 28], неизбежным градиентом температур по толщине оболочки и соответствующей неравномерностью радиационного охрупчивания [29], наличием защитных покрытий [5], а также взаимодействием топлива с оболочкой [30, 31].

В результате можно выделить следующие особенности напряженно-деформированного состояния для испытаний малопластичных кольцевых образцов на растяжение и сжатие:

- при испытаниях **на растяжение** показатель напряженного состояния в области наибольшей деформации ($k \sim 0,87$) несколько отличается от показателя напряженного состояния при испытаниях **на сжатие** ($k \sim 1,0$);
- при испытаниях **на растяжение** обеспечивается меньшая неравномерность распределения деформации по высоте образца (0,2 % деформации), чем при испытаниях **на сжатие** (0,8 % деформации);
- при испытаниях **на растяжение** на начальных этапах максимальная деформация локализуется на внешней поверхности кольцевого образца, в отличие от испытаний **на сжатие**, при которых изначально деформация локализуется на внутренней поверхности образца;
- при испытаниях **и на растяжение, и на сжатие**, независимо от конфигурации испытания (соотношения $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}}$) и геометрии образца, разрушению предшествует достижение **одинакового уровня** максимальной локальной деформации в середине высоты образца, которая для рассматриваемого сплава АК12 составляет $\sim 4,0\text{--}4,2\%$.

Указанные особенности необходимо учитывать при интерпретации и сопоставлении результатов различных испытаний кольцевых образцов из материалов оболочек твэлов.

На основе выявленных особенностей можно заключить, что различные типы испытаний малопластичных кольцевых образцов могут быть сопоставлены по значениям локальной критической деформации, предшествующей разрушению, а эффективным способом ее определения является комплексное применение метода корреляции цифровых изображений (DIC) и трехмерного конечно-элементного моделирования (МКЭ).

Однако локальная критическая деформация практически не приводится при анализе результатов испытаний кольцевых образцов материалов оболочек твэлов [4, 14], а приводятся интегральные характеристики пластичности, например остаточная диаметральная деформация (offset strain) δ_d^{OS} (рис. 1 б), что затрудняет возможность сопоставления получаемых результатов в контексте имеющихся литературных данных.

В связи с этим представляет интерес то, каким образом и в каких пределах можно сопоставить результаты испытаний малопластичных материалов оболочек твэлов при различных типах испытаний кольцевых образцов не только по локальным характеристикам деформации, но и по интегральным (по остаточной диаметральной деформации).

Далее, на основании допущения, что разрушению кольцевых образцов предшествует достижение одного значения критической локальной пластической деформации, проведен анализ сопоставимости результатов испытаний на диаметральное сжатие и растяжение с точки зрения интегральной характеристики пластичности – остаточной диаметральной деформации.

3.5. Анализ сопоставимости результатов различных методов испытаний с учетом выявленных особенностей диаграмм нагружения и напряженно-деформированного состояния

Как было отмечено ранее, для испытаний кольцевых образцов **на диаметральное сжатие** оболочек твэлов распространены критерии наличия остаточной пластичности по характеристике относительного остаточного изменения внешнего диаметра образца (остаточной диаметральной деформации) [4, 14]:

- критерий «1 %»: *permanent strain, PS (остаточная деформация)* $\delta_d^{PS} \geq 1\%$ – при прямом измерении остаточной диаметральной деформации образца после испытания на сжатие;
- критерий «2 %»: *offset strain, OS (деформация, определенная смещением упругого участка)* $\delta_d^{OS} \geq 2\%$ – при графическом определении остаточной диаметральной деформации путем переноса упругого участка в точку разрушения после испытания на сжатие;
- в случае испытаний оболочек твэлов из циркониевых сплавов используется критерий CP-ECR (*Cathcart–Pawel equivalent cladding reacted*): *offset strain* $\delta_d^{OS} \geq 1,41 + 0,1082 \cdot \text{CP-ECR}$ – при графическом определении остаточной диаметральной деформации путем переноса упругого участка в точку разрушения после испытания образцов циркониевых оболочек, окисленных до расчетной степени окисления CP-ECR. Варьирование значения CP-ECR от 0 до 20 % дает диапазон критериальных значений δ_d^{OS} от 1,4 до 3,6 %.

На рис. 13 приведены примеры определения значений δ_d^{OS} и δ_d^{PS} для различных типов испытаний кольцевых образцов.

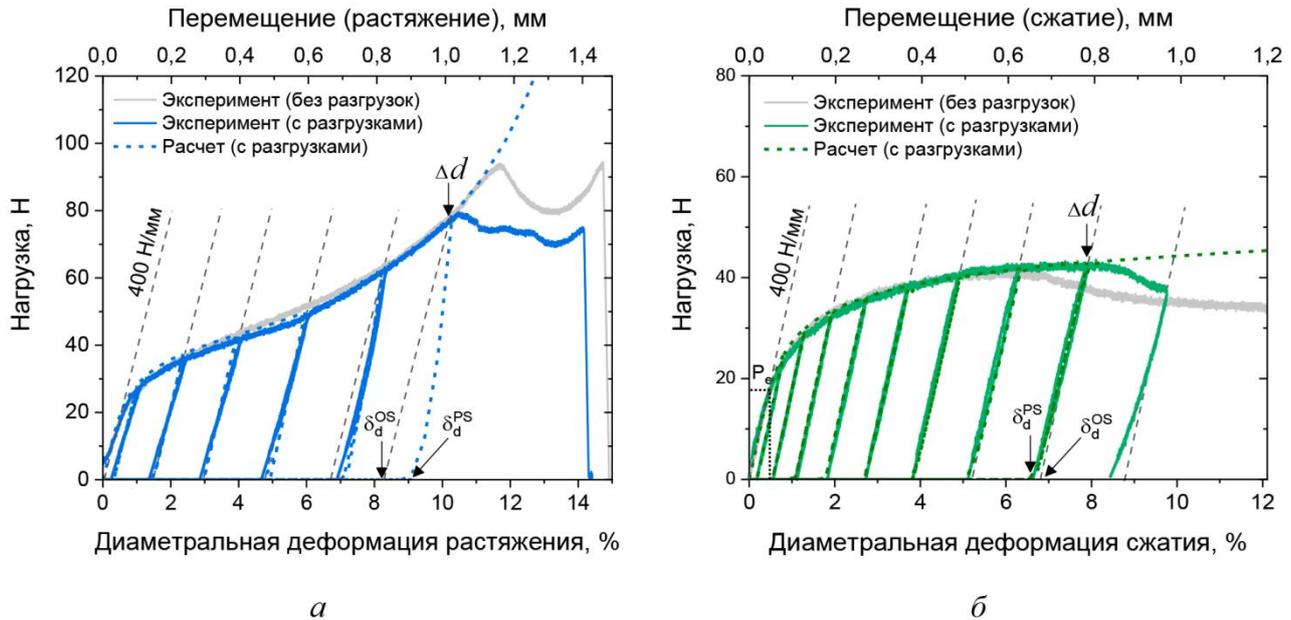


Рис. 13. Типичные экспериментальная и расчетная диаграммы нагружения малопластичного кольцевого образца из сплава АК12 с промежуточными разгрузками при его растяжении (а) и сжатии (б)

В связи с этим основной интерес представляет рассмотрение остаточных диаметральных деформаций до 4 % – *диапазон критерияльных остаточных диаметральных деформаций*.

Стоит отметить, что данные критерии основаны на возможной ошибке определения остаточной диаметральной деформации по значениям δ_d^{PS} и δ_d^{OS} и, по сути, представляют собой консервативные критерии степени отклонения диаграммы сжатия кольцевого образца от точки окончания линейного участка – начала пластического деформирования (раздел 3.3).

Так, например, критерии «2 %» и CP-ECR основаны на верхней границе разницы между значениями δ_d^{OS} и δ_d^{PS} , так как при испытаниях на сжатие значение δ_d^{OS} всегда больше δ_d^{PS} , и оно увеличивается с ростом δ_d^{PS} [14]. Данная разница обусловлена различием наклонов первичного нагружения и последующего разгрузки диаграммы сжатия кольцевого образца из-за его оваллизации (изменения жесткости геометрии образца) и наличия остаточных напряжений в области локализации деформации [14]. В данном случае под жесткостью геометрии имеется в виду коэффициент пропорциональности между нагрузкой и диаметральной деформацией (уравнение 4), который для круга и овала будет различаться, а различие – возрастать по мере увеличения оваллизации образца. Стоит отметить, что критерий CP-ECR является модификацией критерия «2 %», учитывающей то, что разница между значениями δ_d^{OS} и δ_d^{PS} зависит от состояния материала – степени его окисления [4].

В свою очередь, критерий «1 %» основан на верхней границе возможной разницы между значениями δ_d^{PS} , определенными до и после образования трещины [14]. Данный критерий не зависит от состояния материала и характеризует неопределенность самого метода получения δ_d^{PS} .

В связи с этим критерий «1 %» является более предпочтительным, особенно при рассмотрении различных материалов оболочек и их различных состояний. Однако определение значения δ_d^{PS} не всегда возможно, так как необходимо, чтобы кольцевой образец сохранил свою целостность после испытания (раскрытые трещины отсутствуют).

Ранее был продемонстрирован подход [6, 12] к оценке остаточной пластичности кольцевых образцов оболочек твэлов, заключающийся в проведении испытаний кольцевых об-

разцов со снятием нагрузки перед разрушением, что позволяет оценить значение δ_d^{PS} при испытаниях на растяжение и сжатие.

На рис. 13 приведены типичные экспериментальные и расчетные диаграммы растяжения и сжатия малопластичного кольцевого образца из сплава АК12 с промежуточными разгрузками, а также их сопоставление с диаграммами без промежуточных нагрузок. На рис. 14 приведены экспериментальные и расчетные зависимости остаточной диаметральной деформации δ_d^{PS} от диаметральной деформации Δd .

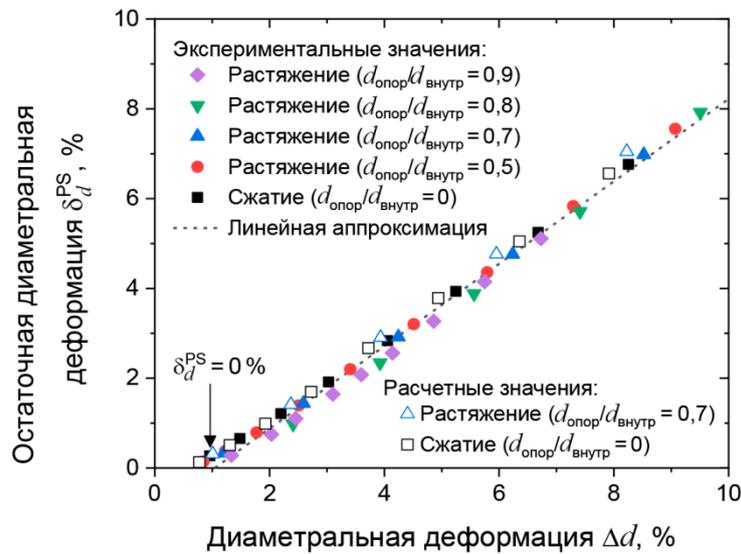


Рис. 14. Зависимость остаточной диаметральной деформации δ_d^{PS} от диаметральной деформации снятия нагрузки Δd для различных конфигураций испытания кольцевых образцов из сплава АК12

Из рис. 13 и 14 видно, что:

- применение промежуточных разгрузок при испытании кольцевых образцов не оказывает значимого влияния на диаграмму нагружения, что позволяет их применять для построения зависимости $\delta_d^{PS}(\Delta d)$ без использования дополнительных образцов;
- зависимость $\delta_d^{PS}(\Delta d)$ в рассмотренном диапазоне деформаций аппроксимируется линейной зависимостью, что позволяет путем ее экстраполяции определить экспериментальное значение δ_d^{PS} без использования дополнительных образцов;
- экспериментальные и расчетные диаграммы нагружения с промежуточными разгрузками хорошо согласуются между собой, что также позволяет определить значение δ_d^{PS} перед разрушением расчетным способом;
- при испытаниях кольцевых образцов **на растяжение** характеристика δ_d^{OS} является не представительной, так как приводит к недооценке остаточной деформации при ее графическом определении;
- при испытаниях кольцевых образцов **на сжатие** при остаточной диаметральной деформации 2 % $\delta_d^{PS} \approx \delta_d^{OS}$, а отмеченная ранее разница между δ_d^{OS} и δ_d^{PS} наблюдается лишь при деформациях больше 5 %, что согласуется с данным работы [14], где верхняя граница разницы между δ_d^{OS} и δ_d^{PS} в 2 % (основа критерия «2 %») была получена при диаметральной деформации $\Delta d = 20$ %. Данная особенность позволяет допустить, что при испытаниях на сжатие $\delta_d^{PS} \approx \delta_d^{OS}$, по крайней мере, при $\delta_d^{OS} < 5$ %.

Отмеченные особенности обуславливают дальнейшее рассмотрение и интерпретацию лишь с точки зрения значений δ_d^{PS} . При этом представляет интерес то, обеспечивается ли со-

поставимая локальная пластическая деформация при одном значении δ_d^{PS} при различных типах испытаний. В связи с этим было проведено моделирование различных типов и конфигураций испытаний (различных отношений $d_{опор}/d_{внутр}$) с достижением фиксированного значения остаточной диаметральной деформации δ_d^{PS} в диапазоне 1–4 %. При этом для испытания на диаметрально сжатие значение отношения $d_{опор}/d_{внутр}$ принято равным нулю.

На рис. 15 приведена зависимость расчетной максимальной локальной пластической деформации от отношения $d_{опор}/d_{внутр}$ при различных значениях δ_d^{PS} .

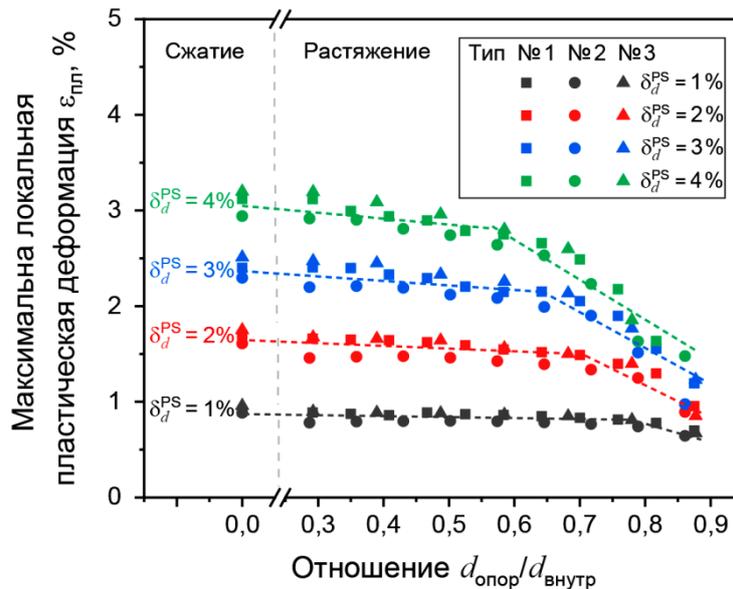


Рис. 15. Зависимость расчетной максимальной локальной пластической деформации от $d_{опор}/d_{внутр}$ при различных значениях δ_d^{PS}

Из рис. 15 видно, что максимальная локальная пластическая деформация при фиксированном δ_d^{PS} зависит от $d_{опор}/d_{внутр}$, и по мере уменьшения $d_{опор}/d_{внутр}$ максимальная пластическая деформация при растяжении приближается к значению, полученному при испытаниях на сжатие.

При этом при фиксированном δ_d^{PS} можно выделить значение $d_{опор}/d_{внутр}$, меньше которого значения максимальной локальной пластической деформации для испытаний на растяжение и сжатие отличаются не более чем на 10–15 %, а после превышения данного значения $d_{опор}/d_{внутр}$ наблюдается резкое снижение локальной пластической деформации при фиксированном δ_d^{PS} .

Из рис. 15 также видно, что близкие значения (отличие не более 10–15 %) локальной пластической деформации растяжения при испытаниях на сжатие и растяжение кольцевых образцов могут быть обеспечены при определенном подборе диаметра опор захватов.

На основании выявленных особенностей влияния $d_{опор}/d_{внутр}$ на локализацию пластической деформации можно заключить, что сопоставимая локальная пластическая деформация при испытаниях на растяжение и на сжатие в диапазоне критерильных остаточных диаметральных деформаций (от 1 до 4%) обеспечивается лишь при относительно низких значениях $d_{опор}/d_{внутр} \leq 0,60-0,65$. При этом чем меньше отношение $d_{опор}/d_{внутр}$, тем ближе локальные деформации при испытаниях на растяжение и на сжатие.

Стоит отметить, что типичным при испытаниях кольцевых образцов на растяжение является отношение $d_{опор}/d_{внутр} = 0,8-0,9$, для которого отмеченная выше сопоставимость локальных деформаций при испытаниях на растяжение и на сжатие не обеспечивается в указанном интервале остаточных деформаций. Из рис. 15 видно, что сопоставимая с испытани-

ями на сжатие локальная пластическая деформация при испытаниях на растяжение с $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}} = 0,8-0,9$ обеспечивается при более высоких остаточных диаметральных деформациях δ_d^{PS} .

Однако из выявленных закономерностей не следует, что кольцевые образцы из различных материалов при одном значении δ_d^{PS} характеризуются одинаковым значением локальной пластической деформации. В зависимости от упругопластических характеристик материала, локализация пластической деформации происходит в различной степени, что неизбежно требует применения методов корреляции цифровых изображений и/или метода конечных элементов для ее оценки.

Выявленные особенности интерпретации и границы сопоставимости результатов испытаний на сжатие и растяжение кольцевых образцов будут учтены и рассмотрены в дальнейших работах уже с учетом различных механических свойств материалов и на примере материалов оболочек твэлов после воздействия различных охрупчивающих факторов.

4. Заключение

Таким образом, на основе проведенного анализа методами корреляции цифровых изображений и конечно-элементного моделирования кольцевых образцов на примере малопластичного сплава АК12 при испытаниях на диаметрально растяжение и сжатие выявлены 3 последовательные стадии деформирования кольцевого образца при растяжении на полукруглых опорах, при которых может происходить разрушение малопластичных материалов оболочек: стадия 1 – преимущественная локализация деформации на 12 (6) часов; стадия 2 – сопоставимая локализация деформации на 12 (6) и 9 (3) часов; стадия 3 – преимущественная локализация деформации на 9 (3) часов.

Стадия деформирования, при которой происходит разрушение при растяжении кольцевых образцов, зависит от отношения $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}}$: чем меньше $d_{\text{опор}}/d_{\text{внутр}}$, тем на более ранних стадиях вероятно разрушение малопластичных материалов.

Сопоставимость диаграмм растяжения и сжатия с точки зрения нагрузок и деформаций кольцевых образцов обеспечивается лишь в начале 1-й стадии деформирования.

Разрушению малопластичных кольцевых образцов при испытаниях на сжатие и на растяжение предшествует достижение одинакового значения критической локальной деформации, которая для рассмотренного сплава АК12 составляет $\sim 4,0-4,2$ %, независимо от стадии деформирования, при которой происходит разрушение. Следовательно, независимо от типа испытаний кольцевых образцов (на сжатие или растяжение), для получения представительных данных по пластическим свойствам хрупких материалов необходимо применение описанного выше подхода с использованием DIC-анализа и МКЭ-моделирования.

Возможно сопоставление результатов испытаний на растяжение и сжатие малопластичных кольцевых образцов, разрушающихся на начальных стадиях деформирования, с точки зрения достигаемой максимальной локальной деформации растяжения перед разрушением. Однако необходимо учитывать область кольцевого образца, на которой локализуется деформация растяжения (на внешней или на внутренней), а также соответствующий показатель напряженного состояния при интерпретации различных типов испытаний.

Благодарность

Работа проведена в рамках выполнения государственного задания НИЦ «Курчатовский институт».

Литература

1. Барсанова С. В., Козлов А. В., Шило О. Б. Влияние облучения быстрыми нейтронами на изменение механических свойств аустенитных сталей ЭК–164 и ЧС–68 // Вопросы атомной науки и техники. Серия «Материаловедение и новые материалы». – 2018. – Т. 96 (5). – С. 4–12.
2. Results of investigations of BREST-type reactor fuel rods with mixed uranium-plutonium nitride fuel, irradiated in BOR–60 and BN–600 / A. F. Grachev, A. A. Zherebtsov, L. M. Zabudko, E. A. Zvir, F. N. Kryukov, O. N. Nikitin, M. V. Skupov, Yu. A. Ivanov, S. I. Porollo // Atomic Energy. – 2019– Vol. 125. – P. 314–321. – DOI: 10.1007/s10512-019-00487-4.
3. Kim, K-T. The effect of peak cladding temperature occurring during interim-dry storage on transport-induced cladding embrittlement // Nuclear Engineering and Technology. – 2020. – Vol. 52 (7). – P. 1486–1494. – DOI: 10.1016/j.net.2019.12.030.
4. Post-LOCA ductility of Cr-coated cladding and its embrittlement limit / H. Yook, K. Shirvan, B. Phillips, Y. Lee // Journal of Nuclear Materials. – 2022. – Vol. 558. – P. 153354 (1–11). – DOI: 10.1016/j.jnucmat.2021.153354.
5. Обеспечение стойкости в проектной аварии LOCA оболочек твэлов из сплава Э110 на основе электролитического циркония / В. А. Маркелов, А. Г. Мальгин, В. В. Новиков, А. Ю. Гусев // Вопросы атомной науки и техники. Серия «Материаловедение и новые материалы». – 2017. – Т. 91 (4). – С. 32–46.
6. Влияние длительных высокотемпературных выдержек на механические свойства и структуру сплава 42ХНМ после нейтронного облучения в составе ВВЭР–1000. Часть 1. Механические испытания / Б. А. Гурович, А. С. Фролов, Е. А. Кулешова, И. В. Федотов // Вопросы материаловедения. – 2023. – Т. 113 (1). – С. 134–149. – DOI: 10.22349/1994-6716-2023-113-1-134-149.
7. Влияние длительных высокотемпературных выдержек на механические свойства и структуру сплава 42ХНМ после нейтронного облучения в составе ВВЭР–1000. Часть 2. Структурные исследования / Б. А. Гурович, А. С. Фролов, Е. А. Кулешова, Д. А. Мальцев, И. В. Федотов, Д. В. Сафонов // Вопросы материаловедения. – 2023. – Т. 113 (1). – С. 150–173. – DOI: 10.22349/1994-6716-2023-113-1-150-173.
8. Behavior of modified zirconium-alloy fuel-element cladding under irradiation / G. V. Kulakov, Yu. V. Konovalov, A. A. Kosaurov, M. M. Peregud, A. B. Nikulina, V. Yu. Shishin, V. A. Ovchinnikov, A. A. Sheldyakov // Atomic Energy. – 2018. – Vol. 123. – P. 399–405. – DOI: 10.1007/s10512-018-0359-8.
9. Methodical features of tensile testing of ring samples / M. V. Leontieva-Smirnova, B. A. Kalin, E. M. Morozov, A. V. Kostyukhina, P. V. Fedotov, R. N. Taktashev // Inorganic Materials: Applied Research. – 2020. – Vol. 11. – P. 731–738. – DOI: 10.1134/S2075113320030302.
10. Construction of a strain-hardening diagram to analyze the state of stress in the fuel-element cladding material / R. P. Karagergi, A. V. Konovalov, M. V. Evseev, A. V. Kozlov // Russian Metallurgy. – 2023. – Vol. 1528–1534. – DOI: 10.1134/S0036029523100117.
11. Карагерги Р. П., Евсеев М. В., Козлов А. В. Аналитический способ определения начальной расчетной длины рабочей части кольцевого образца при растяжении // Вопросы атомной науки и техники. Серия «Материаловедение и новые материалы». – 2019. – Т. 101 (5). – С. 13–24.
12. Gurovich B. A., Frolov A. S., Fedotov I. V. Improved evaluation of ring tensile test ductility applied to neutron irradiated 42XNM tubes in the temperature range of (500–1100)°C // Nuclear Engineering and Technology. – 2020. – Vol. 52 (6). – P. 1213–1221. – DOI: 10.1016/j.net.2019.11.019.
13. Frolov A. S., Fedotov I. V., Gurovich B. A. Evaluation of the true-strength characteristics for isotropic materials using ring tensile test // Nuclear Engineering and Technology. – 2021. – Vol. 53 (7). – P. 2323–2333. – DOI: 10.1016/j.net.2021.01.033.
14. Billone M. C., Burtseva T. A., Einziger R. E. Ductile to brittle transition temperature for high burnup Zircaloy–4 and ZIRLO cladding alloys exposed to simulated drying-storage condi-

- tions. // *Journal of Nuclear Materials*. – 2013. – Vol. 433 (1–3). – P. 431–448. – DOI: 10.1016/j.jnucmat.2012.10.002.
15. Chen H., Cai L. X. Unified ring-compression model for determining tensile properties of tubular materials // *Materials Today Communications*. – 2017. – Vol. 13. – P. 210–220. – DOI: 10.1016/j.mtcomm.2017.10.006.
16. Novel ring compression test method to determine the stress-strain relations and mechanical properties of metallic materials / G. Han, L. Cai, C. Bao, B. Liang, Y. Lyu, M. Huang, X. Liu // *Chinese Journal of Mechanical Engineering*. – 2021. – Vol. 34 (1). – P. 1–12. – DOI: 10.1186/s10033-021-00622-y.
17. Microstructure of fracture surfaces after radial compression of annular specimens made of cladding austenitic steel exposed to damaging dose above 100 dpa / R. P. Karagergi, A. V. Kozlov, V. Yu. Yarkov, V. I. Pastukhov, S. V. Barsanova // *Physics of Metals and Metallography*. – 2024. – Vol. 125 (6). – P. 665–672. – DOI: 10.1134/S0031918X2460043X.
18. Полунин К. К., Бахин А. Н., Урусов А. А. Исследование оболочек твэлов из сплава Э110 с защитным покрытием в условиях, характерных для аварии с потерей теплоносителя // *Вестник науки*. – 2019. – Т. 11 (2). – С. 105–112.
19. Structural and mechanical properties of Al-Si alloys obtained by fast cooling of a levitated melt / S. P. Nikanorov, M. P. Volkov, V. N. Gurin, Yu. A. Burenkov, L. I. Derkachenko, B. K. Kardashev, L. L. Regel, W. R. Wilcox // *Materials Science and Engineering: A*. – 2005. – Vol. 390 (1–2). – P. 63–69. – DOI: 10.1016/j.msea.2004.07.037.
20. Mandrel diameter effect on ring-pull testing of nuclear fuel cladding / P. M. Beck, M. L. Hayne, C. Liu, J. Valdez, T. Nizolek, S. A. Briggs, S. A. Maloy, T. A. Saleh, B. P. Eftink // *Journal of Nuclear Materials*. – 2024. – Vol. 596 (155087). – P. 1–14. – DOI: 10.1016/j.jnucmat.2024.155087.
21. Blaber J., Adair B., Antoniou A. Ncorr: open-source 2D digital image correlation Matlab software // *Experimental Mechanics*. – 2015. – Vol. 55 (6). – P. 1105–1122. – DOI: 10.1007/s11340-015-0009-1.
22. Nemat-Alla M. Reproducing hoop stress-strain behavior for tubular material using lateral compression test // *International Journal of Mechanical Sciences*. – 2003. – Vol. 45 (4). – P. 605–621. – DOI: 10.1016/S0020-7403(03)00115-2.
23. Прочность, устойчивость, колебания : справочник в 3-х томах. Том 1 / под общ. ред. И. А. Биргера, Я. Г. Пановко. – М. : Машиностроение, 1968. – 323 с.
24. Buzyurkin A. E., Gladky I. L., Kraus E. I. Determination of parameters of the Johnson-Cook model for the description of deformation and fracture of titanium alloys // *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*. – 2015. – Vol. 56. – P. 330–336. – DOI: 10.1134/S0021894415020194.
25. Shrivastava S., Ghosh C., Jonas J. J. A comparison of the von Mises and Hencky equivalent strains for use in simple shear experiments // *Philosophical Magazine A*. – 2012. – Vol. 92 (7). – P. 779–786. – DOI: 10.1080/14786435.2011.634848.
26. Пластичность и разрушение / В. Л. Колмогоров, А. А. Богатов, Б. А. Мигачев, Е. Г. Зудов, Ю. Е. Фрейдензон, М. Е. Фрейдензон / под ред. В. Л. Колмогорова. – М. : Металлургия, 1977. – 336 с.
27. Crack formation in cladding under LOCA quench conditions / H. Wu, Y. Udagawa, T. Narukawa, M. Amaya // *Nuclear Engineering and Design*. – 2016. – Vol. 303. – P. 25–30. – DOI: 10.1016/j.nucengdes.2016.03.033.
28. Hydride rim formation in E110 zirconium alloy during gas-phase hydrogenation / V. Kudiarov, I. Sakvin, M. Syrtanov, I. Slesarenko, A. Lider // *Metals*. – 2020. – Vol. 10 (2). – DOI: 10.3390/met10020247.
29. Неоднородность радиационной пористости оболочки твэла из аустенитной стали X16H19M2Г2БТФПР / В. И. Пастухов, В. Л. Панченко, И. А. Портных, С. А. Аверин, А. В. Козлов // *Вопросы атомной науки и техники. Серия «Материаловедение и новые материалы»*. – 2018. – Т. 96 (5). – С. 13–22.

30. Results of investigations of BREST-type reactor fuel rods with mixed uranium-plutonium nitride fuel, irradiated in BOR–60 and BN–600 / A. F. Grachev, A. A. Zherebtsov, L. M. Zabudko, E. A. Zvir, F. N. Kryukov, O. N. Nikitin, M. V. Skupov, Yu. A. Ivanov, S. I. Porollo // *Atomic Energy*. – 2019. – Vol. 125. – P. 314–321. – DOI: 10.1007/s10512-019-00487-4.
31. Study on incipient cracks at inner surface of cladding liner after high power irradiation test / K. Kitano, C. Losin, J. Arborelius, M. Limbäck // *Journal of Nuclear Science and Technology*. – 2006. – Vol. 43 (9). – P. 1015–1020. – DOI: 10.1080/18811248.2006.9711190.