

Received: 28.02.2025

Revised: 24.04.2025



Accepted: 25.04.2025



DOI: 10.17804/2410-9908.2025.2.083-105



FEATURES OF THE STRESS-STRAIN STATE IN THE NECK OF A RING SPECIMEN UNDER TENSION ON SEMICIRCULAR CYLINDRICAL MANDRELS

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

National Research Centre «Kurchatov Institute», 1 Akademika Kurchatova Sq., Moscow, 123182, Russia

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

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

^c  <https://orcid.org/0000-0001-6884-2923>  gurovich_ba@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, the stress-strain state of a ring specimen under tension on semicircular cylindrical mandrels is analyzed by three-dimensional finite-element modeling. The material of unirradiated fuel cladding, namely cold-worked EK164-ID austenitic steel, is used as an example. The hardening curve of the material is determined by the iterative inverse method. The finite element model is validated by the variation of the geometrical parameters of the specimen gauge areas. The modeling results show that, before failure, the neck of the ring specimen experiences a triaxial stress state characterized by a pronounced non-uniform distribution of plastic strains and stresses along the neck cross-section. This limits the possibility of interpreting the stress-strain state in terms of plane-stress or plane-strain approximation. The analytical expressions proposed in the literature for interpreting the stress-strain state in the neck of a flat specimen with a rectangular cross-section under tension have limited applicability to similar areas of a ring specimen, and they may cause significant errors in the experimental determination of the hardening curve and the stress triaxiality factor. The effectiveness of applying 3D finite element modeling combined with the iteration procedure of plotting the hardening curve in order to analyze the stress-strain state in a ring specimen under tension on cylindrical semicircular mandrels is demonstrated. The critical values of equivalent stress, equivalent plastic strain, and the stress triaxiality factor in the neck of a ring specimen before failure are determined for the cold-worked EK164-ID austenitic steel.

Keywords: ring tensile test, neck, plasticity, fuel cladding, finite element method, stress triaxiality factor

Acknowledgment

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

References

1. 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.

2. Frolov, A.S., Fedotov, I.V., and Gurovich, B.A. Evaluation of the true-strength characteristics for isotropic materials using ring tensile test. *Nucl. Eng. Technol.*, 2021, 53 (7), 2323–2333. DOI: 10.1016/j.net.2021.01.033.
3. Karagergi, R.P., Konovalov, A.V., Evseev, M.V., and Kozlov, A.V. Construction of a strainhardening diagram to analyze the state of stress in the fuel-element cladding material. *Russian Metallurgy*, 2023, 1528–1534. DOI: 10.1134/S0036029523100117.
4. Karagergi, R.P., Kozlov, A.V., Yarkov, V.Yu., Pastukhov, V.I., and Barsanova, S.V. Micro-structure 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.
5. Konovalov, A.V., Vichuzhanin, D.I., Partin, A.S., and Kozlov, A.V. Determination of true stress-strain (hardening) curve for the fuel rod material. *Zavodskaya Laboratoriya. Diagnostika Materialov*, 2017, 83 (7), 58–61. (In Russian).
6. Leontyeva-Smirnova, M.V., Izmalkov, I.N., Valitov, I.R., Loshmanov, L.P., Kostyukhina, A.V., Fedotov, P.V., Murzakhanov, G.H., and Baskakov, A.V. Determination of the yield strength of EK-181 steel during tensile testing of ring specimen. *Zavodskaya Laboratoriya. Diagnostika Materialov*, 2016, 82 (10), 56–61. (In Russian).
7. Kamaya, M., Kitsunai, Y., and Koshiishi, M. True stress-strain curve acquisition for irradiated stainless steel including the range exceeding necking strain. *J. Nucl. Mater.*, 2015, 465, 316–325. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2015.05.027.
8. Zouari, A., Bono, M., Le Boulch, D., Le Jolu, T., Crépin, J., and Besson, J. The effect of strain biaxiality on the fracture of zirconium alloy fuel cladding. *J. Nucl. Mater.*, 2021, 554, 153070 (1–13). DOI: 10.1016/j.jnucmat.2021.153070.
9. Frolov, A.S. and Fedotov, I.V. Methodology of mechanical testing for fuel rod cladding materials of Russian nuclear reactors. *Voprosy Atomnoy Nauki i Tekhniki. Seriya Fizika Yadernykh Reaktorov*, 2024, 5, 75–97. (In Russian).
10. 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. *Inorg. Mater. Appl. Res.*, 2020, 11, 731–738. DOI: 10.1134/S2075113320030302.
11. Bridgman, P.W. *Issledovanie bolshykh plasticheskikh deformatsiy i razryva* [Studies in Large Plastic Flow and Fracture]. Librokom Publ., Moscow, 2010. 448 p. (In Russian).
12. Ostsemin, A.A. On the analysis of stress state in elliptical tensile neck. *Strength of Materials*, 2009, 41, 356–362. DOI: 10.1007/s11223-009-9147-y.
13. Tu, S., Ren, X., He, J., and Zhang, Z. Stress-strain curves of metallic materials and post-necking strain hardening characterization: a review. *J. Nucl. Mater.*, 2020, 43 (1), 3–19. DOI: 10.1111/ffe.13134.
14. Bazhenov, V.G., Kazakov, D.A., Kukanov, S.S., Osetrov, D.L., and Ryabov, A.A. Analysis of methods for constructing true deformation diagrams of elastoplastic materials under large deformations. *Vestnik PNIPU. Mekhanika*, 2023, 4, 12–22. (In Russian). DOI: 10.15593/perm.mech/2023.4.02.
15. Wang, L. and Tong, W. Identification of post-necking strain hardening behavior of thin sheet metals from image-based surface strain data in uniaxial tension tests. *Int. J. Solids Struct.*, 2015, 75–76, 12–31. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2015.04.038.
16. Gussev, M.N., Garrison, B., Massey, C., Le Coq, A., Linton, K., and Terrani, K.A. A correlation-based approach for evaluating mechanical properties of nuclear fuel cladding tubes. *J. Nucl. Mater.*, 2023, 574, 154192 (1–12). DOI: 10.1016/j.jnucmat.2022.154192.
17. GOST 1497–2023 (ISO 6892–1). (In Russian).
18. Zhang, Z.L., Hauge, M., Ødegård, J., and Thaulow, C. Determining material true stress-strain curve from tensile specimens with rectangular cross-section. *Int. J. Solids Struct.*, 1999, 36 (23), 3497–3516. DOI: 10.1016/S0020-7683(98)00153-X.

19. Choung, J.M. and Cho, S.R. Study on true stress correction from tensile tests. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2008, 22 (6), 1039–1051. DOI: 10.1007/s12206-008-0302-3.
20. De Wang, Y., Xu, S.H., Ren, S.B., and Wang, H. An experimental-numerical combined method to determine the true constitutive relation of tensile specimens after necking. *Adv. Mater. Sci. Eng.*, 2016, 2016, 6015752 (1–12). DOI: 10.1155/2016/6015752.
21. Mu, Z., Zhao, J., Yu, G., Huang, X., Meng, Q., and Zhai, R. Hardening model of anisotropic sheet metal during the diffuse instability necking stage of uniaxial tension. *Thin-Walled Structures*, 2021, 159, 107198, 1–14. DOI: 10.1016/j.tws.2020.107198.
22. Korn, G. and Korn, T. *Spravochnik po matematike dlya nauchnykh rabotnikov i inzhenerov* [Mathematical Handbook for Scientists and Engineers]. Nauka Publ., Moscow, 1984, 833 p. (In Russian).
23. Joun, M., Choi, I., Eom, J., and Lee, M. Finite element analysis of tensile testing with emphasis on necking. *Comput. Mater. Sci.*, 2007, 41 (1), 63–69. DOI: 10.1016/j.commatsci.2007.03.002.
24. Bereznoi, D.V. and Paimushin, V.N. Two formulations of elastoplastic problems and the theoretical determination of the location of neck formation in samples under tension. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, 2011, 75 (4), 635–659. DOI: 10.1016/j.jappmathmech.2011.09.009.
25. Kukudzhanov, V.N. and Levitin, A.L. Rheological instability and localization of strains in plane elastoplastic specimens under extension. *Mechanics of Solids*, 2005, 40 (6), 69–80.
26. Zhao, K., Wang, L., Chang, Y., and Yan, J. Identification of post-necking stress-strain curve for sheet metals by inverse method. *Mech. Mater.*, 2016, 92, 107–118. DOI: 10.1016/j.mechmat.2015.09.004.
27. Wildemann, V.E., Mugatarov, A.I., and Khmelev, A.A. Computational-experimental method for stress-strain curve constructing under conditions of inhomogeneous stress fields. *Vestnik PNIPU. Mekhanika*, 2024, 2, 24–32. (In Russian). DOI: 10.15593/perm.mech/2024.2.03.
28. Kamaya, M. and Kawakubo, M. True stress-strain curves of cold worked stainless steel over a large range of strains. *J. Nucl. Mater.*, 2014, 451 (1–3), 264–275. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2014.04.006.
29. Marth, S., Häggblad, H.Å., Oldenburg, M., and Östlund, R. Post necking characterisation for sheet metal materials using full field measurement. *J. Mater. Process. Technol.*, 2016, 238, 315–324. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.07.036.
30. Kim, J.S. and Kim, J.M. Prediction of the irradiation effect on the fracture toughness for stainless steel using a stress-modified fracture strain model. *Int. J. Mech. Sci.*, 2024, 264, 108860, 1–16. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2023.108860.
31. Mase, G.E. *Teoriya i zadachi mekhaniki sploshnykh sred* [Theory and Problems of Continuum Mechanics]. LKI Publ., Moscow, 2007, 318 p. (In Russian).
32. Kolmogorov, V.L., Bogatov, A.A., Migachev, B.A., Zudov, E.G., Freydenzon, Yu.E., and Freydenzon, M.E. *Plastichnost i razrushenie* [Plasticity and Destruction]. Metallurgiya Publ., Moscow, 1977, 336 p. (In Russian).
33. Bai, Yu. Effect of Loading History on Necking and Fracture: Cand. Thesis, Massachusetts, USA, 2008, 262 p. Available at: <https://www.researchgate.net/publication/38003378>.

Подана в журнал: 28.02.2025



УДК 620.172, 539.382.2



DOI: 10.17804/2410-9908.2025.2.083-105



ОСОБЕННОСТИ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ В ШЕЙКЕ КОЛЬЦЕВОГО ОБРАЗЦА ПРИ ЕГО РАСТЯЖЕНИИ НА ПОЛУКРУГЛЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОПОРАХ

И. В. Федотов^{а, *}, А. С. Фролов^б, Б. А. Гурович^в

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

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

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

^в  <https://orcid.org/0000-0001-6884-2923>  gurovich_ba@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 данной работе на примере материала необлученной оболочки твэла из холоднодеформированной аустенитной стали ЭК164-ИД х.д. методом трехмерного конечно-элементного моделирования (МКЭ-моделирования) проведен анализ напряженно-деформированного состояния в шейке кольцевого образца при его растяжении на полукруглых цилиндрических опорах. Кривая упрочнения материала построена с использованием итерационной процедуры, а валидация МКЭ-модели выполнена по изменениям геометрических параметров рабочих частей образца. По результатам МКЭ-моделирования показано, что к моменту разрушения в шейке кольцевого образца реализуется трехосное напряженное состояние, характеризующееся ярко выраженной неравномерностью распределения пластических деформаций и напряжений по сечению шейки, что ограничивает возможность интерпретации напряженно-деформированного состояния в приближениях плоского напряженного или плоского деформированного состояния. Предлагаемые в литературных источниках аналитические выражения для интерпретации напряженно-деформированного состояния в шейке плоского образца имеют ограниченную применимость к аналогичным областям кольцевого образца и могут привести к значительным искажениям при экспериментальном определении кривой упрочнения и параметра напряженного состояния. Продемонстрирована эффективность применения трехмерного МКЭ-моделирования в комплексе с итерационной процедурой построения кривой упрочнения с целью анализа напряженно-деформированного состояния в кольцевом образце при его растяжении на цилиндрических полукруглых опорах. Для исследованной стали ЭК164-ИД х.д. определены критические значения эквивалентного напряжения, эквивалентной пластической деформации и соответствующего показателя напряженного состояния, реализуемого в шейке кольцевого образца перед разрушением.

Ключевые слова: растяжение кольцевых образцов, шейка, пластичность, оболочка твэла, метод конечных элементов, показатель напряженного состояния

1. Введение

Одной из наиболее информативных характеристик деформационного поведения конструкционных материалов, наряду со стандартным набором механических характеристик, является кривая упрочнения материала – зависимость напряжения течения от пластической деформации. Для рассматриваемого напряженно-деформированного состояния (НДС) и ско-

рости нагружения кривая упрочнения ограничена критическим значением пластической деформации, определяющим максимальные деформации, которые способен выдержать материал без разрушения. Задачи построения кривой упрочнения и определения соответствующей критической пластической деформации крайне актуальны для конструкционных материалов ядерных реакторов, в частности оболочек тепловыделяющих элементов (ТВЭЛОВ), деформационная способность которых является одним из факторов, определяющих эффективность и безопасность эксплуатации ядерной энергетической установки [1–8]. Наиболее широко и часто используемым методом испытаний материалов оболочек ТВЭЛОВ является испытание на диаметрально растяжение кольцевых образцов на полукруглых цилиндрических опорах [9].

Испытания кольцевых образцов на растяжение характеризуются простотой проведения, возможностью получения представительной статистики механических характеристик для относительно малых объемов материала оболочки, а также возможностью получения механических характеристик в окружном направлении [9]. Методология данного типа испытаний основана на стандартных испытаниях плоских образцов с прямоугольным сечением, так как при растяжении кольцевого образца в определенный момент достигается распрямление (усадка образца на полуцилиндрические опоры) его рабочих частей, которые в дальнейшем претерпевают преимущественную деформацию растяжения вдоль оси нагружения [9]. При достаточной деформационной способности материала оболочки в процессе растяжения его рабочих частей может произойти потеря устойчивости пластического деформирования, приводящая к локализации деформации и формированию шейки в области рабочих частей кольцевого образца. Именно в области шейки образца достигаются максимальные пластические деформации и происходит разрушение [3]. В таком случае подробный анализ НДС в шейке кольцевого образца может позволить получить информацию о деформационной способности материала оболочки в широком диапазоне деформаций и дополнить данные, полученные из анализа диаграммы растяжения. В связи с этим применительно к испытаниям кольцевых образцов на растяжение рассматриваются различные подходы к построению кривой упрочнения и определению критических пластических деформаций [2, 3, 10], основанные на подходах, применяемых для стандартных плоских образцов с прямоугольным поперечным сечением.

Так, в работах [3, 10] предложен экспериментальный подход к построению кривой упрочнения материала оболочек ТВЭЛОВ на основе определения пластической деформации ϵ_{pl} и напряжения течения σ_s по изменению площади поперечного сечения кольцевого образца при промежуточных разгрузках во время испытания [10] либо уже после разрушения образца [3]. Известно, что для плоских образцов с прямоугольным сечением при определении напряжения течения σ_s необходимо учитывать особенности НДС в шейке, что является предметом исследований во многих работах [11–15]. Однако для кольцевых образцов подобный анализ особенностей НДС в шейке ранее не проводился. При этом в работе [10] особенности НДС в шейке кольцевого образца не учитывались, а в работе [3] учитывались, но с использованием аналитических выражений для плоских образцов, применимость которых к кольцевым образцам не была проанализирована.

В связи с этим актуальным является выявление особенностей НДС в шейке кольцевого образца при испытаниях на растяжение на полукруглых цилиндрических опорах, что и является основной целью данной работы. Для достижения данной цели в работе решена задача, обратная описанной в работах [3–10], при которой на основе валидированной МКЭ-модели растяжения кольцевого образца исследовано НДС в шейке. С использованием выявленных особенностей НДС проанализирована применимость различных подходов по построению кривой упрочнения, определению критических напряжений и деформаций и оценке параметра напряженного состояния.

2. Материалы и методы

2.1. Выбор материала и образцов для испытаний

В данной работе исследована оболочка твэла ($10,50 \times 0,50$ мм) из холоднодеформированной (20 % х.д.) аустенитной коррозионно-стойкой стали ЭК164-ИД х.д. типа Fe-15Cr-19Ni в необлученном состоянии.

Из указанной оболочки были изготовлены образцы двух типов:

- кольцевые образцы на диаметрально растяжение на полукруглых цилиндрических опорах;
- образцы на растяжение в аксиальном направлении оболочки твэла – аксиальные образцы.

Испытания кольцевых образцов на диаметрально растяжение на полукруглых цилиндрических опорах диаметром 6 мм проведены для последующего анализа НДС в шейке кольцевого образца при его растяжении. На рис. 1 а, б приведены эскизы образцов и схема нагружения.

Для холоднодеформированных аустенитных сталей не характерна анизотропия свойств в различных направлениях прокатки [16], в связи с чем для подтверждения кривой упрочнения, необходимой для построения МКЭ-модели растяжения кольцевого образца, были проведены испытания на растяжение в аксиальном направлении. Испытания на растяжение в аксиальном направлении проведены с использованием миниатюрных образцов с алюминиевой вставкой и начальной расчетной длиной $l_0 = 4$ мм (рис. 1 в, г) [16]. Алюминиевая вставка в головках данных образцов необходима для повышения жесткости головок и предотвращения их деформирования при испытании [16]. В табл. 1 приведены основные геометрические размеры испытанных образцов. Всего было испытано по 3 образца каждого типа.

Испытания проводили на универсальной испытательной машине Hegewald & Peschke Inspect Table 50 kN при скорости перемещения траверсы 0,5 мм/мин.

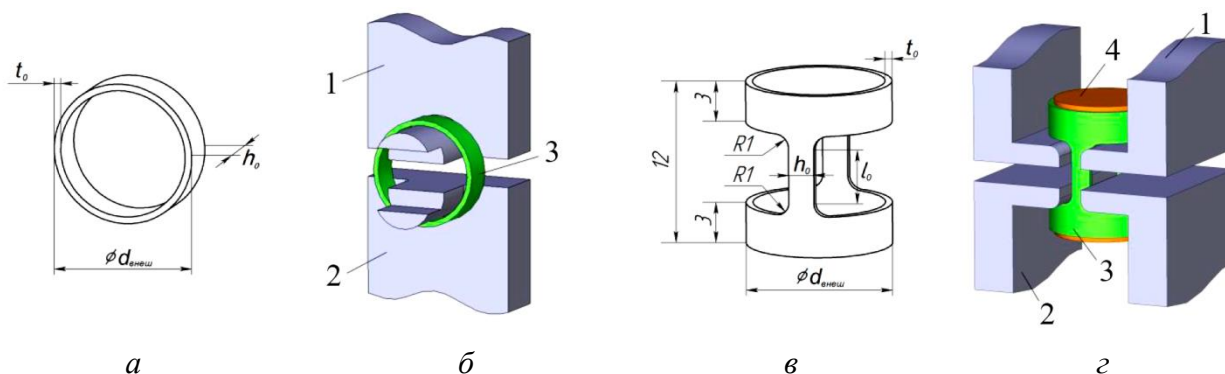


Рис. 1. Эскизы образцов (а, в) и соответствующие схемы нагружения (б, г) при различных типах испытаний: растяжение кольцевых образцов (а, б) и растяжение аксиальных образцов (в, г); 1 – подвижный захват/опора, 2 – неподвижный захват/опора, 3 – образец, 4 – вставка

Таблица 1

Основные геометрические размеры испытанных образцов

Образец	Тип нагружения	Внешний диаметр $d_{\text{внеш}}$, мм	Исходная толщина t_0 , мм	Исходная ширина/высота h_0 , мм
аксиальный кольцевой	растяжение	$10,50 \pm 0,01$	$0,50 \pm 0,01$	$1,86 \pm 0,01$
				$2,98 \pm 0,02$

2.2. Методы определения механических характеристик

2.2.1. Испытание аксиальных образцов на растяжение

С целью подтверждения построенной кривой упрочнения применен традиционный подход к обработке диаграмм испытаний аксиальных образцов на растяжение, при котором строится зависимость условных напряжений σ от условных деформаций ε [17]. Для сопоставления с кривой упрочнения условные напряжения σ и условные деформации ε пересчитаны в истинные напряжения S и логарифмические деформации e с использованием выражений [14]

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

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

Следует отметить, что данные выражения корректны в пределах участка равномерно деформирования на диаграмме растяжения – до достижения максимальной нагрузки.

2.2.2. Испытание кольцевых образцов на растяжение

Для кольцевых образцов возможность применения выражений (1) и (2) ограничена ввиду неоднозначности определения начальной расчетной длины [9]. Поэтому для сопоставления с кривой упрочнения материала (зависимостью напряжения течения σ_s от пластической деформации e_{pl}) истинные напряжения S и истинные деформации e вычислены с использованием выражений, примененных в работах [3, 10]:

$$S = \frac{P}{F}, \quad (3)$$

$$e = \ln\left(\frac{F_0}{F}\right), \quad (4)$$

где P – усилие на испытательной машине в анализируемый момент времени, F – суммарная площадь сечения двух рабочих частей кольцевого образца в анализируемый момент времени, F_0 – исходная суммарная площадь сечения двух рабочих частей кольцевого образца.

Стоит отметить, что выражения (3) и (4) могут быть формально применены лишь после окончания охвата полукруглой цилиндрической опоры внутренней поверхностью кольцевого образца, когда в поперечном сечении кольцевого образца происходит преимущественная деформация растяжения. Далее при анализе результатов проведена подробная оценка применимости выражений (3) и (4) для построения кривой упрочнения по результатам испытаний кольцевого образца на растяжение на полукруглых опорах.

2.2.3. Определение геометрических параметров шейки кольцевого образца

Напряженно-деформированное состояние в шейке образца при его растяжении связывается с геометрическими параметрами данной шейки [3, 12]: шириной h , толщиной t , радиусом кривизны R и длиной определения радиуса кривизны L .

На рис. 2 а приведена схема растянутого кольцевого образца с образовавшейся шейкой. Особенностью испытаний кольцевых образцов является формирование двух рабочих частей с сечениями № 1 и № 2 (рис. 2 а), каждую из которых необходимо учитывать при анализе результатов.

На рис. 2 б приведена схема определения геометрических параметров рабочих частей кольцевого образца, а на рис. 2 в – типичная зависимость наклона dy/dx контура шейки от координаты точки на оси растяжения (ось y), которая использовалась для определения L и R .

Радиус кривизны шейки R определяли путем аппроксимации предварительно оцифрованного внешнего контура шейки уравнением окружности. Длину определения радиуса кривизны L выбирали по точке, для которой характерно наименьшее значение наклона контура dy/dx относительно оси y (рис. 2 в).

Площадь поперечного сечения, необходимая для применения выражений (3) и (4), также является важным геометрическим параметром образца и может быть определена различным способом. Так, наиболее простым подходом к оценке площади поперечного сечения образца является допущение о сохранении прямоугольной формы сечения при растяжении образца. В таком случае определение площади сечения возможно по видимым внешним ширине h и толщине t образца в области наименьшего сечения. Площадь поперечного сечения, определенная таким образом, представляет собой «габаритную» площадь $F_{габ}$ (описанный прямоугольник), а не фактическую $F_{факт}$ (рис. 2 б), так как не учитывает возможное изменение формы поперечного сечения образца при испытании, что наблюдается для образцов с прямоугольным сечением [15, 18–21]. В результате габаритная площадь поперечного сечения одной из рабочих частей определяется следующим образом:

$$F_{габ} = h \cdot t, \tag{5}$$

где h – видимая ширина одной из рабочих частей, а t – видимая толщина одной из рабочих частей.

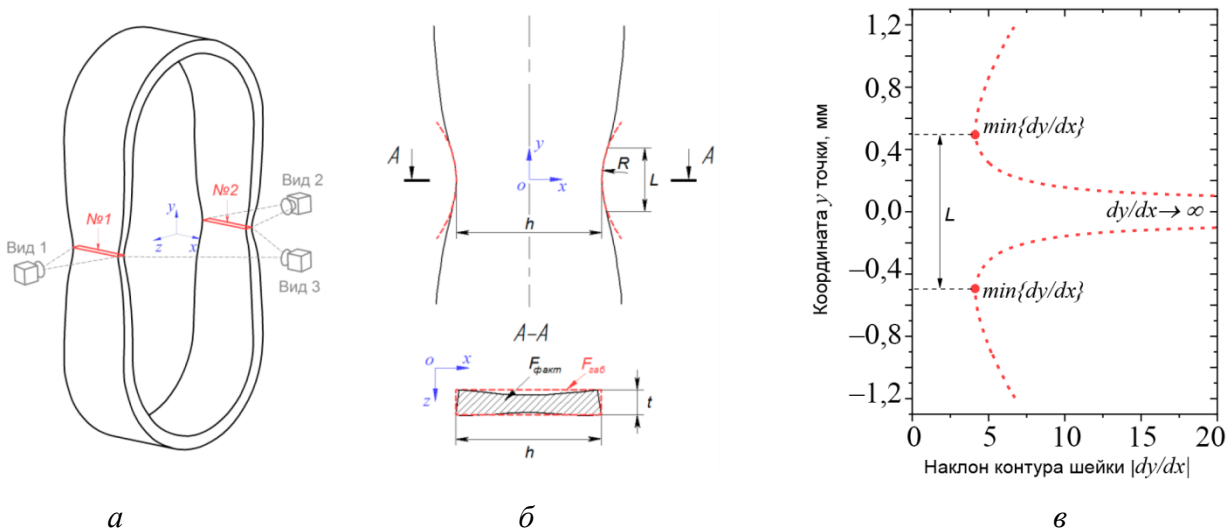


Рис. 2. Схема растянутого кольцевого образца с расположением камер с трех различных сторон (а), а также схема определения геометрических параметров шейки кольцевого образца (б) и типичная зависимость наклона dy/dx контура шейки от координаты точки (в)

Фактическая площадь поперечного сечения $F_{факт}$ одной из рабочих частей, учитывающая искаженную форму (2 б), может быть определена по формуле площади многоугольника, по координатам его вершин [22]:

$$F_{факт} = \frac{1}{2} |\sum_{i=0}^n x_i (z_{i+1} - z_{i-1})|, \tag{6}$$

$$x_{n+1} = x_1, x_0 = x_n, z_{n+1} = z_1, z_0 = z_n,$$

где n – число вершин многоугольника, x_i и z_i – координаты i -ой вершины.

При определении расчетных и экспериментальных значений фактической площади поперечного сечения $F_{\text{факт}}$ использовано от 6 до 8 вершин многоугольника, в зависимости от формы шейки, что позволило учесть криволинейность контура сечения и неперпендикулярность его граней.

Определение геометрических параметров рабочих частей кольцевого образца в данной работе проводили по снимкам образца с трех разных сторон (рис. 2 а), сделанных во время испытания цифровой камерой Tourcam UCМOS 10000 КРА. Точность измерения размеров цифровой камерой составляет $\pm 0,02$ мм. Такой подход позволяет экспериментально отследить изменение геометрических параметров рабочих частей кольцевого образца без стороннего механического воздействия на образец. Снимки разрушенных образцов и их излома после испытаний были также получены с использованием указанного оборудования.

2.3. Моделирование методом конечных элементов

Моделирование растяжения кольцевых образцов на полукруглых цилиндрических опорах проводили методом конечных элементов (МКЭ) в программном комплексе Ansys Workbench 17. В связи с наличием симметрии для рассматриваемой трехмерной задачи моделирование проводилось только на 1/8 образца с заданием плоскостей симметрии. Для задания трехмерной сетки конечных элементов использовали 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, а в области ожидаемой локализации деформации и формирования шейки – не менее 10 элементов. Применение более мелкой сетки не приводит к значимым изменениям анализируемых результатов моделирования (отличия не более 1 %), а лишь увеличивает время расчета.

Поведение материала образца принято упругопластическим с кинематической моделью упрочнения и мультILINEЙНОЙ кривой упрочнения. Предполагается, что образование шейки в образцах при растяжении обусловлено в первую очередь деформационным поведением материала и особенностями нагружения образца (граничными условиями), а влияние несовершенств формы и поверхности образца второстепенно и вносит вклад лишь при условии, что вносимое возмущение достаточно велико [23–25]. Поэтому для инициирования процесса образования шейки в МКЭ модели несовершенства поверхности и формы не использовали.

При МКЭ-моделировании была использована кривая упрочнения материала, построенная в результате применения широко используемой для такого рода задач итерационной процедуры, подробно описанной в работах [2, 13, 20, 26–30]. Более подробно применительно к кольцевым образцам применение итерационной процедуры описано в работе [2]. Начальные значения варьируемых параметров выбирались исходя из типичных для материалов рассматриваемого класса кривых упрочнения [7]. Критерием окончания процедуры являлось отличие расчетных и экспериментальных значений не более чем на 2 %.

Модуль упругости E и коэффициент Пуассона ν для рассматриваемой стали ЭК164-ИД х.д. приняты равными 190 ГПа и 0,35 соответственно [3].

Опоры, растягивающие образец, заданы недеформируемыми, так как экспериментальные данные скорректировали с учетом жесткости машины и системы захватов (опор) на основе сравнения фактических перемещений образца (по снимкам) и перемещений, регистрируемых испытательной машиной. Контактное взаимодействие между поверхностями кольцевого образца и опорами задавали в соответствии с законом Амонтона–Кулона с коэффициентом трения $f = 0,165$, так как для данного значения получили наилучшее согласование экспериментальных и расчетных данных.

При анализе НДС в интересующих точках модели рассмотрены значения главных напряжений σ_1 , σ_2 и σ_3 , эквивалентного напряжения S_{eq} , главных пластических деформаций

ε_1 , ε_2 и ε_3 , эквивалентной пластической деформации e_{pl} , а также показателя напряженного состояния $k_{МКЭ}$.

Эквивалентное напряжение S_{eq} связано с главными напряжениями σ_1 , σ_2 и σ_3 следующим образом [31]:

$$S_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}, \quad (7)$$

где σ_1 , σ_2 и σ_3 – главные напряжения.

Эквивалентная пластическая деформация e_{pl} связана с главными пластическими деформациями ε_1 , ε_2 и ε_3 следующим образом [31]:

$$e_{pl} = \sqrt{\frac{2}{9}} \left((\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (8)$$

где ε_1 , ε_2 и ε_3 – главные пластические деформации.

Также по результатам МКЭ моделирования проводили анализ расчетных значений показателя напряженного состояния согласно выражению [32]

$$k_{МКЭ} = \frac{\sigma}{T} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3}{\sqrt{\frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}}, \quad (9)$$

где σ – среднее нормальное напряжение; T – интенсивность касательных напряжений, σ_1 , σ_2 и σ_3 – главные напряжения.

Ввиду того что НДС в шейке образца при его растяжении связывается с геометрическими параметрами данной шейки [3, 12], в качестве критерия валидованности МКЭ-модели в данной работе, помимо согласования расчетных и экспериментальных диаграмм растяжения кольцевого образца, использовали согласование расчетных и экспериментальных значений геометрических параметров рабочих частей рассматриваемого кольцевого образца на различных этапах растяжения.

3. Результаты

3.1. Построение кривой упрочнения и валидация МКЭ-модели

На рис. 3 а приведена кривая упрочнения материала в координатах «напряжение течения (σ_s) – эквивалентная пластическая деформация (e_{pl})», построенная с помощью итерационной процедуры [2], при которой варьированием параметров кривой упрочнения достигается удовлетворительное согласование расчетных и экспериментальных диаграмм растяжения, а также расчетных и экспериментальных значений геометрических параметров рабочих частей кольцевого образца при его растяжении.

Построенная мультилинейная кривая упрочнения наилучшим образом ($R^2 = 0,999$) во всем исследованном диапазоне деформаций описывается двойной функцией типа Voce [26]:

$$\sigma_s = \sigma_0 + \alpha_1 \cdot (1 - \exp(-\beta_1 \cdot e_{pl})) + \alpha_2 \cdot (1 - \exp(-\beta_2 \cdot e_{pl})), \quad (10)$$

где $\sigma_0 = 676$ МПа, $\alpha_1 = 4933$ МПа, $\beta_1 = 0,148$, $\alpha_2 = 88$ МПа, $\beta_2 = 256$.

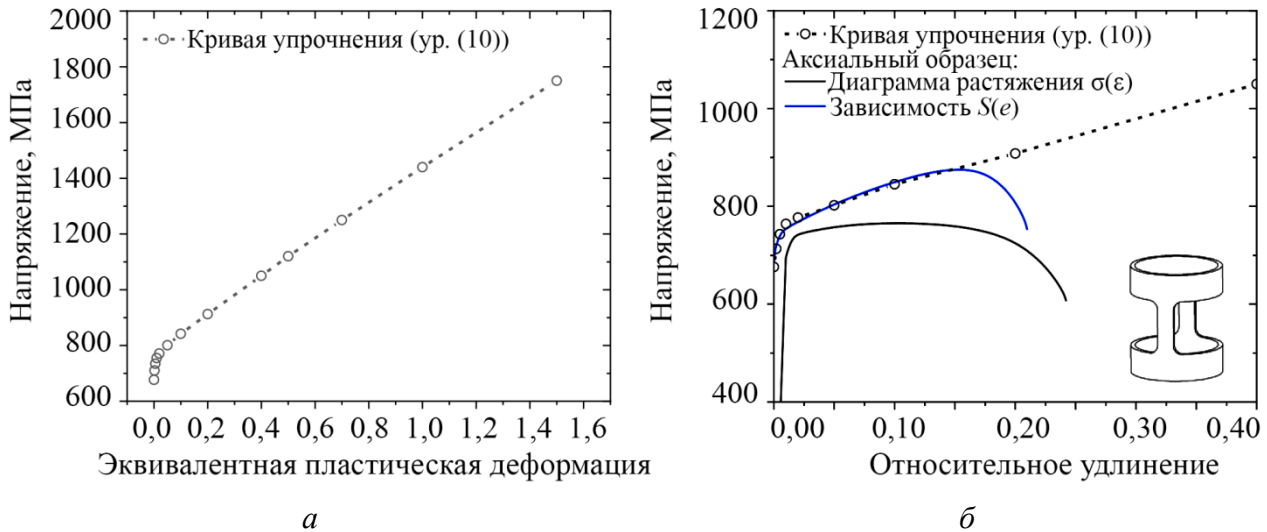


Рис. 3. Построенная кривая упрочнения стали ЭК164-ИД х.д. (а) и ее сопоставление с типичной зависимостью $S(e)$, полученной по результатам испытаний аксиального образца на растяжение (б)

Выражение (10) представляет собой зависимость сопротивления пластической деформации материала от степени пластической деформации. В свою очередь, величина σ_0 в выражении (10) представляет собой напряжение, при эквивалентных напряжениях больше которого происходит упругопластическое деформирование материала, а при эквивалентных напряжениях меньше которого – только упругое деформирование материала, что по физическому смыслу наиболее близко к пределу упругости материала.

Для подтверждения корректности построенной кривой упрочнения в области малых и средних пластических деформаций ($e_{pl} \leq 0,15$) проведено ее сопоставление с зависимостью истинных напряжений S от логарифмических деформаций e , построенной по результатам испытаний аксиальных образцов на растяжение. Построенная зависимость $S(e)$ должна соответствовать кривой упрочнения материала в области равномерного деформирования (до достижения максимального напряжения на диаграмме растяжения).

На рис. 3 б приведена типичная диаграмма растяжения аксиального образца в координатах условных напряжений σ и условных деформаций ϵ , а также соответствующая диаграмма в координатах истинных напряжений S и логарифмических деформаций e , полученная с использованием выражений (1) и (2). Из рис. 3 б видно хорошее согласование построенной кривой упрочнения с зависимостью $S(e)$, что подтверждает ее корректность в области пластических деформаций $e_{pl} \leq 0,15$.

Корректность построенной кривой упрочнения в области больших пластических деформаций подтверждается согласованием приведенных на рис. 4–7:

- экспериментальных и расчетных диаграмм растяжения кольцевых образцов (рис. 4);
- экспериментальных изображений одной из рабочих частей кольцевого образца (рис. 5 а и рис. 6 а, б) и соответствующих изображений, полученных в результате МКЭ-моделирования (рис. 5 б и рис. 6 в, г) для различных стадий растяжения (точек анализа), указанных на рис. 4 б;
- экспериментальных и расчетных зависимостей геометрических параметров h , t , R и L от перемещения опор (рис. 7).

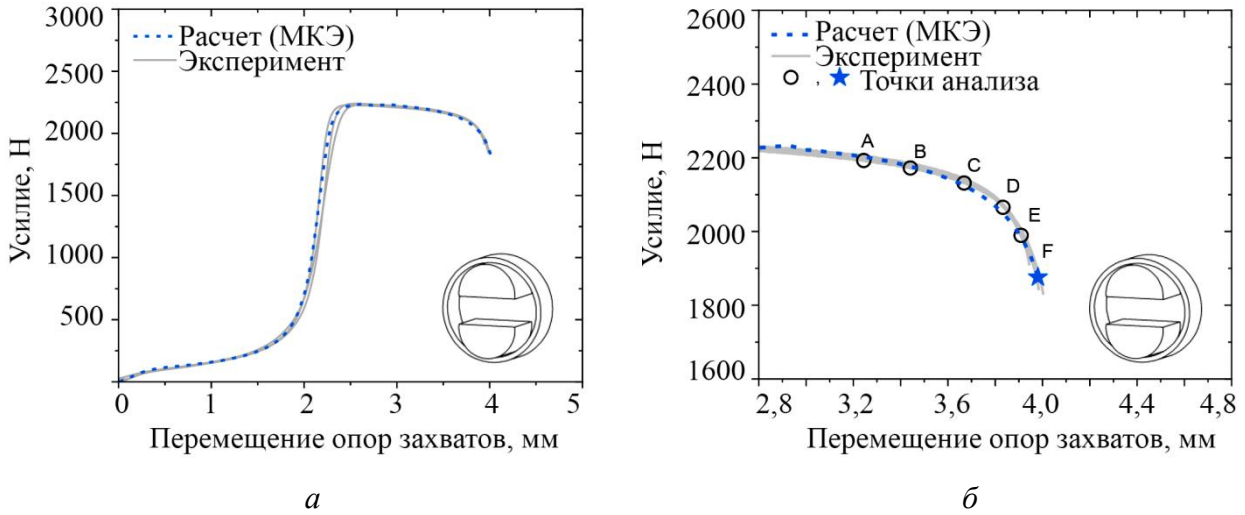


Рис. 4. Сопоставление расчетных и экспериментальных диаграмм растяжения кольцевых образцов: полная диаграмма растяжения кольцевого образца (а) и ниспадающий участок диаграммы растяжения (б)

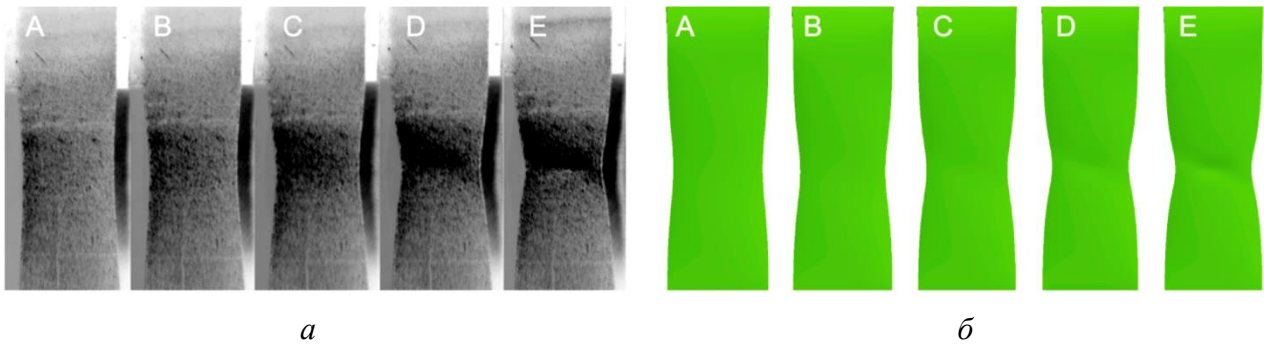


Рис. 5. Типичные экспериментальные изображения (а) и расчетные изображения (б) одной из рабочих частей кольцевого образца, соответствующие различным стадиям растяжения

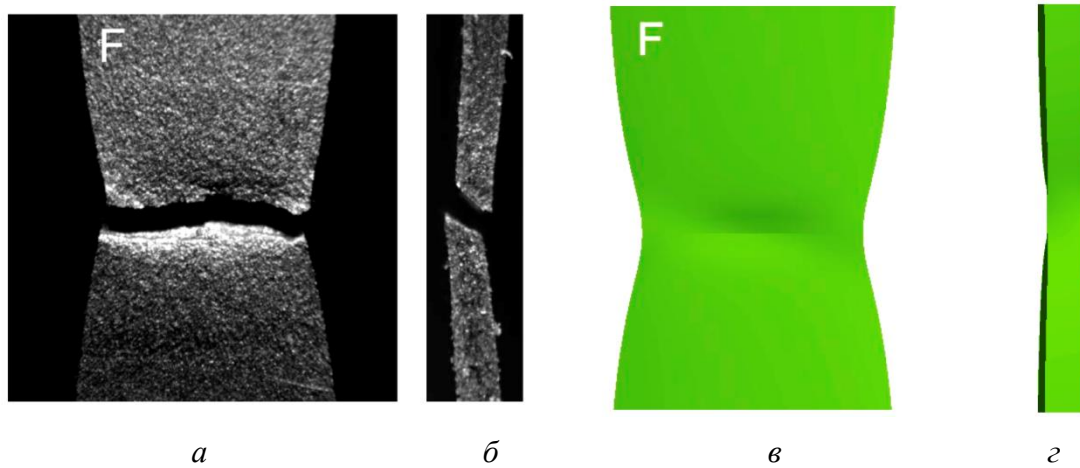


Рис. 6. Типичные экспериментальные изображения (а, б) и расчетные изображения (в, г) одной из рабочих частей кольцевого образца с различных сторон, соответствующие моменту разрушения

Из рис. 4–7 видно, что построенная МКЭ-модель растяжения кольцевого образца позволяет описать формирование области местного сужения рабочих частей – шейки, изменение геометрических параметров которой согласуется с экспериментальными данными.

Таким образом, построенная МКЭ-модель валидирована по перемещениям, нагрузкам и изменениям геометрических параметров рабочих частей (шейки) до момента разрушения, что позволяет ее использовать для анализа особенностей напряженно-деформированного состояния в шейке кольцевого образца при его растяжении на полукруглых цилиндрических опорах.

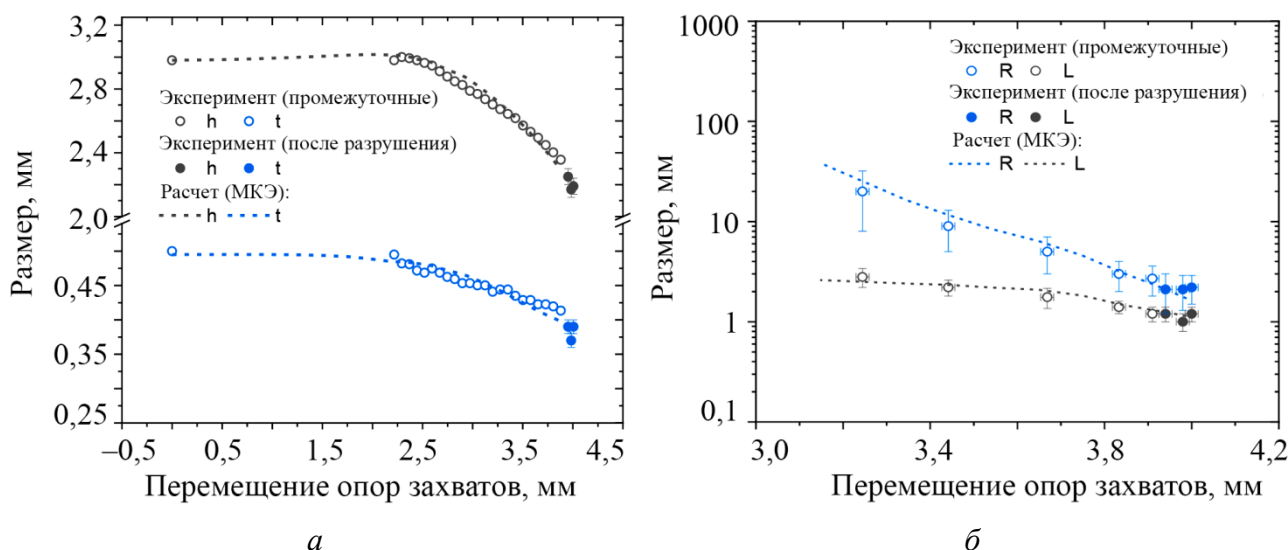


Рис. 7. Сопоставление расчетных и экспериментальных зависимостей изменений усредненных геометрических параметров шейки кольцевого образца в процессе его растяжения: ширина h и толщина t (а); радиус кривизны R и длина определения радиуса кривизны L (б)

3.2. Анализ изменения напряженно-деформированного состояния в шейке кольцевого образца

На рис. 8 приведено типичное изображение излома разрушенного образца, а также соответствующие расчетные карты распределения эквивалентных пластических деформаций e_{pl} , эквивалентных напряжений S_{eq} и показателя напряженного состояния $k_{МКЭ}$.

Видно, что к моменту разрушения образца в шейке реализуется ярко выраженная неравномерность распределения деформаций и напряжений по сечению, сопровождающаяся искажением изначально прямоугольной формы поперечного сечения. Так, эквивалентная пластическая деформация по ширине шейки меняется в ~ 3 раза, а эквивалентные напряжения при этом изменяются в $\sim 1,5$ раза. В итоге к моменту разрушения кольцевого образца при среднем значении усилия разрушения ~ 1870 Н в шейке достигаются значения (усредненные по 3 образцам):

- максимальной эквивалентной пластической деформации $e_{pl} = 1,2 \pm 0,2$;
- максимального эквивалентного напряжения $S_{eq} = 1550 \pm 90$ МПа;
- максимального показателя напряженного состояния $k_{max} = 1,13 \pm 0,08$.

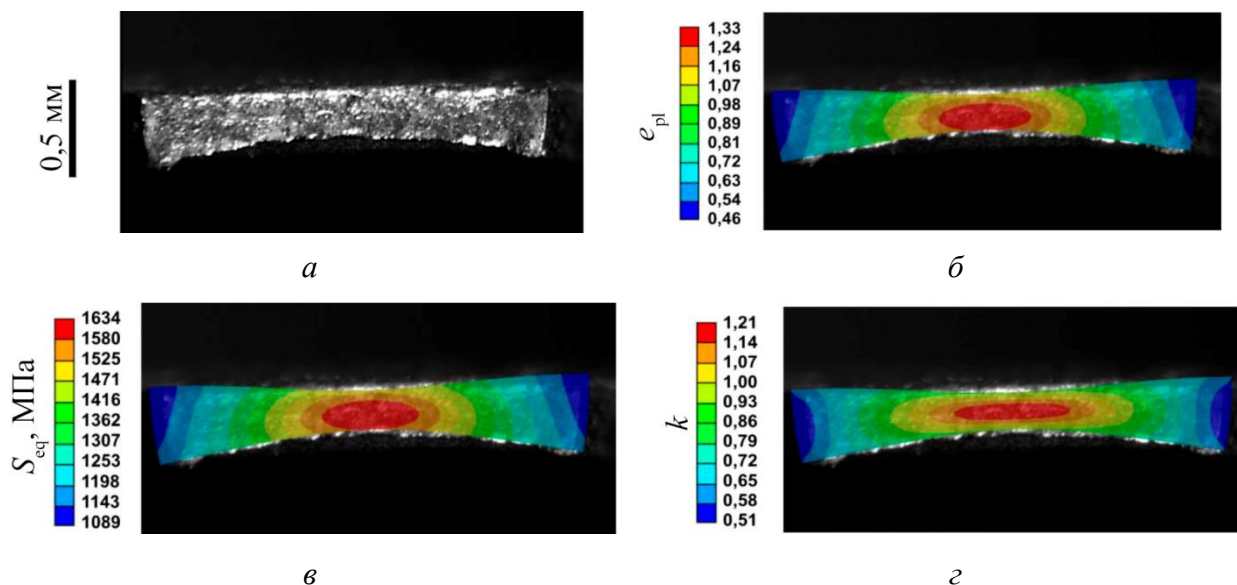


Рис. 8. Типичное изображение излома кольцевого образца (а), а также расчетные распределения эквивалентной пластической деформации e_{pl} (б), эквивалентных напряжений S_{eq} (в) и показателя напряженного состояния $k_{МКЭ}$ (г)

Наблюдаемая неравномерность распределения деформаций и напряжений напрямую связана с особенностями НДС в шейке. Одним из основных параметров, связываемых [3, 12] с НДС в шейке образца при его растяжении, является отношение ширины шейки h к радиусу кривизны ее контура R . На рис. 9 а приведена зависимость изменения отношения h/R от перемещения опор, а на рис. 9 б – расчетные зависимости изменения значений главных напряжений (σ_1 , σ_2 и σ_3) и главных деформаций (ε_1 , ε_2 и ε_3) в области максимума эквивалентных напряжений и деформаций от отношения h/R .

Видно, что в шейке кольцевого образца в процессе растяжения (увеличения h/R):

- напряженное состояние в области максимума эквивалентных напряжений изменяется от близкого к одноосному ($\sigma_2 \approx \sigma_3 \approx 0$ при $h/R \approx 0$) до трехосного ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3 \neq 0$ при $h/R > (0,4-0,5)$);
- деформированное состояние в области максимума эквивалентных деформаций при $h/R \approx 0$ характеризуется соотношением $\varepsilon_2 \approx \varepsilon_3 \approx -0,5\varepsilon_1$, а по мере увеличения h/R наблюдается увеличение различия между ε_2 и ε_3 , при этом $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3 \neq 0$ при всех h/R .

Описанные изменения напряженно-деформированного состояния сопровождаются проявлением ярко выраженной неравномерности распределения напряжений и пластических деформаций по сечению шейки (рис. 8).

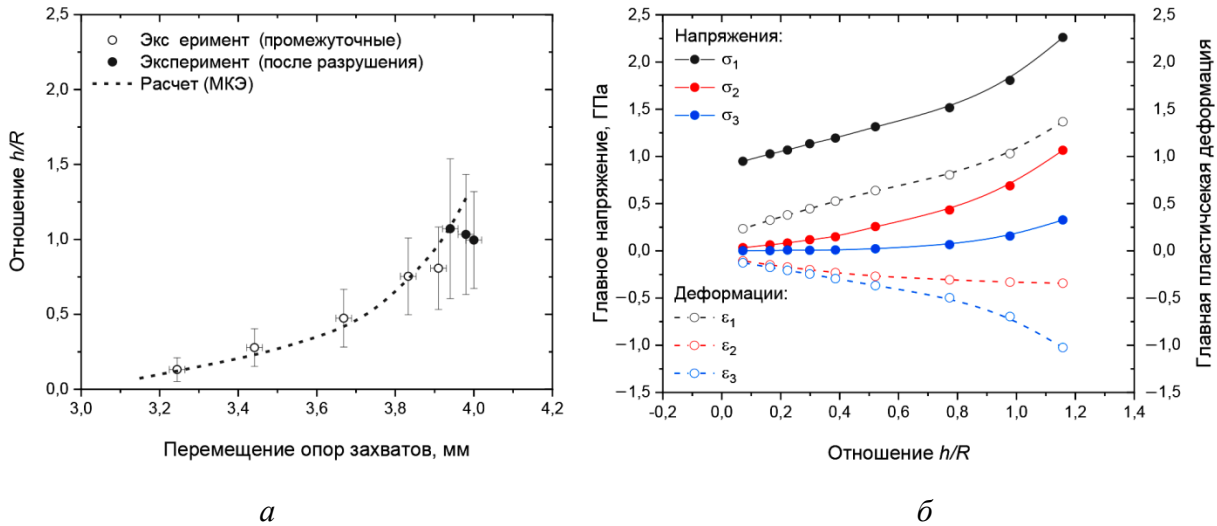


Рис. 9. Сопоставление расчетных и экспериментальных зависимостей отношения h/R от перемещения (а) и зависимости расчетных (МКЭ) значений главных напряжений (σ_1, σ_2 и σ_3) и главных пластических деформаций (ϵ_1, ϵ_2 и ϵ_3) в сечении шейки кольцевого образца от отношения h/R (б)

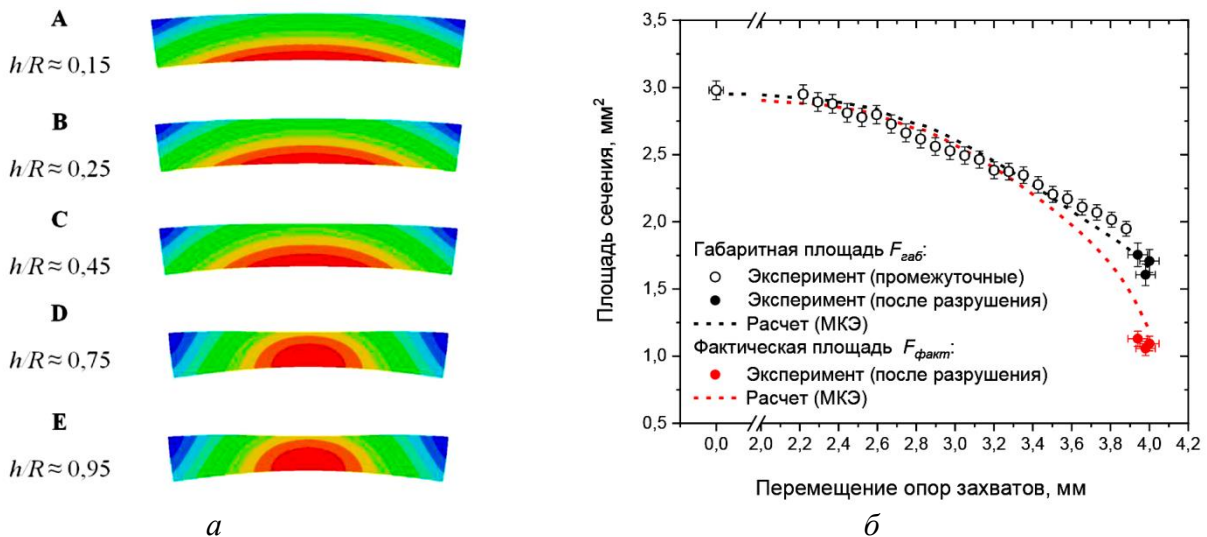


Рис. 10. Типичные расчетные изображения сечения шейки кольцевого образца, полученные в результате МКЭ-моделирования для различных точек анализа (а), а также сопоставление расчетных и экспериментальных зависимостей наименьшей площади поперечного сечения образца от отношения h/R (б)

На рис. 10 а приведены расчетные карты распределения эквивалентных деформаций в сечении шейки образца для различных значений отношения h/R . Видно, что по мере увеличения отношения h/R эквивалентные деформации все больше начинают локализоваться в центральной части сечения. В результате форма сечения шейки искажается и происходит уменьшение толщины сечения в центральной части. Как было отмечено выше, аналогичное изменение формы сечения характерно и для шейки плоских образцов с прямоугольным сечением [15, 18–21], что приводит к различию значений габаритной $F_{\text{габ}}$ и фактической $F_{\text{факт}}$ площади наименьшего сечения шейки, необходимой для вычисления истинных напряжений S (3) и логарифмических деформаций e (4).

На рис. 10 б приведено сопоставление расчетных и экспериментальных значений габаритной $F_{габ}$ и фактической $F_{факт}$ площадей наименьшего поперечного сечения шейки кольцевого образца, усредненных по двум рабочим частям. Поскольку разрушение кольцевого образца происходит только по одной из двух рабочих частей образца (рис. 2 а), усредненное экспериментальное значение $F_{факт}$ определяли исходя из предположения о сохранении пропорциональности между $F_{габ}$ и $F_{факт}$ для двух рабочих частей образца:

$$F_{факт} = F_{факт}^{№1} + F_{габ}^{№2} \cdot \frac{F_{факт}^{№1}}{F_{габ}^{№1}}, \quad (11)$$

где $F_{факт}^{№1}$ – фактическая площадь разрушенной рабочей части; $F_{габ}^{№2}$ – габаритная площадь целой рабочей части; $F_{габ}^{№1}$ – габаритная площадь разрушенной рабочей части. Анализ рисунка 10 б показал, что расчетные и экспериментальные значения площади наименьшего поперечного сечения рабочих частей кольцевого образца хорошо согласуются между собой. При этом значения $F_{габ}$ и $F_{факт}$ сопоставимы лишь на начальных этапах развития шейки. В дальнейшем различие между ними начинает увеличиваться, что связано с уменьшением толщины шейки в центральной области сечения. В результате различие между $F_{габ}$ и $F_{факт}$ может составлять до 40 %, что необходимо учитывать при использовании выражений (3) и (4) при соответствующих расчетах логарифмической деформации e и истинного напряжения S . На практике [3, 10] значения логарифмических деформаций e и истинных напряжений S используются для построения кривых упрочнения по результатам испытаний кольцевых образцов оболочек твэлов. Однако, как было отмечено, особенности НДС в шейке кольцевого образца либо не учитываются [10], либо учитываются [3], но с использованием аналитических выражений для плоских образцов, применимость которых к кольцевым образцам не анализировали. Далее проведен анализ применимости описанного подхода по построению кривой упрочнения к результатам испытаний кольцевых образцов с учетом выявленных особенностей НДС в шейке.

3.3. Особенности построения кривой упрочнения материала по результатам испытаний кольцевых образцов

На рис. 11 приведены полученные по результатам МКЭ-моделирования зависимости напряжений (рис. 11 а) и меры деформаций (рис. 11 б), вычисленных различным способом, от отношения h/R .

На рис. 11 а:

- $S_{габ}$ – напряжение, определенное с использованием $F_{габ}$ по формулам (3) и (5);
- $S_{факт}$ – напряжение, определенное с использованием $F_{факт}$ по формулам (3) и (6);
- $\langle S_{eq} \rangle$ – усредненное по сечению эквивалентное напряжение;
- $S_{eq,max}$ – максимальное значение эквивалентного напряжения.

На рис. 11 б:

- $e_{габ}$ – логарифмическая деформация, определенная с использованием $F_{габ}$ по формулам (4) и (5);
- $e_{факт}$ – логарифмическая деформация, определенная с использованием $F_{факт}$ по формулам (4) и (6);
- $\langle e_{pl} \rangle$ – усредненная по сечению эквивалентная пластическая деформация;
- $e_{pl,max}$ – максимальное значение эквивалентной пластической деформации.

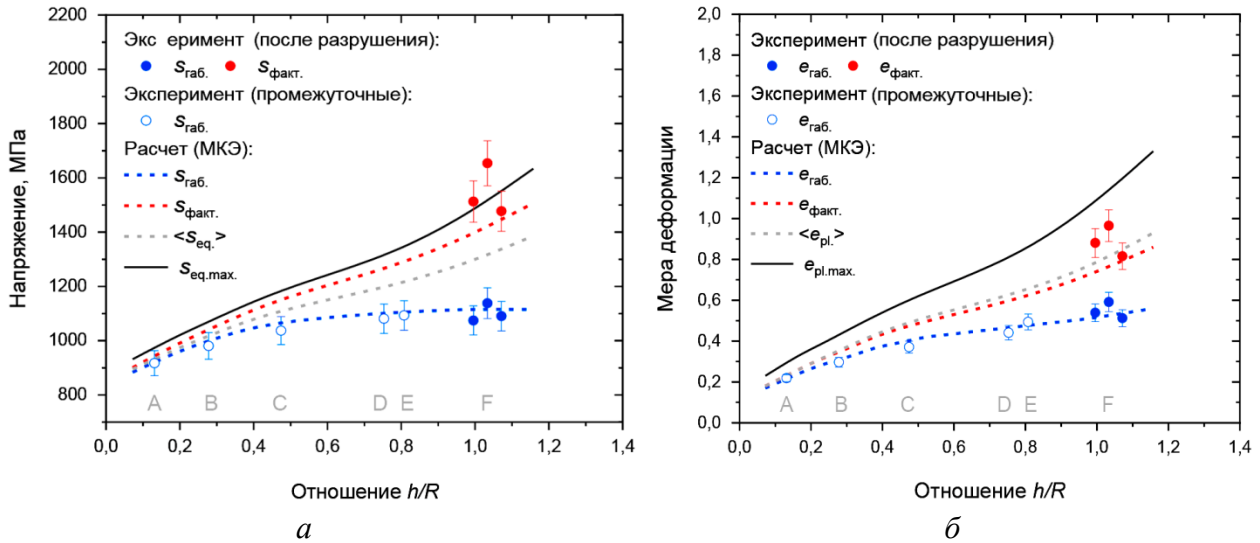


Рис. 11. Зависимости напряжений (а) и деформаций (б), вычисленных различным способом, от отношения h/R

Видно, что для шейки кольцевого образца:

- логарифмические деформации $e_{габ}$ и истинные напряжения $S_{габ}$ значительно ниже максимальных ($e_{pl,max}$ и $S_{eq,max}$) и усредненных ($\langle e_{pl} \rangle$ и $\langle S_{eq} \rangle$) значений эквивалентных деформаций и напряжений, что ограничивает возможность использования $e_{габ}$ и $S_{габ}$ в качестве характеристик НДС в шейке кольцевого образца;
- логарифмические деформации $e_{факт}$ и истинные напряжения $S_{факт}$ имеют более близкие к усредненным по сечению значениям эквивалентных деформаций $\langle e_{pl} \rangle$ и напряжений $\langle S_{eq} \rangle$, что делает более предпочтительным их использование в качестве характеристик НДС в шейке кольцевого образца.

На рис. 12 приведены зависимости $S_{габ}(e_{габ})$ и $S_{факт}(e_{факт})$. Для сопоставления на рис. 12 приведена зависимость $\langle S_{eq} \rangle(\langle e_{pl} \rangle)$ и кривая упрочнения рассматриваемого материала (10).

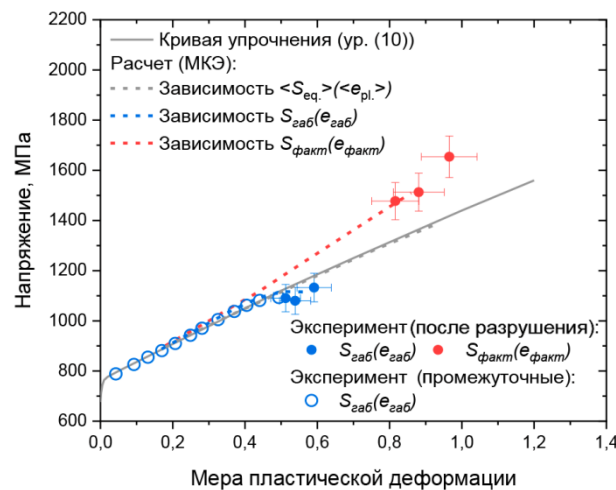


Рис. 12. Сопоставление кривой упрочнения материала и расчетных зависимостей $S_{габ}(e_{габ})$, $S_{факт}(e_{факт})$ и $\langle S_{eq} \rangle(\langle e_{pl} \rangle)$

Видно, что наилучшее соответствие с кривой упрочнения материала имеет зависимость $\langle S_{eq} \rangle(\langle e_{pl} \rangle)$, в связи с чем наиболее предпочтительным для построения кривой упрочнения является использование $S_{факт}$ и $e_{факт}$, которые имеют более близкие значения к

$\langle S_{eq} \rangle$ и $\langle e_{pl} \rangle$, чем $S_{габ}$ и $e_{габ}$. Однако видно, что зависимость $S_{факт}(e_{факт})$ лежит выше $\langle S_{eq} \rangle (\langle e_{pl} \rangle)$. Данная особенность является методической ошибкой; она характерна как для шеек цилиндрических образцов с круглым сечением, так и для шеек плоских образцов с прямоугольным сечением и обусловлена неучетом трехосности напряженного состояния в шейке образца [11–15]. Для учета трехосности напряженного состояния в шейке образца предлагается [11–15] использование поправочного множителя C , при помощи которого истинное напряжение $S_{факт}$ может быть преобразовано в напряжение течения σ_s из выражения (10) следующим образом:

$$\sigma_s = C \cdot S_{факт}, \quad (12)$$

где C – поправочный множитель, $S_{факт}$ – истинное напряжение, определяемое по выражению (3).

Из рис. 12 видно, что для значений $S_{факт}$, соответствующих моменту разрушения ($h/R \approx 1,0$), поправочный множитель C должен быть равен $\approx 0,9$. Однако известные аналитические зависимости для поправочного множителя C , предлагаемые в работе [12], дают значение $C \approx 0,67$ для $h/R \approx 1,0$, применение которого в данном случае может привести к еще большей ошибке построения кривой упрочнения (-20%), чем без применения поправочного множителя C ($+10\%$). Применимость аналитических зависимостей поправочного множителя C от h/R для плоских образцов с прямоугольным сечением ограничена допущениями, принимаемыми при их выводе, среди которых: допущение равномерности распределения деформаций в сечении [12], а также допущение о плоском деформированном состоянии в шейке (равенство нулю одной из компонент деформаций) [12]. Оба эти допущения не применимы для шейки кольцевого образца, так как для нее характерна ярко выраженная неравномерность распределения деформаций по сечению (рис. 8 б), а также сложное напряженно-деформированное состояние, при котором ни одна из компонент деформации не равна нулю при любых h/R (рис. 9 б).

Из рис. 12 также видно, что зависимость $S_{габ}(e_{габ})$ близка (отличие $<5\%$) к кривой упрочнения (10), несмотря на заниженные значения $S_{габ}$ и $e_{габ}$ по сравнению со значениями $\langle S_{eq} \rangle$ и $\langle e_{pl} \rangle$ (рис. 11). Близость зависимости $S_{габ}(e_{габ})$ и кривой упрочнения обусловлена в данном случае совокупностью методических ошибок, в результате которых необходимость пересчета $S_{габ}$ в σ_s в связи с трехосным напряженным состоянием компенсируется завышением площади сечения $F_{габ}$ относительно $F_{факт}$ из-за неучета искажения формы сечения шейки (рис. 10 б). Однако стоит отметить, что ввиду методических ошибок вид зависимости $S_{габ}(e_{габ})$ не повторяет в полной мере вид кривой упрочнения, а скорее определяет диапазон деформаций и напряжений, в котором находится кривая упрочнения, что необходимо учитывать при интерпретации экспериментальных результатов.

Таким образом, можно заключить, что построение кривой упрочнения материала на основе зависимости истинных напряжений S от логарифмической деформации e по результатам испытаний кольцевых образцов требует учета методических ошибок, связанных с реализацией трехосного напряженного состояния, неравномерностью распределения деформаций в сечении образца и искажением формы поперечного сечения шейки.

Использование фактической площади поперечного сечения $F_{факт}$ шейки при построении зависимости $S(e)$ приводит к завышению определяемого напряжения течения σ_s и требует применения поправочного множителя $C < 1$. Применение аналитических зависимостей поправочного множителя C для плоских образцов с прямоугольным сечением к результатам испытаний кольцевых образцов может привести к еще большим методическим ошибкам. Корректная оценка поправочного множителя для кольцевых образцов возможна лишь по результатам трехмерного МКЭ-моделирования.

Использование габаритной площади поперечного сечения $F_{габ}$ шейки при построении зависимости $S(e)$ не требует применения поправочного множителя C , но может исказить вид

получаемой кривой упрочнения и приводит к занижению напряжения течения σ_s по мере приближения диаграммы растяжения к моменту разрушения. Корректная оценка вида кривой упрочнения возможна также лишь по результатам трехмерного МКЭ-моделирования растяжения кольцевого образца.

3.4. Анализ подходов по определению показателя напряженного состояния k

Отдельно стоит рассмотреть задачу нахождения параметра напряженного состояния k , определяющего значение критической пластической деформации при различных видах напряженного состояния [32].

Для растяжения плоского образца с прямоугольным сечением и круглыми боковыми вырезами, схема которого приведена на рис. 13 а, известно аналитическое выражение параметра напряженного состояния $k_{\text{пд}}$ в случае плоского деформированного состояния ($t \gg h$) [33]:

$$k_{\text{пд}} = \frac{\sigma}{T} = 1 + 2 \cdot \ln\left(1 + \frac{h}{4R}\right), \quad (13)$$

где h – ширина шейки в наименьшем сечении, R – радиус кривизны боковых вырезов.

Для аналогичной задачи, но при плоском напряженном состоянии ($t \ll h$) известно выражение [33]

$$k_{\text{пн}} = \frac{\sigma}{T} = \frac{\sqrt{3}}{3} \left(\frac{1+2A}{\sqrt{A^2+A+1}} \right), \quad (14)$$

где $A = \ln\left(1 + \frac{h}{4R}\right)$, h – ширина шейки в наименьшем сечении, R – радиус кривизны боковых вырезов.

На рис. 13 б приведено сопоставление значений показателя напряженного состояния k при различных значениях h/R , полученных с использованием выражений (9), (13) и (14).

Из рис. 13 видно, что аналитическое выражение (13) дает более высокие значения показателя напряженного состояния в шейке кольцевых образцов по сравнению со значениями $k_{\text{МКЭ}}$ (9), полученными по результатам МКЭ-моделирования. Это, по всей видимости, обусловлено рассмотрением плоского деформированного состояния при выводе выражения (13), тогда как в шейке кольцевого образца реализуется сложное напряженно-деформированное состояние (рис. 9 б). Также стоит отметить, что по мере уменьшения значения h/R показатель напряженного состояния k должен приближаться к значению $k \approx 0,58$, характерному для одноосного растяжения (рис. 9 б). В свою очередь, выражение (13) при $h/R = 0$ дает значение $k \approx 1$, что не позволяет с приемлемой точностью оценить значение показателя напряженного состояния k для шейки кольцевых образцов с использованием выражения (13).

Выражение (14), полученное для плоского напряженного состояния, лучше согласуется с результатами МКЭ-моделирования, по крайней мере, до значений $h/R = (0,4-0,5)$, а также сводится к $k \approx 0,58$ при $h/R = 0$. По мере увеличения значения h/R различие между выражением (14) и результатами МКЭ-моделирования увеличивается, что связано, по всей видимости, со все большим проявлением трехосности напряженного состояния (рис. 9 б). Таким образом, выражение (14) характеризуется ограниченной применимостью к шейкам кольцевых образцов при относительно небольших значениях $h/R < (0,4-0,5)$.

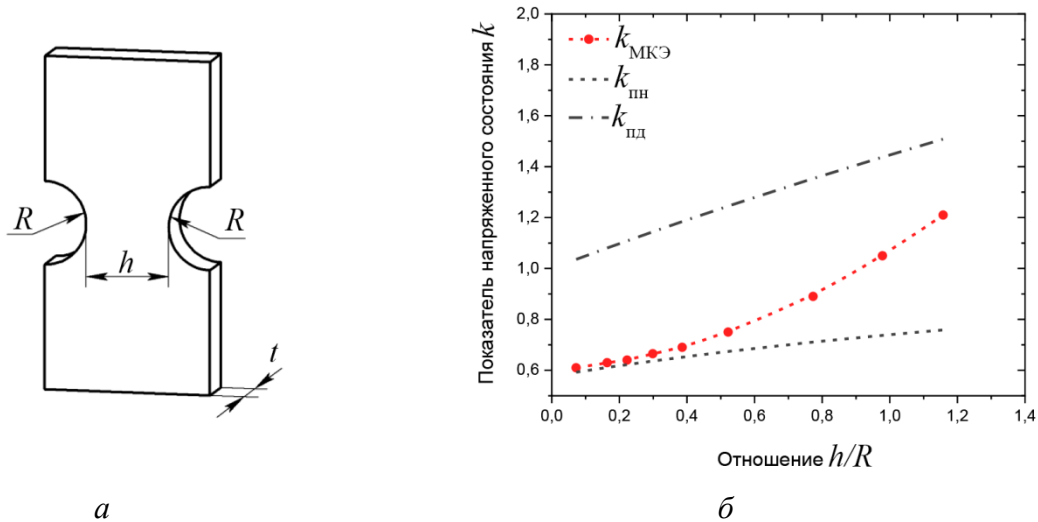


Рис. 13. Схема плоского образца с прямоугольным сечением и круглыми боковыми вырезами (а) и сопоставление зависимостей показателя напряженного состояния k в шейке кольцевого образца от отношения h/R , полученных различным способом (б)

В результате можно заключить, что в шейке кольцевых образцов при их растяжении на полукруглых цилиндрических опорах реализуется сложное трехосное напряженное состояние, при описании которого применение аналитических выражений затруднено. Допущения о плоском деформированном или плоском напряженном состояниях в шейке кольцевого образца могут приводить к значительным искажениям результатов таких оценок. В связи с этим наиболее оптимальным подходом к определению характеристик напряженно-деформированного состояния в шейке кольцевого образца и построению кривой упрочнения является трехмерное МКЭ-моделирование с соответствующей валидацией расчетной модели по экспериментальным данным. Итерационная процедура, использованная в данной работе и широко применяемая для задач такого типа [2, 13, 20, 26–30], является эффективным способом построения кривой упрочнения и позволяет минимизировать возможные методические ошибки и соответствующие искажения результатов. Выявленные особенности НДС в шейке кольцевого образца при его растяжении на полукруглых цилиндрических опорах могут быть полезны исследователям, использующим описанные в работах [3, 10] экспериментальные подходы.

4. Заключение

На примере материала необлученной оболочки твэла из холоднодеформированной аустенитной стали ЭК164-ИД х.д. типа Fe–15Cr–19Ni методом трехмерного конечно-элементного моделирования (МКЭ) проведен анализ напряженно-деформированного состояния в шейке кольцевого образца при его растяжении на полукруглых цилиндрических опорах.

Построена кривая упрочнения материала оболочки (зависимость напряжения течения σ_s от пластической деформации e_{pl}) и валидирована трехмерная МКЭ-модель растяжения кольцевого образца на полукруглых цилиндрических опорах. По результатам МКЭ моделирования показано, что разрушению кольцевого образца из рассмотренного материала предшествует достижение в центре наименьшего сечения шейки значений:

- максимальной эквивалентной пластической деформации $e_{pl,max} = (1,2 \pm 0,2)$;
- максимального эквивалентного напряжения $S_{eq,max} = (1550 \pm 90)$ МПа;
- максимального показателя напряженного состояния $k_{max} = 1,13 \pm 0,08$.

Выявлено, что в шейке кольцевого образца в процессе растяжения напряженное состояние в области максимальных эквивалентных напряжений изменяется от близкого к од-

ноосному (при $h/R \approx 0$) до трехосного (при $h/R > (0,4-0,5)$), что сопровождается проявлением ярко выраженной неравномерности распределения напряжений и пластических деформаций в сечении шейки (перепад деформации по сечению в ~ 3 раза). Достижение трехосного напряженного состояния и неравномерность распределения деформаций в шейке кольцевого образца сопровождается искажением формы минимального поперечного сечения с уменьшением толщины в его центральной части. Это приводит к различию фактической площади $F_{\text{факт}}$ (с учетом искажения формы сечения) и габаритной площади $F_{\text{габ}}$ (по видимой внешней толщине t и ширине h) сечения шейки до $\sim 40\%$ к моменту разрушения, что напрямую влияет на получаемые значения логарифмических деформаций e и истинных напряжений S при экспериментальном определении кривой упрочнения.

Использование фактической площади поперечного сечения $F_{\text{факт}}$ шейки при построении зависимости $S(e)$ приводит к завышению определяемого напряжения течения σ_s и требует применения поправочного множителя $C < 1$. Применение аналитических зависимостей поправочного множителя $C(h/R)$ для плоских образцов с прямоугольным сечением к результатам испытаний кольцевых образцов могут привести к еще большим методическим ошибкам. Корректная оценка поправочного множителя для кольцевых образцов возможна лишь по результатам трехмерного МКЭ-моделирования.

Использование габаритной площади поперечного сечения $F_{\text{габ}}$ шейки при построении зависимости $S(e)$ не требует применения поправочного множителя, но может исказить вид кривой упрочнения и приводить к занижению напряжения течения σ_s по мере приближения диаграммы к моменту разрушения. Корректная оценка вида кривой упрочнения возможна по результатам трехмерного МКЭ-моделирования растяжения кольцевого образца.

Показатель напряженного состояния k в области максимума напряжений в процессе растяжения изменяется от характерного для одноосного ($k \approx 0,58$ при $h/R \approx 0$) до значения $k \approx 1,2$ к моменту разрушения образца. Предлагаемые в литературных источниках аналитические выражения для показателя напряженного состояния k в шейке плоского образца с боковыми вырезами не позволяют корректно оценить значение k , так как они получены либо для плоского деформированного состояния (более высокие значения k), либо для плоского напряженного состояния (более низкие значения k). Корректная оценка показателя напряженного состояния возможна по результатам трехмерного МКЭ-моделирования растяжения кольцевого образца.

Продемонстрирована эффективность применения трехмерного МКЭ-моделирования в комплексе с итерационной процедурой построения кривой упрочнения и валидацией расчетной модели с целью анализа напряженно-деформированного состояния в кольцевом образце.

Благодарность

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

Литература

1. 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.
2. Frolov A. S., Fedotov I. V., Gurovich B. A. Evaluation of the true-strength characteristics for isotropic materials using ring tensile test // Nucl. Eng. Technol. – 2021. – Vol. 53 (7). – P. 2323–2333. – DOI: 10.1016/j.net.2021.01.033.

3. Construction of a strainhardening 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. 2023. – P. 1528–1534. – DOI: 10.1134/S0036029523100117.
4. 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 // *Phys. Met. Metallogr.* – 2024. – Vol. 125 (6). – P. 665–672. – DOI: 10.1134/S0031918X2460043X.
5. Методика определения кривой упрочнения материала оболочек твэлов / А. В. Коновалов, Д. В. Вичужанин, А. С. Паргин, А. В. Козлов // *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*. – 2017. – Т. 83 (7). – С. 58–61.
6. Определение предела текучести стали ЭК-181 при испытаниях на растяжение кольцевых образцов / М. В. Леонтьева-Смирнова, И. Н. Измалков, И. Р. Валитов, Л. П. Лошманов, А. В. Костюхина, П. В. Федотов, Г. Х. Мурзаханов, А. В. Баскаков // *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*. – 2016. – Т. 82 (10). – С. 56–61.
7. Kamaya M., Kitsunai Y., Koshiishi M. True stress-strain curve acquisition for irradiated stainless steel including the range exceeding necking strain // *J. Nucl. Mater.* – 2015. – Vol. 465. – P. 316–325. – DOI: 10.1016/j.jnucmat.2015.05.027.
8. The effect of strain biaxiality on the fracture of zirconium alloy fuel cladding / A. Zouari, M. Bono, D. Le Boulch, T. Le Jolu, J. Crépin, J. Besson // *J. Nucl. Mater.* – 2021. – Vol. 554 (153070). – P. 1–13. – DOI: 10.1016/j.jnucmat.2021.153070.
9. Фролов А. С., Федотов И. В. Методология механических испытаний материалов оболочек твэлов российских ядерных реакторов // *Вопросы атомной науки и техники. Серия «Физика ядерных реакторов»*. – 2024. – № 5. – С. 75–97.
10. Methodical features of tensile testing of ring samples / M. V. Leontieva-Smirnova, V. A. Kalin, E. M. Morozov, A. V. Kostyukhina, P. V. Fedotov, R. N. Taktashev // *Inorg. Mater. Appl. Res.* – 2020. – Vol. 11. – P. 731–738. – DOI: 10.1134/S2075113320030302.
11. Бриджмен П. У. Исследование больших пластических деформаций и разрыва. – М. : Либроком, 2010. – 448 с.
12. Ostsemin A. A. On the analysis of stress state in elliptical tensile neck // *Strength of Materials*. – 2009. – Vol. 41 – P. 356–362. – DOI: 10.1007/s11223-009-9147-y.
13. Stress–strain curves of metallic materials and post-necking strain hardening characterization: a review / S. Tu, X. Ren, J. He, Z. Zhang // *J. Nucl. Mater.* – 2020. – Vol. 43 (1). – P. 3–19. – DOI: 10.1111/ffe.13134.
14. Анализ методов построения истинных диаграмм деформирования упругопластических материалов при больших деформациях / В. Г. Баженов, Д. А. Казаков, С. С. Куканов, Д. Л. Осетров, А. А. Рябов // *Вестник ПНИПУ. Механика*. – 2023. – № 4. – С. 12–22. – DOI: 10.15593/perm.mech/2023.4.02.
15. Wang L., Tong W. Identification of post-necking strain hardening behavior of thin sheet metals from image-based surface strain data in uniaxial tension tests // *Int. J. Solids Struct.* – 2015. – Vol. 75–76. – P. 12–31. – DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2015.04.038.
16. A correlation-based approach for evaluating mechanical properties of nuclear fuel cladding tubes / M. N. Gussev, B. Garrison, C. Massey, A. Le Coq, K. Linton, K. A. Terrani // *J. Nucl. Mater.* – 2023. – Vol. 574 (154192). – P. 1–12. – DOI: 10.1016/j.jnucmat.2022.154192.
17. ГОСТ 1497-2023 (ISO 6892-1).
18. Determining material true stress-strain curve from tensile specimens with rectangular cross-section / Z. L. Zhang, M. Hauge, J. Ødegård, C. Thaulow // *Int. J. Solids Struct.* – 1999. – Vol. 36 (23). – P. 3497–3516. – DOI: 10.1016/S0020-7683(98)00153-X.
19. Choung J. M., Cho S. R. Study on true stress correction from tensile tests // *J. Mech. Sci. – Technol.* – 2008. – Vol. 22 (6). – P. 1039–1051. – DOI: 10.1007/s12206-008-0302-3.

20. An experimental-numerical combined method to determine the true constitutive relation of tensile specimens after necking / Y. De Wang, S.-h. Xu, S.-b. Ren, H. Wang // *Adv. Mater. Sci. Eng.* – 2016. – Vol. 2016 (6015752). – P. 1–12. – DOI: 10.1155/2016/6015752.
21. Hardening model of anisotropic sheet metal during the diffuse instability necking stage of uniaxial tension / Z. Mu, J. Zhao, G. Yu, X. Huang, Q. Meng, R. Zhai // *Thin-Walled Structres.* – 2021. – Vol. 159 (107198). – P. 1–14. – DOI: 10.1016/j.tws.2020.107198.
22. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. – М. : Наука, 1984. – 833 с.
23. Finite element analysis of tensile testing with emphasis on necking / M. Joun, I. Choi, J. Eom, M. Lee // *Comput. Mater. Sci.* – 2007. – Vol. 41 (1). – P. 63–69. – DOI: 10.1016/j.commatsci.2007.03.002.
24. Berezhnoi D. V., Paimushin V. N. Two formulations of elastoplastic problems and the theoretical determination of the location of neck formation in samples under tension // *Journal of Applied Mathematics and Mechanics.* – 2011. – Vol. 75 (4). – P. 635–659. – DOI: 10.1016/j.jappmathmech.2011.09.009.
25. Kukudzhanov V. N., Levitin A. L. Rheological instability and localization of strains in plane elastoplastic specimens under extension // *Mechanics of Solids.* – 2005. – Vol. 40 (6). – P. 69–80.
26. Identification of post-necking stress-strain curve for sheet metals by inverse method / K. Zhao, L. Wang, Y. Chang, J. Yan // *Mech. Mater.* – 2016. – Vol. 92. – P. 107–118. – DOI: 10.1016/j.mechmat.2015.09.004.
27. Вильдеман В. Э., Мугатаров А. И., Хмелев А. А. Расчетно-экспериментальный метод построения диаграммы деформирования материала в условиях неоднородных полей напряжений // *Вестник ПНИПУ. Механика.* – 2024. – № 2. – P. 24–32. – DOI: 10.15593/perm.mech/2024.2.03.
28. Kamaya M., Kawakubo M. True stress-strain curves of cold worked stainless steel over a large range of strains // *J. Nucl. Mater.* – 2014. – Vol. 451 (1–3). – P. 264–275. – DOI: 10.1016/j.jnucmat.2014.04.006.
29. Post necking characterisation for sheet metal materials using full field measurement / S. Marth, H. Å. Häggblad, M. Oldenburg, R. Östlund // *J. Mater. Process. Technol.* – 2016. – Vol. 238. – P. 315–324. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.07.036.
30. Kim J. S., Kim J. M. Prediction of the irradiation effect on the fracture toughness for stainless steel using a stress-modified fracture strain model // *Int. J. Mech. Sci.* – 2024. – Vol. 264 (108860). – P. 1–16. – DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2023.108860.
31. Мейз Дж. Теория и задачи механики сплошных сред / пер. с англ. – М. : ЛКИ, 2007. – 318 с.
32. 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. : Metallurgy, 1977. – 336 с.
33. Bai Yu. Effect of Loading History on Necking and Fracture : Thesis ... Doctor of Philosophy in Applied Mechanics. – Massachusetts, USA, 2008. – 262 p. – URL: <https://www.researchgate.net/publication/38003378>.